

Центральноукраїнський національний технічний університет
Міністерство освіти і науки України
Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»
Міністерство освіти і науки України

Кваліфікаційна наукова праця
на правах рукопису

ШЕПЕЛЕНКО ІГОР ВІТАЛІЙОВИЧ

УДК 621.787.4

ДИСЕРТАЦІЯ

НАУКОВІ ОСНОВИ ТЕХНОЛОГІЇ НАНЕСЕННЯ АНТИФРИКЦІЙНИХ ПОКРИТТІВ З ВИКОРИСТАННЯМ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

Спеціальність 05.02.08 – Технологія машинобудування
Технічні науки

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело.

_____ І.В. Шепеленко

Науковий консультант: Посвятенко Едуард Карпович,
заслужений діяч науки і техніки України, доктор технічних наук, професор

Київ – 2021

АНОТАЦІЯ

Шепеленко І.В. Наукові основи технології нанесення антифрикційних покриттів з використанням пластичного деформування. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.02.08 «Технологія машинобудування». – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» Міністерства освіти і науки України, Київ, 2021.

В дисертації вирішена науково-технічна проблема – створення наукових основ технології нанесення антифрикційних покриттів з використанням пластичного деформування.

В роботі виконано аналіз праць, присвячених проблемі підвищення якості поверхонь тертя. Встановлено, що якість поверхневого шару залежить, перш за все, від технологічного методу обробки, який забезпечує отримання необхідної шорсткості в зоні контактування і фізико-механічних властивостей робочих поверхонь деталей. З точки зору досягнення високої якості поверхневого шару деталей найбільш перспективним слід вважати напрямок з використання методів комбінованої обробки, що дозволяє поєднувати переваги різних методів, в тому числі, модифікації поверхні і нанесення покриттів. Для підвищення триботехнічних характеристик робочих поверхонь широке застосування знайшли способи формування антифрикційних покриттів на металеві поверхні тертя. Зроблено висновок, що найбільш ефективним, простим в реалізації та таким, що не вимагає складного обладнання, є фінішна антифрикційна безабразивна обробка (ФАБО).

Доведена перспективність підвищення зносостійкості і міцності зчеплення покриття з основою використання методів комбінованої обробки. Зроблено припущення, що можливість суміщення ФАБО з методами холодного пластичного деформування, зокрема з деформуючим протягуванням, дозволить підвищити продуктивність процесу, а також якість фінішної обробки отворів.

Зазначено, що для оцінки якості деталей, оброблених деформуючим протягуванням, слід використовувати параметр, що характеризує дефектність поверхневого шару – ресурс використаної пластичності. Вивчення цього показника особливо актуально при обробці пластичним деформуванням малопластичних матеріалів, зокрема графітовмісного чавуну, можливості пластичної формозміни якого обмежені руйнуванням. Для вирішення вищевказаних питань необхідно побудувати діаграму пластичності для малопластичного матеріалу, наприклад, чавуну СЧ20, яка є механічною характеристикою досліджуваного матеріалу.

Наведена методологія роботи та методика експериментальних досліджень. Розроблено ряд оригінальних методик: дослідження процесу нанесення антифрикційних покриттів фрикційно-механічним методом; моделювання роботи деформуючого елемента з поверхневим шаром зразка із покриттям; моделювання контактної взаємодії інструменту з мікрорізниками поверхні при ФАБО; моделювання процесу осадки циліндричного трубчастого зразка в умовах об'ємного стиснення; дослідження напружено-деформованого стану при моделюванні деформуючого протягування зразка методом скінчених елементів.

Експериментально встановлено закономірності взаємодії мікронеровностей обробленої поверхні з інструментом при ФАБО, які визначаються принципом пристосованості системи «інструмент – заготовка». Доведено, що при взаємодії мікронерівності з латунним інструментом практично відразу відбувається формування затупленої вершини мікронерівності з радіусом округлення, який в подальшому залишається практично незмінним. З точки зору максимальної ефективності процесу мікрорізання і заповнення впадин між мікронерівностями їх геометрія повинна забезпечувати передній кут різання $\gamma = 0 \div +5^\circ$.

Запропоновано розглядати процес ФАБО з позицій системного підходу і принципів самоорганізації, що дозволить прогнозувати досягнення

оптимальних параметрів якості поверхневого шару: рівноважній шорсткості, сприятливого мікрорельєфу, необхідних зміцнення і залишкових напружень.

Встановлено, що використання операції деформуючого протягування після нанесення антифрикційного покриття підвищує якість покриття за рахунок поліпшення адгезійної взаємодії з основним матеріалом і забезпечення постійності товщини покриття, але обов'язково вимагає вивчення напружено-деформованого стану поверхневого шару, обробленого деформуючим протягуванням, побудови діаграми пластичності чавуну СЧ20, що враховує його деформування при від'ємних показниках жорсткості напруженого стану, уточнення залишкового ресурсу пластичності чавуну СЧ20, обробленого деформуючим протягуванням.

Установлено, що чавун СЧ20 може пластично деформуватися тільки при від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану, що дозволяє сформулювати таке положення: обробка отворів у чавунних виробах деформуючим протягуванням можлива тільки за відсутності пластичних деформацій поблизу зовнішньої поверхні виробу, а пластично може деформуватися тільки матеріал стінки, що прилягає до отвору.

Розроблена методика отримання значних пластичних деформацій малопластичного чавуну СЧ20, що полягає в розробці теоретичної моделі деформування збірного чавунного трубчастого зразка при спільному його стисканні в комбінації з іншими пластичними матеріалами.

Запропонована методика осадки циліндричного чавунного зразка в умовах об'ємного стискання за допомогою методу скінченних елементів, що дозволило виконати розрахунок напружено-деформованого стану зразка при його стисканні.

Експерименти, сплановані відповідно до розробленої теоретичної моделі і результатам моделювання процесу осадки зразка, підтвердили результати розрахунків і дозволили вперше отримати значні пластичні деформації чавуну при від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану.

Побудована діаграма пластичності чавуну, що вміщує ділянку, на якому деформування виконується при значних від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану.

Виконано дослідження механіки деформуючого протягування. Встановлено, що при деформації в умовах критичних контактних тисків мають місце зони локальної пластичної деформації на початку і кінці контактної зони. Для цього випадку уточнена схема осередку деформації при деформуючому протягуванні. Доведено, що при наявності в зоні контакту критичних контактних тисків в місцях сполучення позаконтактних зон з урахуванням контакту з'являються зони локального пластичного деформування. Передня зона являє собою наплив, який збільшує довжину контактної ділянки, а задня – сходинок з оброблюваного матеріалу, що витікає із зони контакту під дією критичних контактних тисків. Представлено експериментальні підтвердження наявності цих зон.

Досліджено вплив геометрії інструменту на параметри напружено-деформованого стану, історію деформування та ресурс використаної пластичності. Запропоновано технологічні рекомендації з вибору геометрії інструменту. З позиції мінімізації значення ресурсу використаної пластичності оптимальним варіантом є використання значення кута нахилу твірної робочого конуса інструменту в межах $\alpha \leq 4^\circ$.

Виконано дослідження з визначення основних технологічних факторів, що впливають на якість антифрикційного покриття, отриманого ФАБО. Встановлено, що шорсткість поверхні після ФАБО, змінюється незначно, що необхідно враховувати при виборі технологічної операції, що передує ФАБО.

Показано, що основою для нанесення антифрикційних покриттів виступають адгезійні ділянки схоплювання, що утворюються внаслідок взаємодії інструменту з мікронерівностями оброблюваної поверхні.

Розроблена статистична математична модель для визначення впливу технологічних факторів на якість антифрикційного покриття. Визначено

оптимальні варіанти сполучення технологічних факторів, що забезпечують підвищення якості покриття.

Встановлено ефективність поєднання операції холодного пластичного деформування і ФАБО, що дозволить підвищити якість обробки деталей. Розроблено нова технологія обробки гільз циліндрів двигунів внутрішнього згорання, що включає операції деформуючого протягування і ФАБО, яка забезпечує отримання робочої поверхні гільзи з поліпшеними фізико-механічними і трибологічними характеристиками та шорсткістю, близькою до рівноважної.

Для дослідження напружено-деформованого стану гільз циліндрів обрані дійсні умови навантаження від поршневих кілець. Встановлено, що на границях контактної ділянки кілець виникає велика концентрація напружень, причому за рухомим кільцем знаходиться пік розтягуючих напружень, а перед кільцем – стискаючих.

Обґрунтовано методика розрахунку напружено-деформованого стану в антифрикційному покритті, нанесеному на робочу поверхню гільзи циліндрів. Виконано розрахунок напружень в антифрикційному покритті, нанесеному на робочу поверхню гільзи. Аналіз напружено-деформованого стану в зоні контакту поршневого кільця з робочою поверхнею гільзи дозволив встановити, що на стійкість покриття впливають два процеси, а саме: адгезійне стирання на ділянках контакту кільця з гільзою та втомна стійкість, яка обумовлена дією циклічних піків розтягуючих і стискаючих напружень.

Результати дослідження та аналізу напружено-деформованого стану в зоні контакту дозволили розробити прискорений метод випробувань на зносостійкість покриття, нанесеного на робочу поверхню гільзи, що полягає в моделюванні реальних умов роботи поршневого кільця в зоні його контакту з поверхнею гільзи, включаючи стирання поверхні гільзи в поєднанні з послідовною взаємодією з піковими зонами великої концентрації напружень – стискаючих і розтягуючих.

Розроблено оригінальну конструкцію моделюючого пристрою для випробування на зносостійкість робочої поверхні гільзи з покриттям, яка включає контртіло, що моделює собою набір поршневих кілець одночасно взаємодіючих з поверхнею гільзи. Використання запропонованої методики прискорених випробувань на зносостійкість дозволила в 4 рази зменшити час їх проведення.

На основі аналізу схеми взаємодії поверхні гільзи з контртілом розроблені умови для управління зносостійкими випробуваннями, що дозволяють за рахунок зміни натягу, жорсткості ділянок контртіла і сили, яка розтискає кінці контртіла, варіювати значенням контактного навантаження в значних межах, забезпечуючи зменшення часу випробувань.

Запропоновано методика розрахунку збірного деформуючого елемента для дискретного деформування отворів значного діаметру, що дозволяє оцінити його конструкційну міцність та оптимізувати конструкцію інструмента.

Результати роботи пройшли промислову апробацію і лягли в основу розробки ресурсозберігаючих технологій нанесення антифрикційних покриттів, переданих для впровадження на підприємства, а саме:

- розроблено технологічний процес обробки робочої поверхні гільз циліндрів, що вміщує операції деформуючого протягування і ФАБО, який забезпечує підвищення зносостійкості деталі в 1,7 раз з порівнянням з гільзами, що оброблені за існуючою технологією;

- розроблено технологічний процес збирання вінців шарошечних доліт з використанням деформуючого протягування і ФАБО, що забезпечує підвищення міцності закріплення вставок у вінці шарошок в 1,4 – 2 рази.

- розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням операції ФАБО, який дозволяє скоротити період припрацювання і підвищити технічний ресурс шестеренних насосів.

Ключові слова: технологія, антифрикційне покриття, фінішна антифрикційна безабразивна обробка, мікрорізання, деформуюче протягування, пластичність, напружено-деформований стан.

SUMMARY

Shepelenko I.V. Scientific bases of technology of drawing antifriction coating with use of plastic deformation. - Qualifying scientific work on the rights of the manuscript.

The dissertation on obtaining of a scientific degree of the doctor of technical sciences on the specialty 05.02.08 "Technology of mechanical engineering". – National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" of the Ministry of Education and Science of Ukraine, Kyiv, 2021.

The dissertation solves the scientific and technical problem of creation of scientific bases of technology of drawing antifriction coating using plastic deformation.

The analysis of works devoted to the problem of improving the quality of friction surfaces is performed in the work. It is established that the quality of the surface layer depends, first of all, on the technological method of processing, which provides the necessary roughness in the contact zone and the physical and mechanical properties of the working surfaces of the parts. From the point of view of achieving high quality of the surface layer of parts, the most promising direction should be considered the use of combined processing methods, which combines the advantages of different methods, including surface modification and coating. Methods of forming antifriction coatings on metal friction surfaces have been widely used to improve the tribotechnical characteristics of working surfaces. It is concluded that the most effective, easy to implement and not requiring complex equipment, is the finishing antifriction non-abrasive treatment (FANT).

The prospect of increasing the wear resistance and bond strength of the coating based on the use of combined processing methods is proved. It is assumed that the possibility of combining FANT with the methods of cold plastic deformation, in particular with deforming drawing, will increase the productivity of the process, as well as the quality of finishing openings.

It is noted that to assess the quality of parts treated by deforming drawing, you should use a parameter that characterizes the defect of the surface layer - the resource of used plasticity. The study of this indicator is especially relevant in the processing of plastic deformation of low-plastic materials, in particular graphite-containing cast iron, the possibility of plastic deformation of which is limited by the destruction. To address the above issues, it is necessary to build a diagram of plasticity for low-plasticity material, for example, for cast iron SCH20, which is a mechanical characteristic of the material under study.

The methodology of work and methods of experimental research are given. A number of original methods have been developed: research of the process of applying antifriction coatings by friction-mechanical method; modeling of the deforming element on the surface layer of the coated sample; modeling of contact interaction of the tool with microprojections of a surface at FANT; modeling of the shrinkage process of a cylindrical tubular sample in the conditions of volumetric compression; study of the stress-strain state in the modeling of the deforming drawing of the sample by the finite element method.

The regularities of interaction of micronews of the treated surface with the tool at FANT, which are determined by the principle of adaptability of the system "tool - workpiece", have been experimentally established. It is proved that at interaction of microroughness with the brass tool formation of the blunted top of microroughness with radius of rounding which further remains practically invariable occurs almost at once. From the point of view of the maximum efficiency of the process of microcutting and filling of depressions between microroughnesses their geometry should provide a forward angle of cutting $\gamma = 0 \div + 5^\circ$.

It is proposed to consider the FANT process from the standpoint of a systematic approach and the principles of self-organization, which will predict the achievement of optimal parameters of surface layer quality: equilibrium roughness, favorable microrelief, necessary strengthening and residual stresses.

It is established that the use of deformation drawing after application of antifriction coating improves the quality of the coating by improving the adhesive interaction with the base material and ensuring the consistency of the coating thickness, but necessarily requires studying the stress-strain state of the surface layer treated with deformation drawing, taking into account its deformation at negative stiffness, stress specification of the residual ductility of cast iron SCH20, treated by deforming drawing.

It is established that SCH20 cast iron can be plastically deformed only at negative values of the stress stiffness index, which allows to formulate the following position: treatment of openings in cast iron products by deforming drawing is possible only in the absence of plastic deformations near the outer surface of the product adjacent to the opening.

A method for obtaining significant plastic deformations of low-plastic cast iron SCH20 is developed, which consists in the development of a theoretical model of deformation of a prefabricated cast iron tubular sample under its joint compression in combination with other plastic materials.

The method of shrinkage of a cylindrical cast iron sample in the conditions of volumetric compression using the finite element method is proposed, which allowed to calculate the stress-strain state of the sample during its compression.

Experiments planned according to the developed theoretical model and the results of modeling the process of shrinkage of the sample confirmed the results of calculations and allowed to obtain significant plastic deformations of cast iron at negative values of stress stiffness for the first time.

A diagram of the plasticity of cast iron is built, which contains the area where the deformation is performed at significant negative values of the stress stiffness index.

A study of the mechanics of deforming drawing is performed. It is established that during deformation under conditions of critical contact pressures there are zones of local plastic deformation at the beginning and end of the contact zone. For this

case the scheme of the center of deformation at deforming drawing is specified. It is proved that in the presence of critical contact pressures in the contact zone, zones of local plastic deformation appear at the joints of non-contact zones, taking into account the contact. The front zone is an inflow that increases the length of the contact area, and the rear - a step of the processed material flowing from the contact zone under the action of critical contact pressures. Experimental confirmations of the presence of these zones are presented.

The influence of the tool geometry on the parameters of the stress-strain state, the history of deformation and the resource of the used plasticity is investigated. Technological recommendations for the choice of tool geometry are offered. From the standpoint of minimizing the value of the resource used plasticity, the best option is to use the value of the angle of inclination of the generating working cone of the tool within $\alpha \leq 4^\circ$.

A study to determine the main technological factors affecting the quality of antifriction coating obtained by FANT. It is established that the surface roughness after FANT changes insignificantly, which must be taken into account when choosing the technological operation preceding FANT.

It is shown that the basis for the application of antifriction coatings are adhesive areas of setting, which are formed due to the interaction of the tool with the micro-irregularities of the treated surface.

A statistical mathematical model has been developed to determine the influence of technological factors on the quality of antifriction coating. The optimal options for combining technological factors that improve the quality of the coating are identified.

The efficiency of combining the operation of cold plastic deformation and FANT, which will improve the quality of machining parts. A new technology for processing cylinder liners of internal combustion engines has been developed, which includes operations of deforming drawing and FANT, which provides a working

surface of the liner with improved physical-mechanical and tribological characteristics and roughness close to equilibrium.

To study the stress-strain state of the cylinder liners, the actual load conditions from the piston rings are selected. It is established that at the boundaries of the contact area of the rings there is a large concentration of stresses, and behind the moving ring is the peak of tensile stresses, and in front of the ring - compressive.

The method of calculation of the stress-strain state in the antifriction coating applied to the working surface of the cylinder liner is substantiated. The calculation of stresses in the antifriction coating applied to the working surface of the sleeve is performed. Analysis of the stress-strain state in the contact zone of the piston ring with the working surface of the sleeve revealed that the stability of the coating is affected by two processes, namely: adhesive abrasion at the contact of the ring with the sleeve and fatigue resistance due to cyclic peaks of tensile and compressive stresses.

The results of research and analysis of the stress-strain state in the contact area allowed to develop an accelerated test method for wear resistance of the coating applied to the working surface of the sleeve, which is to simulate the real operating conditions of the piston ring in the area of contact with the sleeve surface consistent interaction with peak zones of high concentration of stresses - compressive and tensile.

An original design of a modeling device for testing the wear resistance of the working surface of a coated sleeve has been developed, which includes a counterbody that simulates a set of piston rings simultaneously interacting with the surface of the sleeve. The use of the proposed method of accelerated tests for durability has reduced by 4 times the time of their conduct.

Based on the analysis of the scheme of interaction of the sleeve surface with the counterbody, conditions are developed to control wear-resistant tests, which allow to vary the value of contact load in significant limits due to changes in tension,

stiffness of the counterbody parts and force that compresses the ends of the counterbody.

A method of calculating a prefabricated deforming element for discrete deformation of openings of large diameter is proposed, which allows to estimate its structural strength and optimize the design of the tool.

The results of the work were industrially tested and formed the basis for the development of resource-saving technologies for the application of antifriction coatings, transferred for implementation to enterprises, namely:

- the technological process of processing of a working surface of sleeves of cylinders interfering with operations of deforming drawing and FANT which provides increase of wear resistance of a detail in 1,7 times in comparison with the sleeves processed by existing technology is developed;

- the technological process of assembling crowns of cone bits with the use of deforming drawing and FANT is developed, which provides an increase in the strength of fixing the inserts in the cone crown by 1.4 - 2 times.

- the technological process of processing of pins of gears of hydraulic pumps with use of FANT operation which allows to reduce the period of running-in and to increase a technical resource of gear pumps is developed.

Keywords: technology, antifriction coating, finishing antifriction non-abrasive treatment, microcutting, deforming drawing, plasticity, stress-strain state.

СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

1. Посвятенко Е.К. Протягування та протяжний інструмент: монографія / Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, І.В. Шепеленко. Кропивницький: Видавець Лисенко В.Ф., 2020. – 298 с. (запропоновано використання деформуючого протягування у процесі нанесення антифрикційного покриття фрикційно-механічним методом).

2. Посвятенко Е.К. Інженерія деталей, оброблених протягуванням: монографія/ Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, С.Е. Шейкін,

I.V. Шепеленко, О.В. Чернявський. Кропивницький: Видавець Лисенко В.Ф., 2021. – 466 с. (обґрунтовано доцільність використання інструменту на базі протяжки для нанесення антифрикційних покриттів).

3. Nemyrovskiy Ya. Designing the structures of discrete solid-alloy elements for broaching the holes of significant diameter based on the assessment of their strength/ Ya. Nemyrovskiy, I. Shepelenko, E. Posviatenko et al.// Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 2020, Vol.3, NO 7 (105), 57–65. **(Scopus)** (виконано розрахунок міцності збірного деформуючого елемента при обробці гільзи циліндрів).

4. Nemyrovskiy Ya. B. The use of deforming broaching for enhancing the efficiency of cutter chisels/ Ya. B. Nemyrovskiy, V. V. Krivosheya, I.V. Shepelenko et al.// Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu, 2020. – №2. – pp.61–66. **(Scopus)** (розроблено технологічний процес обробки отворів у корпусах шарошкових доліт з використанням деформуючого протягування).

5. Shepelenko I.V. Technological factors influence on the antifriction coatings quality// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2021. – Т.26, №2/100. – С.50–57.

6. Shepelenko I.V. The study of surface roughness in the process of finishing antifriction non-abrasive treatment// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2020. – №1/95. – С.34–40.

7. Shepelenko Ihor. Simulation of micro-cutting in the process of finishing anti-friction non-abrasive treatment/ Ihor Shepelenko, Yuriy Tsekhanov, Yakiv Nemyrovskiy et al.// Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science, 2019, Vol 5, №5, pp.43–52. (визначено схеми контактної взаємодії інструменту з оброблюваною поверхнею на етапі мікрорізання).

8. Shepelenko I.V. The mechanism of formation of anti-friction coatings by employing friction-mechanical method/ I.V. Shepelenko, E.K. Posviatenko, V.V. Cherkun// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький,

2019. – №1. – С.35–39. (запропоновано схема нанесення антифрикційних покриттів з використанням деформуючого протягування).

9. Chernovol Mykhailo. Appliances for FANT of cylinder liners / Mykhailo Chernovol, Ihor Shepelenko, Mohamed R.F. Budar // Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2016. – Вип.46. – С. 258–265. (виконано аналіз існуючих схем обробки гільз циліндрів).

10. Черновол М.И. Повышение качества финишной обработки отверстий/ М.И. Черновол, И.В. Шепеленко, Мохамед Р.Ф. Будар // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2016. – Вип.29. – С.104–111. (запропоновано комбіновану технологію фінішної обробки отворів).

11. Шепеленко И.В. Особенности выбора состава технологической среды для финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Вібрації в техніці та технологіях, Вінниця, 2016. – № 1(81). – С. 75–80. (запропоновано алгоритм вибору технологічного середовища при нанесенні антифрикційного покриття).

12. Chernovol Mykhailo. Effectiveness increase in application of FANT of the components of mobile agricultural machines/ Mykhailo Chernovol, Ihor Shepelenko, Mohamed R.F. Budar// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2015. – Вип.45 (1). – С. 10–13. (удосконалено спосіб нанесення антифрикційних покриттів).

13. Шепеленко И.В. Применение вибрации при ФАБО/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Вінницького національного аграрного університету, Серія: Технічні науки, Вінниця, 2014. – Вип. 2 (85). – С.28–31. (запропоновано схему нанесення антифрикційних покриттів з використанням вібрації).

14. Шепеленко И.В. Образование антифрикционного покрытия финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработкой/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Вібрації в техніці та технологіях, Вінниця. – 2013. – № 3(71) –

С. 99–104. (встановлено особливості утворення антифрикційного покриття при використанні вібрації).

15. Шепеленко И.В. Влияние состояния исходной поверхности на процесс ФАБВО/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун // Науковий вісник Таврійського державного агротехнологічного університету, Мелітополь, 2013. – Вип. 3 (1). – С.150–155. (визначено вплив вихідної поверхні на якість антифрикційного покриття).

16. Черновол М.І. Пристрої для фрикційно-механічного нанесення покриттів/ М.І. Черновол, І.В. Шепеленко // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2013. – Вип.26. – С.58–62. (виконано аналіз методів та пристроїв для нанесення антифрикційного покриття).

17. Черновол М.И. Способы формирования антифрикционных покрытий на металлические поверхности трения/ М.И. Черновол, И.В. Шепеленко// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2012. – Вип.25 (1). – С. 3–8. (розроблено класифікація способів нанесення антифрикційних покриттів на металеві поверхні тертя).

18. Кропівний В.М. Розробка та дослідження складу технологічного середовища для ФАБВО/ В.М. Кропівний, І.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2011. – Вип.41 (1). – С.248–251. (запропоновано склад технологічного середовища для нанесення антифрикційного покриття).

19. Черновол М.И. Комбинированный метод обработки поверхностей трения/ М.И. Черновол, И.В. Шепеленко, Варума Арифа// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2011. – Вип.24 (2). – С.13–16. (запропоновано комбінований метод обробки поверхонь тертя).

20. Кропівний В.Н. Антифрикционные свойства поверхности при обработке ФАБВО / В.Н. Кропівний, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету,

Кіровоград, 2010. – Вип.23. – С. 361–364. (досліджено антифрикційні властивості поверхонь з антифрикційними покриттями).

21. Кропивный В.Н. Структура поверхностного слоя цапф шестерен шестеренных насосов при обработке ФАБВО/ В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2010. – Вип.40 (1). – С. 185–188. (досліджено мікроструктуру поверхневого шару цап шестерен після фрикційно-механічної обробки).

22. Кропивный В.Н. Исследование свойств покрытия, нанесенного методом ФАБВО/ В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2008. – Вип.21. – С.311–314. (встановлено властивості антифрикційних покриттів, отриманих ФАБО).

23. Shepelenko I. Compression Mechanics of Cylindrical Samples with Radial Deformation Limitation/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al. // In: Ivanov V., Pavlenko I., Liaposhchenko O., Machado J., Edl M. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing IV. DSMIE 2021. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. (2021), pp. 53–62. **(Scopus)** (запропоновано методику побудови діаграми пластичності для малопластичних матеріалів).

24. Shepelenko I. Plasticity Studies During Deformation Under Conditions of Significant Negative Values of the Stiffness Coefficient of the Stress State/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al. // In: Karabegović I. (eds) New Technologies, Development and Application IV. NT 2021. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 233. Springer, Cham (2021), pp. 215–223. **(Scopus)** (виконано моделювання осадки циліндричного чавунного зразка).

25. Shepelenko I. Mechanics of Micro-cutting Using FANT/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, M. Storchak M. et al.// In: Tonkonogiy V. et al. (eds) Advanced Manufacturing Processes II. InterPartner 2020. Lecture Notes in Mechanical

Engineering. Springer, Cham (2021), pp.619–628. **(Scopus)** (виконано аналіз механіки формування поверхневого шару антифрикційного матеріалу).

26. Rasheed A Abdullah. Experimental quality improvement of the application of antifriction coating/ Abdullah Rasheed A, Ihor Shepelenko, Eduard Posviatyenko// Journal of Physics: Conference Series, Volume 1706, First International Conference on Advances in Physical Sciences and Materials 13-14 August 2020, Coimbatore, India, pp.1–11. **(Scopus)** (доведено вплив форми і розмірів мікронерівностей на формування антифрикційного покриття).

27. Shepelenko I. Peculiarities of Interaction of Micro-roughnesses of Contacting Surfaces at FANT/ I. Shepelenko, Y. Nemyrovskiy, Y. Tsekhanov et al.// In: Ivanov V., Trojanowska J., Pavlenko I., Zajac J., Peraković D. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing III. DSMIE 2020. Lecture Notes in Mechanical Engineering, Springer, Cham (2020), pp.452–461. **(Scopus)** (встановлено основні закономірності взаємодії мікронерівностей поверхні з інструментом).

28. Shepelenko I. Power Parameters of Micro-cutting During Finishing Antifriction Non-abrasive Treatment/ I. Shepelenko, Y. Nemyrovskiy, Y. Tsekhanov et al.// New Technologies, Development and Application III. NT 2020. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 128. Springer, Cham (2020), pp 194–201. **(Scopus)** (доведено шляхи підвищення ефективності мікрорізання при нанесенні антифрикційних покриттів фрикційно-механічним методом).

29. Shepelenko I. Improving the Efficiency of Antifriction Coatings by Means of Finishing the Antifriction Non-abrasive Treatment/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al.// Advanced Manufacturing Processes. InterPartner 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham (2020), pp.289–298. **(Scopus)** (визначено шляхи підвищення ефективності нанесення антифрикційних покриттів).

30. Shepelenko Ihor. Restoration of bronze bushes by the method of surface plastic deformation/ Ihor Shepelenko, Warouma Arifa, V.V. Sherkun// International

Journal of Engineering & Technology, 5 (2016), pp.29–32. **(Scopus)** (доведено вплив деформуючого протягування на припрацювання поверхонь тертя).

31. Nemyrovskiy Ya. Improving the Durability of Agricultural Machinery Parts by Applying Antifriction Coatings/ Yakov Nemyrovskiy, Ihor Shepelenko, Olha Medvedieva// Acta Scientific Agriculture 4.5, 2020, pp.46–49. (виконано аналіз схем нанесення антифрикційних покриттів).

32. Цеханов Ю.А. Особенности взаимодействия микронеровностей контактирующих поверхностей при финишной антифрикционной безабразивной обработке/ Ю.А. Цеханов, М.Н. Подоприхин, И.В. и др. // Вестник Воронежского государственного технического университета, Воронеж, 2020. – №4 (16). – С.157–166. (запропоновано схему взаємодії одиначної мікронерівності з антифрикційним матеріалом).

33. Shepelenko I.V. Improvement of finishing antifriction treatment without abrasive of the rubbing parts surfaces of agricultural machineries/ I.V. Shepelenko, V.V. Cherkun, A. Warouma // International Journal of Agricultural Research, Innovation and Technology (IJARIT) Current Issue: Volume 4, Issue 1, June 2014, pp. 98–101. (розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням ФАБО).

34. Шепеленко И.В. Совершенствование процесса финишной антифрикционной безабразивной обработки цапф шестерен гидронасосов/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Ремонт, восстановление, модернизация, 2012. – № 9. – С. 32–35. (удосконалено метод нанесення антифрикційних покриттів).

35. Патент № 41439 України. Поверхнево-активне середовище для нанесення покриттів фрикційно-механічним методом / Кропівний В.М., Шепеленко І.В., Павлюк-Мороз В.А., Черкун В.В., Красота М.В., Соколенко І.М.; опубл.25.05.2009. (виконано аналіз існуючих середовищ для нанесення покриттів фрикційно-механічним методом).

36. Патент № 52699 України. Спосіб нанесення антифрикційних покриттів / Кропівний В.М., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Василенко І.Ф., Красота М.В.; опубл.10.09.2010. (розроблено схема нанесення антифрикційних покриттів).

37. Патент № 63315 України. Пристрій для комбінованої обробки поверхонь тертя / Кропівний В.М., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Красота М.В., Василенко І.Ф.; опубл.10.10.2011. (розроблено конструкція пристрою для комбінованої обробки поверхонь тертя).

38. Патент № 70146 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення покриттів / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Василенко І.Ф., Красота М.В., Кропівна А.В.; опубл.25.05.2012. (розроблено схема пристрою для фрикційно-механічного нанесення покриттів).

39. Патент № 74630 України. Спосіб нанесення антифрикційних покриттів на внутрішні циліндричні поверхні / Черновол М.І., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Василенко І.Ф., Кропівна А.В.; опубл.12.11.2012. (розроблено схема нанесення антифрикційних покриттів).

40. Патент № 74723 України. Спосіб комбінованої обробки поверхонь тертя / Черновол М.І., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Посвятенко Е.К., Кропівна А.В.; опубл.12.11.2012. (розроблено схема комбінованої обробки поверхонь тертя).

41. Патент № 94809 України. Спосіб нанесення двошарового покриття / Шепеленко І.В., Красота М.В.; опубл.10.12.2014. (розроблено схема нанесення двошарового покриття).

42. Патент № 102038 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення антифрикційних покриттів / Черновол М.І., Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Мохамед Р.Ф. Будар; опубл.12.10.2015. (розроблено схема пристрою для фрикційно-механічного нанесення антифрикційних покриттів).

43. Патент № 108429 України. Пристрій для фінішної антифрикційної безабразивної обробки внутрішніх циліндричних поверхонь / Черновол М.І., Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Красота М.В., Мохамед Р.Ф. Будар;

опубл.11.07.2016. (розроблено схема пристрою для фінішної антифрикційної безабразивної обробки внутрішніх циліндричних поверхонь).

44. Патент № 115761 України. Протяжка для обробки переривчастих отворів / Немировський Я.Б., Посвятенко Е.К., Шепеленко І.В., Єрьомін П.М., Чернявський О.О.; опубл.25.04.2017. (розроблено схема інструменту для обробки переривчастих отворів).

45. Патент № 118919 України. Комбінована протяжка / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Єрьомін П.М., Чернявський О.О.; опубл.28.08.2017. (розроблено схема комбінованої протяжки).

46. Патент № 119711 України. Спосіб формування регулярного мікрорельєфу / Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Єрьомін П.М., Чернявський О.О., Мохамед Р.Ф. Будар; опубл.10.10.2017. (розроблено схема формування регулярного мікрорельєфу деформуючим протягуванням).

47. Патент № 120838 України. Спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів / Немировський Я.Б., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Чернявський О.В., Єрьомін П.М., Кривошея В.В., Цеханов Ю.А., Каріх Д.В.; опубл.27.11.2017. (виконано експериментальні дослідження пластичності чавуну СЧ20).

48. Патент № 124157 України. Збірна деформуюча протяжка / Немировський Я.Б., Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Єрьомін П.М., Шейкін С.Є.; опубл.26.03.2018. (розроблено схема комбінованої протяжки).

49. Патент № 124867 України. Протяжка / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Сіренко О.Д., Єрьомін П.М., Чернявський О.О.; опубл.25.04.2018. (розроблено схема протяжки).

50. Патент № 128740 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення покриттів / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Єрьомін П.М., Сіренко О.Д., Мохамед Р.Ф. Будар,

Чернявський О.О.; опубл.10.10.2018. (розроблено схема пристрою для фрикційно-механічного нанесення покриттів).

51. Патент № 145186 України. Спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів / Шепеленко І.В., Немировський Я.Б., Цеханов Ю.О., Гуцул В.І., Єрьомін П.М.; опубл.25.11.2020. (запропоновано конструкція пристрою для визначення пластичності малопластичних матеріалів).

52. Шепеленко І.В. Підвищення ефективності обробки цапф шестерень гідронасосів/ І.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Матеріали VII Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу - 2021» (07 – 10 вересня 2021 р.), випуск 7. – Херсон: ХНТУ, 2021. С.109–112. (розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням ФАБО).

53. Shepelenko I.V. Resource-saving and environmentally friendly technology for applying anti-friction coating/ I.V. Shepelenko, Ya.B. Nemyrovskiy, O.V. Medvedieva et al.// Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС - 2021): матеріали XI Міжнародної науково – практичної конференції (26 – 27 травня 2021 р.): у 2-х т. – Чернігів, 2021. – Т.1. С.28–29. (запропоновано схему нанесення антифрикційних покриттів).

54. Шепеленко І.В. Дослідження пластичності чавуну в умовах всебічного стискання/ І.В. Шепеленко, Ю.О. Цеханов, Я.Б. Немировський та ін.// Перспективи розвитку машинобудування та транспорту – 2021: Збірник тез доповідей II-ї Міжнародної науково-технічної конференції (13 – 15 травня 2021 р.), м.Вінниця, 2021. С.106–107. (розроблено методику і спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів).

55. Немировский Я.Б. Ресурсосберегающая и экологически чистая технология нанесения антифрикционных покрытий/ Я.Б. Немировский, И.В. Шепеленко, О.В. Медведева // Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»

(08 – 12 вересня 2020 р.), випуск 6. – Херсон: ХНТУ, 2020. С.138–139. (запропоновано технологію нанесення антифрикційних покриттів).

56. Шепеленко І.В. Особливості деформуючого протягування малопластичних матеріалів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Ю.О. Цеханов та ін.// Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС - 2020): матеріали X Міжнародної науково-практичної конференції (23 – 24 вересня 2020 р.): у 3-х т. – Чернігів, 2020. – Т.3. С. 9–11. (запропоновано варіанти управління ресурсом пластичності при деформуючому протягуванні).

57. Шепеленко І.В. До питання оцінки якості обробки деталей холодним пластичним деформуванням за показниками пластичності/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Ю.О. Цеханов та ін.// Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020» (08 – 12 вересня 2020 р.), випуск 6. – Херсон: ХНТУ, 2020. С.163–166. (побудовано діаграма пластичності чавуну).

58. Шепеленко І.В. Інтенсифікація процесу нанесення антифрикційних покриттів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Е.К. Посвятенко // Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта: матеріали XXI Міжнародної науково-технічної конференції (06 – 09 жовтня 2020 р.), м.Київ, КПІ, 2020. С.94–96. (визначено шляхи інтенсифікації процесу нанесення антифрикційних покриттів).

59. Шепеленко І.В. Повышение эффективности применения финишной антифрикционной безабразивной обработки/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун, В.И. Гуцул // Інноваційні технології в агропромисловому комплексі: матеріали I Всеукраїн. наук.-практ. Інтернет-конференції (01 – 30 вересня 2020 р.), м.Мелітополь, ТДАТУ, 2020. С.35–38. (запропоновано комбіновану технологію нанесення антифрикційних покриттів).

60. Шепеленко І.В. Дослідження пластичності малопластичних матеріалів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, М.В. Красота// Сучасні

тенденції розвитку машинобудування та транспорту: Матеріали VII Міжнародної науково-технічної конференції (11 – 13 листопада 2020 р.), м.Кременчук, КрНУ, 2020. С.56–57. (запропоновано спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів).

61. Шепеленко І.В. Визначення якості металевих покриттів/ І.В. Шепеленко, О.М. Дресєв, Р.Ф. Будар Мохамед// Матеріали Міжнародної науково-практичної конференції «Молодь і технічний прогрес в АПК». Інноваційні розробки в аграрній сфері (07 – 08 травня 2020 р.). Том 2. – Харків: ХНТУСГ, 2020. С.298–299. (запропоновано спосіб визначення властивостей металевих покриттів).

62. Шепеленко І.В. Дослідження мікрорізання в процесі фінішної антифрикційної безабразивної обробки/ І.В. Шепеленко, Ю.О. Цеханов, Я.Б. Немировський та ін.// Прогресивні технології в машинобудуванні – 2020: Збірник наукових праць IX-ої Міжнародної науково-технічної конференції (3 – 7 лютого 2020 р.), Львів - Плай, 2020. С.162–164. (запропоновано методику дослідження мікрорізання в процесі ФАБО)

63. Шепеленко И. Моделирование контактного взаимодействия микронеровностей при ФАБО/ И. Шепеленко, Я. Немировский, Ю. Цеханов// Перспективи розвитку машинобудування та транспорту – 2019: Збірник тез доповідей I-ї Міжнародної науково-технічної конференції (13 – 15 травня 2019 р.), м.Вінниця, 2019. С.218–219. (встановлено закономірності взаємодії мікронерівностей при ФАБО).

64. Шепеленко І.В. Вплив мікрорельєфу поверхні основи на формування плівочного антифрикційного покриття/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, А.М. Артюхов та ін.// Процеси механічної обробки, верстати та інструмент – 2019: Збірник наукових праць X Всеукраїнської науково-технічної конференції з міжнародною участю, м.Житомир, 2019. С.206–208. (встановлено вплив вихідної поверхні мікрорельєфу поверхні основи на формування антифрикційного покриття).

65. Шепеленко І.В. Перспективи комбінованих плівочних антифрикційних покриттів деталей машин/ І.В. Шепеленко, О.В. Чернявський, Е.К. Посвятенко// Качество, стандартизация, контроль: теория и практика: Материалы 18-й Международной научно-практической конференции (03 – 07 сентября 2018 г.), Одесса – Киев: АТМ Украины, 2018. С.136. (запропоновано комбінована технологія нанесення антифрикційних покриттів).

66. Будар Мохамед Р.Ф. Вплив методів фінішної обробки отворів на параметри якості поверхні/ Р.Ф. Будар Мохамед, І.В. Шепеленко// Молодежь и сельскохозяйственная техника в XXI веке: материалы XII-го международного форума молодежи. Харьков, 2016. С.84. (обґрунтовано доцільність використання ФАБО для фінішної обробки отворів).

67. Будар Мохамед Р.Ф. Методы финишной обработки отверстий/ Р.Ф. Будар Мохамед, І.В. Шепеленко// Збірник тез доповідей викладацьких, аспірантських наукових досліджень за підсумками проведення «Дня науки – 2016». Кіровоград, 2016. С.48–51. (виконано аналіз методів фінішної обробки отворів).

68. Шепеленко І.В. Шляхи підвищення ефективності застосування ФАБО гільз циліндрів/ І.В. Шепеленко, Р.Ф. Будар Мохамед// Прикладні науково-технічні дослідження. Матеріали міжнародної науково-практичної конференції (05 – 07 квітня 2017 р.), м.Івано-Франківськ, 2017. С.124. (доведена ефективність ФАБО гільз циліндрів).

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНТ ТА СКОРОЧЕНЬ.....	31
ВСТУП.....	32
1. СТАН ПИТАННЯ, МЕТА І ЗАВДАННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ	43
1.1. Технологічні методи забезпечення якості робочих поверхонь деталей машин	43
1.2. Підвищення якості поверхні нанесенням антифрикційних покриттів.....	48
1.2.1. Способи формування антифрикційних покриттів на металевих поверхнях тертя.....	48
1.2.2. Вплив початкової шорсткості поверхні на утворення антифрикційного покриття.....	58
1.3. Фінішна антифрикційна безабразивна обробка	62
1.3.1. Огляд існуючих методів ФАБО.....	62
1.3.2. Аналіз відомих схем, пристроїв і матеріалів інструментів для ФАБО...	67
1.3.3. Технологічні середовища для ФАБО.....	73
1.4. Підвищення ефективності застосування ФАБО	76
1.5. Технологічні можливості деформуючого протягування	80
1.6. Пластичність та її вплив на експлуатаційні показники якості оброблених виробів.....	81
1.7. Визначення пластичності, особливості вивчення її для малопластичних матеріалів.....	83
1.8. Висновки по розділу 1. Мета та задачі досліджень.....	87
2. ЗАГАЛЬНА МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ, УСТАТКУВАННЯ ТА АПАРАТУРА	92
2.1. Досліджувальні матеріали, деталі, інструмент, устаткування, технологічні середовища	92

2.2. Методика експериментальних досліджень процесу фрикційного нанесення покриттів	96
2.3. Металографічні дослідження покриття і основного металу та методика визначення мікротвердості поверхневого шару	105
2.4. Методика досліджень моделювання контактної взаємодії при ФАБО....	106
2.4.1. Методика виготовлення різців і латунних брусків.....	106
2.4.2. Методика дослідження сил мікрорізання.....	107
2.4.3. Методика дослідження об'єму зрізаного матеріалу і мікростружок.....	109
2.4.4. Методика досліджень зносу вершини моделі мікронерівності.....	110
2.4.5. Методика досліджень геометрії контактної області.....	111
2.4.6. Методика досліджень зміцнення поверхневого шару латунного інструменту.....	112
2.4.6.1 Побудова кривої течії і градуйованого графіку твердість – напруження для латуні Л63.....	112
2.4.7. Методика моделювання механіки мікрорізання за допомогою методу скінчених елементів.....	118
2.4.8. Методика аналізу механіки мікрорізання за допомогою методів теорії подібності та розмірностей.....	122
2.5. Методика дослідження технологічних факторів, що впливають на якість антифрикційних покриттів, отриманих ФАБО.....	125
2.6. Методика моделювання процесу осадки трубчастого зразка з використанням програмного комплексу Deform-2D/3D v.10.....	129
2.7. Методика моделювання НДС при деформуючому протягуванні чавунної заготовки МСЕ.....	133
2.8. Висновки по розділу 2.....	135
3. РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ МІКРОРІЗАННЯ ПРИ ФАБО	136
3.1. Схема взаємодії та її характеристики	137

3.2. Дослідження сил мікрорізання при моделюванні процесу ФАБО	146
3.3. Дослідження технологічних можливостей ФАБО	151
3.3.1. Дослідження товщини мікрорізання	151
3.3.2. Дослідження технологічних можливостей ФАБО	154
3.4. Вплив кута γ на дійсну схему взаємодії	156
3.5. Аналіз взаємодії задньої поверхні мікровиступу із латунним інструментом	159
3.6. Результати досліджень механіки мікрорізання за допомогою МСЕ...	162
3.7. Висновки по розділу 3	172
4. ДОСЛІДЖЕННЯ ПЛАСТИЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАЛОПЛАСТИЧНИХ МАТЕРІАЛІВ	174
4.1. Технологічне управління ресурсом пластичності при деформуючому протягуванні	174
4.2. Обґрунтування методики побудови діаграми пластичності для малопластичних матеріалів при від'ємних значеннях показника напруженого стану η	177
4.3. Розрахунок НДС при осадці трубчастого зразка із чавуну	183
4.4. Дослідження напружено-деформованого стану осаджених зразків за допомогою МСЕ	194
4.5. Результати експериментальних досліджень пластичних властивостей чавуну.....	205
4.6. Деформування зразків із чавуну при різних від'ємних показниках жорсткості НДС.....	212
4.7. Висновки по розділу 4.....	224
5. МЕХАНІКА ДЕФОРМУЮЧОГО ПРОТЯГУВАННЯ ВИРОБІВ ІЗ ЧАВУНУ	226
5.1. Результати досліджень НДС	228
5.1.1. Деформації матеріалу в зоні обробки	228
5.1.2. Напруження матеріалу в зоні обробки.....	233

5.2. Уточнення схеми осередку деформації.....	240
5.3. Вплив геометрії інструменту на параметри НДС.....	246
5.3.1 Вплив геометрії інструменту на історію деформування	250
5.4. Моделювання процесів, що відбуваються в осередку деформації при обробці виробів із чавуну	252
5.5. Вплив на ресурс пластичності за рахунок конструкції інструмента...	259
5.6. Висновки по розділу 5.....	261
6. РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ НАНЕСЕННЯ АНТИФРИКЦІЙНОГО ПОКРИТТЯ	263
6.1. Вплив попередньої обробленої поверхні на формування ділянок адгезійного закріплення латуні при ФАБО.....	263
6.2. Дослідження шорсткості поверхні при використанні операцій ФАБО та ДПР.....	273
6.2.1. Зміна шорсткості в процесі нанесення антифрикційних покриттів ФАБО.....	273
6.2.2. Особливості зміни шорсткості при використанні ДПР після ФАБО.....	276
6.3. Реалізація багатофакторного експерименту при дослідженні впливу технологічних факторів на якість покриття, отриманого ФАБО.....	282
6.4. Розробка технологічного процесу, що включає операцію нанесення покриттів та ДПР.....	297
6.4.1. Можливі варіанти технологічних процесів, що включають операції ФАБО і ДПР.....	297
6.4.2. Аналіз стану поверхневого шару гільз, оброблених за різними технологічними процесами.....	302
6.5. Висновки по розділу 6.....	308
7. ДОСЛІДЖЕННЯ НДС АНТИФРИКЦІЙНИХ ПОКРИТТІВ, НАНЕСЕНИХ НА РОБОЧУ ПОВЕРХНЮ ГІЛЬЗ ЦИЛІНДРІВ ДВЗ.....	310
7.1. Дослідження НДС гільз циліндрів моделюванням з використанням методу скінченних елементів.....	310
7.2. Дослідження НДС в контактній зоні методом теорії пружності.....	317

7.3. Розрахунок НДС латунного покриття на чавунній гільзі.....	325
7.4. Розробка методики прискорених зносостійких випробувань.....	335
7.4.1. Обґрунтування вибору схеми стійкісних випробувань.....	335
7.4.2. Управління процесом прискорених стійкісних випробувань.....	338
7.4.3. Конструктивний варіант управління випробуваннями на зносостійкість.....	342
7.4.4. Варіант управління зносостійких випробувань за рахунок зміни сили P	343
7.5. Використання розробленої методики прискорених випробувань зносостійкості на прикладі оцінки зносостійкості гільз циліндрів ДВЗ....	346
7.6. Висновки по розділу 7.....	349
8. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ ВИКОРИСТАНИХ РОЗРОБОК.....	351
8.1. Підвищення ефективності використання розробок за рахунок удосконалення конструкції дискретних твердосплавних елементів для протягування отворів значного діаметра на основі оцінки їх міцності.....	351
8.1.1. Розробка розрахункової схеми деформуючого елементу.....	352
8.1.2. Дослідження НДС збірного елементу під навантаженням.....	356
8.1.3. Оцінка конструкційної міцності збірного елементу.....	361
8.1.4. Приклад практичного розрахунку.....	362
8.1.5. Висновки.....	365
8.2. Технологічний процес відновлення гільз циліндрів ДВЗ.....	366
8.3. Технологічний процес обробки отворів в шарошечних долотах.....	370
8.3.1. Висновки.....	387
8.4. Технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів.....	387
8.5. Висновки по розділу 8.....	392
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ.....	393
ЛІТЕРАТУРА.....	398
ДОДАТКИ.....	431

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНТ ТА СКОРОЧЕНЬ

- ФАБО – фінішна антифрикційна безабразивна обробка;
ФАБВО – фінішна антифрикційна безабразивна вібраційна обробка;
ППД – поверхневе пластичне деформування;
КМО – комбіновані методи обробки;
ХТО – хіміко-термічна обробка;
АП – антифрикційні покриття;
КП – композиційні покриття;
ТЗП – твердозмащувальні покриття;
ПАС – поверхнево-активне середовище;
ТС – технологічне середовище;
МПС – металоплакуюче середовище;
ХПД – холодне пластичне деформування;
ДПР – деформуюче протягування;
ДЕ – деформуючий елемент;
НДС – напружено-деформований стан;
МСЕ – метод скінчених елементів;
ССЕ – сітка скінчених елементів;
СЕ – скінчені елементи;
ОМТ – обробка матеріалів тиском;
МТПР – метод теорії подібності і розмірності;
ГПІ – геометричні параметри інструменту;
ДВЗ – двигун внутрішнього згорання;
ЦНТУ – Центральноукраїнський національний технічний університет;
ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України – Інститут надтвердих матеріалів
імені В.М. Бакуля Національної академії наук України.

ВСТУП

Одна з найбільш важливих і актуальних проблем сучасного машинобудування – розробка і широке застосування нових, науково-обґрунтованих, екологічних, технічно та економічно доцільних технологій обробки, які поліпшують якість робочих поверхонь за рахунок досягнення оптимальних експлуатаційних властивостей. До основних показників таких технологій слід віднести фізико-механічні та геометричні характеристики поверхневого шару, що формуються, як правило, на фінішних операціях технологічного процесу. Зростаючі вимоги до експлуатаційних властивостей робочих поверхонь деталей стимулюють розвиток методів модифікації поверхонь і нанесення захисних покриттів. Отже, один із напрямків підвищення якості деталей при їх виготовленні та ремонті становить модифікація робочої поверхні шляхом нанесення покриттів під час фінішних операцій.

Серед найбільш простих, ефективних та екологічно безпечних методів отримання покриттів слід виділити групу технологій фінішної антифрикційної безабразивної обробки (ФАБО), яка реалізується за рахунок фрикційної взаємодії обробного інструмента з поверхнею оброблюваної деталі. Використання даної технології дозволяє поліпшити характеристики робочої поверхні: зменшити час припрацювання і коефіцієнт тертя, підвищити несучу здатність деталі та з'єднання.

Однак ефективність процесу ФАБО недостатньо висока, особливо при експлуатації в умовах високих контактних навантажень. Існуючі методи ФАБО характеризуються низькою продуктивністю, нерівномірністю покриття за товщиною, великими навантаженнями на інструмент і значним виділенням тепла. Крім того, нанесення такого покриття практично не впливає на фізико-механічні характеристики поверхневого шару основного матеріалу і не забезпечує надійне адгезійне з'єднання покриття з ним. Це, звісно, впливає на роботоздатність покриття та його довговічність. У зв'язку з цим досить актуальними видаються дослідження, спрямовані на підвищення ефективності нанесення антифрикційних покриттів ФАБО.

Підвищити якість покриття можливо шляхом поєднання нанесення ФАБО з методами поверхневого пластичного деформування (ППД). Однак відсутність ґрунтованих досліджень про механізм нанесення покриттів ФАБО, про вплив ППД на якість покриття і поверхню основного матеріалу не дозволяє успішно поєднувати ці процеси.

Особливої ваги дане питання набуває при обробці та експлуатації виробів із малопластичних матеріалів, наприклад, гільз циліндрів двигунів внутрішнього згорання з модифікованого чавуну, експлуатаційна стійкість яких багато в чому залежить від стану поверхневого шару, що визначається технологічними методами обробки.

Стає очевидним, що для ефективного впровадження і використання методу ФАБО спільно з методами ППД необхідне детальне вивчення питань механіки цих процесів, стану покриття і поверхневого шару основного матеріалу після обробки.

Вирішення даної актуальної проблеми, яка має важливе значення для розвитку науки і техніки, полягає в дослідженні механіки нанесення покриття, виявленні факторів, що на неї впливають, а також впливу процесу ППД на стан покриття і на властивості основного матеріалу, перш за все для виробів з малопластичних матеріалів, наприклад, чавунів, визначення можливості їх деформування та оцінки ресурсу залишкової пластичності.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.

Робота виконувалася на кафедрі експлуатації та ремонту машин Центральноукраїнського національного технічного університету і пов'язана з тематикою науково-дослідної роботи кафедри «Підвищення якості поверхні й довговічності деталей вузлів тертя машин нанесенням антифрикційних покриттів комбінованими методами» (державний реєстраційний № 0116U001895); «Підвищення ефективності деформуючого протягування виробів із чавуну» (державний реєстраційний № 0121U111866) та «Розробка технологічних методів управління ресурсом пластичності малопластичних матеріалів» (державний реєстраційний № 0121U111867).

Мета і задачі дослідження.

Метою роботи є розроблення наукових основ технології нанесення антифрикційних покриттів з використанням холодного пластичного деформування задля підвищення якості поверхонь тертя деталей з малопластичних матеріалів.

Для досягнення поставленої мети сформульовані наступні задачі:

1. Розробити схему взаємодії інструменту з мікровиступами поверхні при ФАБО, яка дозволяє визначити технологічні можливості процесу.
2. Установити закономірності впливу початкового мікрорельєфу оброблюваної поверхні на формування покриття.
3. Дослідити механіку деформуючого протягування виробів із чавуну та визначити ресурс залишкової пластичності.
4. Виявити пластичні властивості графітовмісного чавуну в умовах високих гідростатичних тисків і значних деформацій та побудувати діаграму пластичності.
5. Установити закономірності впливу технологічних факторів процесу ФАБО на якість нанесення антифрикційного покриття та з'ясувати механізм його формування.
6. Дослідити напружено-деформований стан антифрикційного покриття та розробити методику прискорених зносостійких випробувань робочої поверхні гільз циліндрів, оброблених ФАБО та деформуючим протягуванням.
7. Розробити технологічні процеси нанесення антифрикційних покриттів, конструкції інструментів і пристосувань, що забезпечують ефективну обробку та експлуатацію виробів.
8. Виконати промислову апробацію і реалізацію результатів досліджень.

Об'єкт дослідження – технологічні процеси нанесення антифрикційних покриттів фінішною антифрикційною безабразивною обробкою та деформуючим протягуванням.

Предмет дослідження – закономірності процесу холодного пластичного деформування при нанесенні антифрикційних покриттів фінішною

антифрикційною безабразивною обробкою на вироби з малопластичних матеріалів.

Методи дослідження.

У роботі використано загальнонаукову методологію, яка характеризується системністю, що уможливило вивчення проблеми забезпечення якості поверхонь тертя як створення систем знань, що включають теоретичні та експериментальні дослідження механіки процесів ФАБО та деформуючого протягування, які у свою чергу дозволили закласти основу для розробки технологічних процесів, дослідити напружено-деформований стан антифрикційних покриттів, а також експлуатаційні властивості оброблених деталей та реалізувати їх у конкретних технологічних та конструктивних рішеннях.

Дослідження базуються на використанні сучасних технологій статистичного, комп'ютерного моделювання методом скінченних елементів, теорії пластичності та пружності, диференційних та інтегральних розрахунків, статистичної обробки експериментальних даних, теорії подібності і розмірності, що в цілому забезпечило коректність постановки та вирішення задач, а також адекватність отриманих математичних та інтерполяційних моделей.

Наукова новизна одержаних результатів полягає в створенні наукових основ технології нанесення антифрикційних покриттів на поверхні деталей з малопластичних матеріалів з використанням холодного пластичного деформування.

Вперше:

— виявлені закономірності контактної взаємодії одиничної мікронерівності у вигляді різця з оброблюваного матеріалу з поверхнею антифрикційного матеріалу, що дають можливість дослідити механіку мікрорізання з тонкими товщинами зрізу при ФАБО і встановити: геометричну самоорганізацію затупленої вершини різця, яка безпосередньо залежить від

його переднього кута γ , адгезійне налипання антифрикційного матеріалу на задній поверхні різця під впливом високих контактних тисків;

- запропоновано метод отримання значних пластичних деформацій для малопластичного матеріалу – графітомісного чавуну, який полягає в деформуванні збірного чавунного трубчастого зразка при його стисканні в умовах обмеженої окружної деформації по зовнішній поверхні в комбінації з іншими пластичними матеріалами;

- експериментально встановлено закономірності формування антифрикційних покриттів, які полягають: у нанесенні попереднього адгезійного шару; в утворенні суцільного шару покриття; у деформуючому протягуванні поверхні з антифрикційним покриттям, що дало можливість розробити технологію нанесення антифрикційних покриттів.

Удосконалені:

- теоретична модель мікрорізання при ФАБО, що дозволила встановити умови інтенсифікації процесу та підвищити якість антифрикційного покриття;

- метод розрахунку напружено-деформованого стану антифрикційного покриття на робочій поверхні деталей, що дав можливість встановити вплив на стійкість покриттів в зонах їх контакту двох процесів: адгезійного стирання і втомного руйнування під дією циклічних піків розтягуючих і стискаючих напружень на межах контактних ділянок.

Набули подальшого розвитку:

- закономірності взаємодії інструменту з деталлю при деформуючому протягуванні виробів із чавуну, які дозволили довести, що в осередку деформації, при наявності в зоні контакту критичних тисків, з'являються зони локального пластичного деформування у місцях сполучення позаконтактних зон з ділянкою контакту, які є місцем накопичення пошкоджень поверхневого шару матеріалу.

Практичне значення одержаних результатів.

1. Розроблено способи: нанесення антифрикційних покриттів (патенти України на корисну модель №52699, 74630, 74723, 94809); визначення

пластичності малопластичних матеріалів (патенти України на корисну модель №120838, 145186); конструкції: пристроїв для фрикційно-механічного нанесення покриттів (патенти України на корисну модель №63315, 70146, 102038, 108429, 128740), деформуючих протяжок (патенти України на корисну модель №115761; 118919; 124157; 108429; 128740), а також поверхнево-активне середовище для ФАБО (патент України на корисну модель №41439).

2. Побудовано діаграму пластичності графітовмісного чавуну при значних від'ємних значеннях коефіцієнта жорсткості напруженого стану.

3. Запропоновано конструкції і методику оцінки конструкційної міцності збірних твердосплавних елементів великого діаметру, що дозволило ефективно їх експлуатувати і знизити витрати твердого сплаву на їх виготовлення.

4. Розроблено технологічний процес обробки робочої поверхні гільз циліндрів, який включає механічну обробку, деформуюче протягування і нанесення антифрикційного покриття, що забезпечує підвищення механічних та експлуатаційних характеристик.

5. Розроблено технологічний процес запресовування твердосплавних вставок у корпуси шарошкових доліт, який включає фінішну операцію нанесення антифрикційного покриття на робочу поверхню отвору, що забезпечує підвищення надійності з'єднання.

6. Розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів ФАБО з накладенням вібрації, що дозволяє скоротити період припрацювання і підвищити технічний ресурс шестеренних насосів.

7. Запропоновано оригінальну конструкцію пристрою для випробування на зносостійкість робочої поверхні гільзи з антифрикційним покриттям, що забезпечує значне скорочення часу зносостійких випробувань.

8. Результати роботи пройшли промислову апробацію і лягли в основу розробки ресурсозберігаючих технологічних процесів, переданих для впровадження КАТП «Агробудавтосервіс», м. Кропивницький, ТОВ «Унібуртех», м. Дрогобич. Розроблені рекомендації і технічна документація на конструкцію деформуючого інструменту передані для

впровадження: на підприємство ТОВ «Кіровоградський інструментальний завод «Лезо»»; на завод із виробництва рульової гідравліки науково-виробничого підприємства ПАТ НВП «Радій», м. Кропивницький.

9. Отримані результати роботи, методики і моделі використовуються в освітньому процесі Центральноукраїнського національного технічного університету при проведенні лекційних, практичних і лабораторних робіт з дисциплін: «Відновлення та зміцнення деталей», «Технологічні методи зміцнення та відновлення типових деталей», «Інженерія поверхонь деталей машин та механізмів», «Технології відновлення та зміцнення автомобільних деталей», та під час виконання здобувачами вищої освіти кваліфікаційних робіт.

Особистий внесок здобувача.

Автор безпосередньо брав участь у проведенні всіх експериментальних досліджень та у процесі обробки експериментальних даних. Постановка теоретичних задач та обговорення результатів експериментальних і теоретичних досліджень здійснювалися разом з науковим консультантом даної роботи.

Основні наукові результати, наведені в дисертації, були отримані автором самостійно. У наукових роботах, які опубліковані у співавторстві, особистий внесок автора наступний: [1, 2, 12, 19, 55, 58, 59, 65] – запропоновано використання деформуючого протягування у процесі нанесення антифрикційного покриття фрикційно-механічним методом; [3] – виконано розрахунок міцності збірного деформуючого елемента при обробці гільзи циліндрів; [4] – розроблено технологічний процес обробки отворів у корпусах шарошкових доліт з використанням деформуючого протягування; [7, 32] – визначено схеми контактної взаємодії інструменту з оброблюваною поверхнею на етапі мікрорізання; [8, 31, 53] – запропоновано схема нанесення антифрикційних покриттів з використанням деформуючого протягування; [9, 67] – виконано аналіз існуючих схем обробки гільз циліндрів; [10] – запропоновано комбіновану технологію фінішної обробки отворів; [11, 18, 35] –

запропоновано алгоритм вибору складу технологічного середовища при нанесенні антифрикційного покриття; [13, 14] – запропоновано схему нанесення антифрикційних покриттів з використанням вібрації та встановленні її особливості; [15] – визначено вплив вихідної поверхні на якість антифрикційного покриття; [16, 17] – виконано аналіз методів та пристроїв для нанесення антифрикційного покриття; [20–22, 61] – досліджено антифрикційні властивості поверхонь з антифрикційними покриттями; [23] – запропоновано методику побудови діаграми пластичності для малопластичних матеріалів; [24] – виконано моделювання осадки циліндричного чавунного зразка; [25, 27–29] – виконано аналіз механіки формування поверхневого шару антифрикційного матеріалу; [26, 64] – доведено вплив форми і розмірів мікронерівностей на формування антифрикційного покриття; [30] – встановлено вплив деформуючого протягування на припрацювання поверхонь тертя; [33, 34, 52] – розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням ФАБО; [36, 39–41, 46] – запропоновано способи нанесення антифрикційних покриттів; [37, 38, 42, 43, 50] – запропоновано конструкції пристроїв для фрикційно-механічного нанесення покриттів; [44, 45, 48, 49] – запропоновано конструкції інструментів для деформуючого протягування; [47, 51, 54, 56, 57, 60] – розроблено методику і спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів; [62] – запропоновано методику дослідження мікрорізання в процесі ФАБО; [63] – встановлено закономірності взаємодії мікронерівностей при ФАБО; [66, 68] – розроблено технологічний процес обробки гільз циліндрів ДВЗ.

Апробація роботи.

Основні результати досліджень, викладені в дисертації, регулярно презентувалися та обговорювалися на міжнародних, всеукраїнських, конференціях, семінарах: науково-технічних конференціях викладачів, аспірантів та співробітників Центральноукраїнського національного технічного університету (м. Кропивницький, 2004–2021); Міжнародній науково-практичній конференції «Трибологические основы повышения ресурса машин»

(м. Москва, 2012); IX Міжнародній науково-практичній конференції «Проблеми конструювання, виробництва та експлуатації сільськогосподарської техніки» (м. Кіровоград, 2013); XII, XV, XVI Міжнародному форумі «Молодежь и сельскохозяйственная техника в XXI веке» (м. Харків, 2016, 2019, 2020); Міжнародній науково-практичній конференції «Прикладні науково-технічні дослідження» (м. Івано-Франківськ, 2017); XVIII Міжнародній науково-практичній конференції «Качество, стандартизация, контроль: теория и практика» (м. Одеса – Київ, 2018); Grabchenko's International Conference on Advanced Manufacturing Processes (InterPartner – 2019, 2020, 2021) (Odessa, 2019–2021); X Всеукраїнській науково-технічній конференції з міжнародною участю «Процеси механічної обробки, верстати та інструмент» (м. Житомир, 2019); I, II Міжнародній науково-технічній конференції «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту» (м. Вінниця, 2019, 2021); 6th, 7th International Conference «New technologies NT-2020, NT-2021» (Sarajevo, Bosnia and Herzegovina, 2020, 2021); Міжнародній науково-практичній конференції «Молодь і технічний прогрес в АПК» (м. Харків, 2020); IX Міжнародній науково-технічній конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні – 2020» (м. Львів, 2020); The First International Conference on Advances in Physical Sciences and Materials 2020 (ICAPSM 2020) (Coimbatore, Tamil Nadu, India, 2020); VII Міжнародній науково-технічній конференції «Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту» (м. Кременчук, 2020); I Всеукраїнській науково-практичній інтернет-конференції «Інноваційні технології в агропромисловому комплексі» (м. Мелітополь, 2020); XXI Міжнародній науково-технічній конференції «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» (м. Київ, 2020); VI, VII Міжнародній науково-практичній конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020, 2021» (м. Херсон, 2020, 2021); X, XI Міжнародній науково-практичній конференції «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС–2020, 2021)» (м. Чернігів, 2020, 2021); Міжнародній науково-практичній конференції «Инженерия поверхности и реновация изделий»

(м. Київ, 2020); 3th, 4th International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (Kharkiv, 2020, Lviv, 2021).

В повному обсязі дисертація доповідалась на науковому семінарі кафедри «Експлуатація та ремонт машин» Центральноукраїнського національного технічного університету та на розширеному засіданні кафедри «Технологія машинобудування» механіко-машинобудівного інституту Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського».

Публікації за темою дисертації.

За результатами досліджень опубліковано 68 наукових праць, у тому числі 2 монографії, 32 статті у наукових фахових виданнях (з них 2 статті у виданнях України та 8 статей у виданнях іноземних держав, які включені до науково-метричної бази Scopus), 17 патентів України на корисну модель, 17 доповідей у збірниках матеріалів конференцій.

Структура та обсяг роботи.

Дисертаційна робота складається зі вступу, восьми розділів, загальних висновків, списку використаних джерел з 305 назв, містить 261 рисунок, 20 таблиць та додатків. Загальний обсяг дисертації складає 465 сторінок.

Автор захищає наступні положення й результати:

- експериментально-аналітичну модель контактної взаємодії одиничної мікронерівності з інструментом при ФАБО;
- результати експериментальних досліджень закономірностей формування антифрикційних покриттів;
- теоретичну модель деформування збірного чавунного трубчастого зразка при спільному його стисканні в умовах обмеженої окружної деформації по зовнішній поверхні в комбінації з іншими пластичними матеріалами;
- результати експериментальних досліджень стиснення збірного зразка з чавуну СЧ20 і пластичного матеріалу та побудовану діаграму пластичності чавуну СЧ20, що вміщує ділянку, на якій деформування відбувається при значних від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану;

- результати моделювання процесу деформуючого протягування отворів у виробах з чавуну СЧ20;
- закономірності взаємодії інструменту з деталлю при деформуючому протягуванні виробів із чавуну;
- метод розрахунку напружено-деформованого стану антифрикційного покриття;
- прискорений метод випробувань на зносостійкість антифрикційного покриття.

Робота виконана на кафедрі експлуатації та ремонту машин Центральноукраїнського національного технічного університету.

Автор виражає вдячність науковому консультанту, доктору технічних наук, професору Посвятенку Е.К. за наукові консультації та обговорення результатів роботи, доктору технічних наук, професору Немировському Я.Б., доктору технічних наук, професору Цеханову Ю.О. за наукові консультації при рішенні задач технологічної механіки, що мають місце в даній роботі.

Автор вдячний почесному ректору Центральноукраїнського національного технічного університету, доктору технічних наук, професору Черноволу М.І. за увагу й допомогу, надану при виконанні дисертаційної роботи.

1. СТАН ПИТАННЯ, МЕТА І ЗАДАЧІ ДОСЛІДЖЕНЬ

1.1. Технологічні методи забезпечення якості робочих поверхонь деталей машин

Вчення про якість поверхневого шару розвивалося від невизначеного обліку нерівностей поверхонь до комплексної оцінки їх стану, що враховує як всі види нерівностей, так і фізико-хімічні властивості, і в даний час викликає інтерес науковців різних напрямків [1].

Вивченню якості поверхневого шару та його оцінки присвячені численні дослідження А.Г. Суслова, Е.В. Рижова, М.М. Петрова, Б.І. Костецького, І.В. Крагельського, В.С. Комбалова, Д.М. Гаркунова, Грінвуда, М.М. Хрущова, П.О. Ребиндера, Д.Д. Папшева, П.О. Киричка, О.А. Пермькова, Н. Адама, К. Вайнграбера, К. Джонсона, Е. Рабиновича, Т. Хісакадо, Р. Боуера та ін.

Питання оцінки якості поверхневого шару розглянуті в роботах В.С. Комбалова, Грінвуда, А.Г. Суслова та ін. [2-4]. Відповідно до сучасних уявлень якість поверхневого шару – комплексне поняття, яке визначається сукупністю геометричних характеристик і фізико-хімічних властивостей як результат технологічного впливу на дану поверхню (рис.1.1). Фактори, що впливають на якість поверхневого шару, представлені на рис.1.1.

Сучасні тенденції, що назріли у виробництві та експлуатації машин і механізмів, спрямовані на суттєве поліпшення їх експлуатаційних властивостей, перш за все за рахунок підвищення якості робочих поверхонь деталей [5].

Зв'язок характеристик якості поверхневого шару з експлуатаційними властивостями деталей свідчать про те, що оптимальна (з точки зору підвищення експлуатаційних властивостей деталей) поверхня повинна бути достатньо твердою, мати певний рівень стискаючих залишкових напружень, дрібнодисперсну структуру, згладжену форму мікронерівностей з великою площею опорної поверхні [6].



Рис.1.1. Фактори, що впливають на якість поверхневого шару

Параметри якості поверхні, що визначають її експлуатаційні властивості, формуються протягом усього технологічного процесу, однак найбільший вплив мають фінішні операції, дослідженню яких завжди приділялася велика увага [7, 8]. Отже, саме на фінішну обробку покладаються завдання щодо забезпечення необхідної якості поверхневого шару.

У роботах [9, 10] показано, що разом з фінішною обробкою значний вплив на якість поверхневого шару деталей машин має попередня обробка. Явище перенесення властивостей поверхневого шару від попередніх операцій до подальших назване авторами зазначених робіт «технологічним спадкуванням».

Таким чином, якість поверхневого шару досягається на стадії виготовлення заготовок, їх подальшої обробки та залежить, перш за все, від технологічного методу обробки поверхні, що забезпечує отримання оптимальної шорсткості в зоні контактування і необхідних фізико-механічних властивостей робочих поверхонь деталі.

В даний час розроблено і використовується велика кількість різних методів технологічного впливу на поверхневий шар з метою забезпечення їх конкретних експлуатаційних властивостей.

Практично всі методи обробки засновані на механічному, фізичному, хімічному, термічному або їх спільній дії на заготовки при певній кінематиці переміщень. Вищенаведені міркування дають змогу класифікувати різноманіття методів забезпечення якості за ознакою поверхневого технологічного впливу, що дозволяє істотно змінити поверхневі властивості виробів. Таким чином, методи поверхневого технологічного впливу можливо класифікувати і розділити на чотири основні групи: механічні, хімічні, фізичні та комбіновані (рис.1.2). Переважна більшість цих методів обробки широко відомі і детально висвітлені в літературі [11-20].

До групи механічних відносять методи обробки, що забезпечують досягнення точності розмірів, форми і взаємного розташування поверхонь деталей [21-26]. Це фінішні методи лезової обробки (точіння, фрезерування, стругання, зеркування, розгортання) [27], алмазно-абразивна обробка (шліфування, суперфінішування, полірування, хонінгування) [28-31], обробно-зміцнююча обробка поверхневим пластичним деформуванням (ППД) (дробоструменева обробка, накочення (розкочування), вигладжування, протягування та ін.) [6, 32-34].

В роботі [28] показана порівняльна вартість різних методів механічної обробки деталей і шорсткість, яка при цьому досягається. При більш низькій шорсткості та зі збільшенням точності вартість обробки різко збільшується. Найменша вартість відповідає обробці розточування при високій шорсткості та продуктивності. Отже, фінішні методи лезової і алмазно-абразивної обробки не тільки недостатньо продуктивні, але і технологічно недосконалі, оскільки, забезпечуючи високу точність обробки на рівні макрогеометрії, форму і розміри отворів, вони не створюють відповідні їй високі характеристики на рівні мікрогеометрії. Методами ППД досягається тонке зміцнення поверхневого шару, однак при цьому зберігається точність, забезпечена на попередній операції.

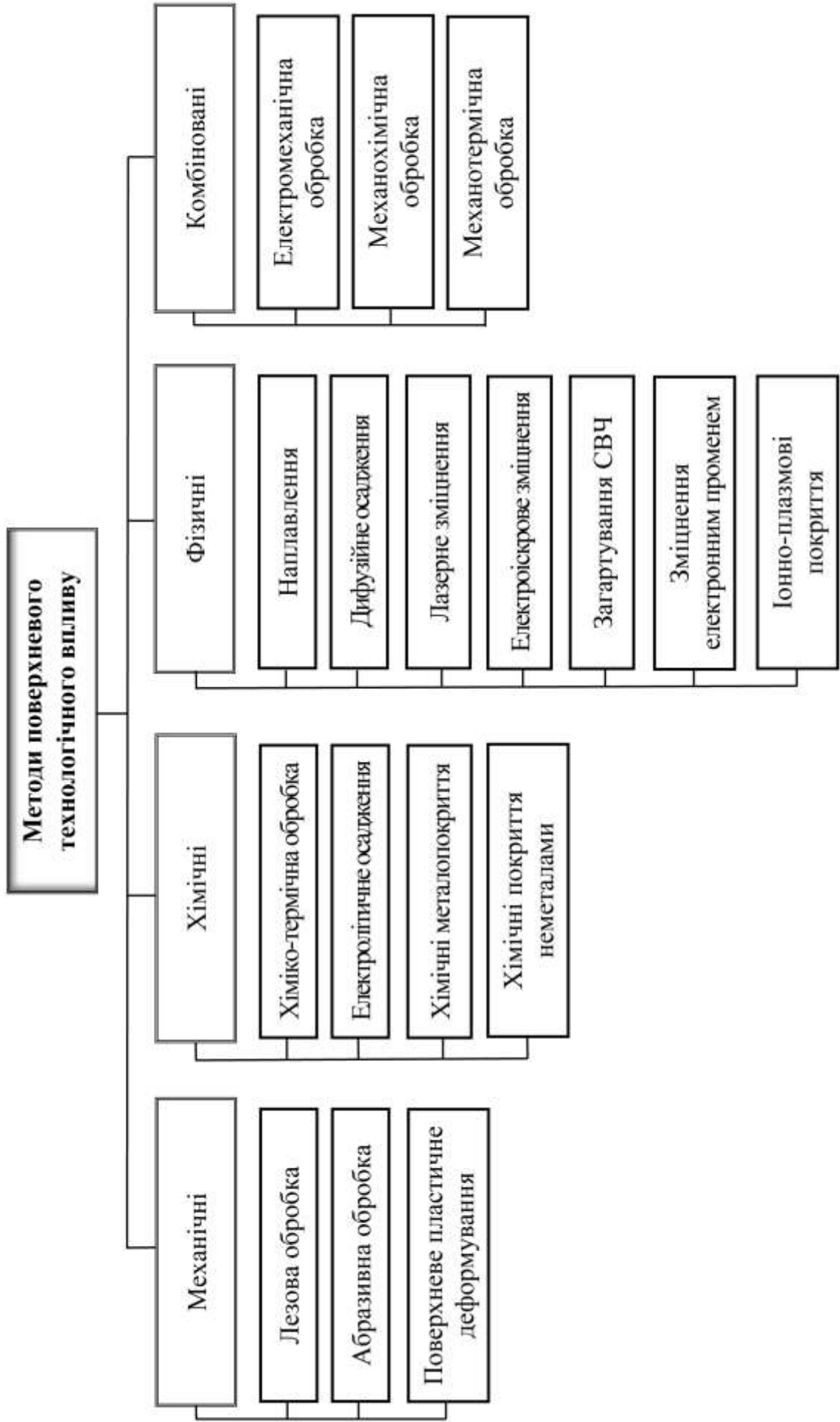


Рис.1.2. Класифікація методів поверхневого технологічного впливу

Методи хімічної обробки включають технології нанесення металевих і неметалевих покриттів (хромування, нікелювання, залізнення, фосфатування і т.д.), що забезпечують як контактні властивості поверхні, так і оберігають її від впливу зовнішнього середовища [35], а також хіміко-термічну обробку (ХТО) (цементация, азотування, ціанування і т.д.), що забезпечує опір поверхневого шару зносу і втомному руйнуванню за рахунок насичення поверхні різними хімічними елементами з одночасним термічним впливом [36-38]. До недоліків цієї групи методів обробки слід віднести: низький рівень зчеплення нанесених покриттів з основним металом, високу трудомісткість, дороговартісність використовуваного обладнання і хімічних препаратів, неекологічність, необхідність додаткової фінішної обробки для досягнення потрібних характеристик якості поверхневого шару і точності.

Фізичні методи обробки представлені технологіями наплавлення, лазерного та електроіскрового зміцнення, іонного легування, іонно-плазмового нанесення покриттів, поверхневого гартування СВЧ [20, 39], що дозволяють направлено змінювати фізико-механічні та фізико-хімічні властивості. При цьому, значні теплові впливи на деталь ведуть до зміни структури основного металу і накопиченню додаткових внутрішніх напружень.

Комбіновані методи обробки (КМО) дозволяють поєднувати вплив декількох фізико-хімічних явищ і способів їх підведення в зону обробки і таким чином поєднувати в собі переваги різних методів, в тому числі модифікації поверхонь і нанесення покриттів, тим самим досягаючи більш високих експлуатаційних властивостей деталей. Суть КМО полягає в сумарному впливу фізичних і хімічних явищ. Так, відомі різні комбіновані способи, що поєднують обробку ППД з механічним, термічним і хіміко-термічним впливами [40].

Представлена класифікація певною мірою умовна і дає досить спрощене уявлення про різноманіття методів забезпечення якості поверхні деталі, проте жоден з них не може претендувати на універсальність.

Можливості наведених методів обробки в управлінні параметрами якості поверхневого шару деталей машин представлені в роботах [41-48].

Результати досліджень переконливо показують, що методи фізичної і хімічної обробки не дозволяють управляти геометричними параметрами поверхні, але в порівнянні з механічними методами обробки в більш широких межах змінюють несучу здатність і фізико-хімічний стан поверхневого шару деталей машин [1, 5, 7, 16 та ін.]. Отже, для технологічного забезпечення високої якості поверхневого шару деталей один із методів обробки (хімічний та фізичний) повинен поєднуватися з методами фінішної механічної обробки.

Останні роки характеризуються істотним прогресом в розробці нових методів модифікації поверхонь і нанесення покриттів з метою поліпшення триботехнічних властивостей робочих поверхонь [5, 49, 50, 51 та ін.]. Для поверхонь з покриттям, на відміну від гомогенних матеріалів, можливо підбирати композицію матеріалів з різними фізико-механічними властивостями. Тому в кожному конкретному випадку необхідно підбирати свій певний склад покриття і метод його нанесення, при цьому важливо забезпечити оптимальне співвідношення переваг обраного методу поверхневої обробки [52].

1.2. Підвищення якості поверхні нанесенням антифрикційних покриттів

1.2.1. Способи формування антифрикційних покриттів на металевих поверхнях тертя

Одним з напрямків інженерії поверхні є нанесення покриттів різними способами [53]. З точки зору підвищення надійності і ресурсу необхідно, щоб кожна деталь незалежно від матеріалу виготовлення мала захисне покриття відповідно до свого прямого призначення та умов експлуатації [54].

Покриття являють собою направлено сформовані поверхневі шари, що істотно відрізняються за своїми властивостями від властивостей матеріалу основи і в значній мірі змінюють властивості останнього [55]. При цьому габаритні розміри деталі збільшуються на товщину шару покриття, що дозволяє використовувати методи нанесення покриттів не тільки при виготовленні нових, але і при відновленні зношених деталей і конструкцій [56, 57].

Існуючі численні способи нанесення покриттів прийнято класифікувати з різних позицій. За своїм призначенням покриття, що застосовуються в машинобудуванні, автори робіт [54, 58, 59 та ін.] поділяють на такі категорії: зносостійкі, корозійностійкі, антифрикційні, жаростійкі, теплозахисні, ущільнювальні та ін.

Особливе місце серед покриттів займають антифрикційні (покриття з низьким коефіцієнтом тертя), нанесені на поверхню тертя з метою забезпечення сприятливих антифрикційних властивостей. І.В. Крагельським [60] запропоновано класифікацію видів антифрикційних покриттів (АП) за позитивним градієнтом властивостей за глибиною, що слугує орієнтиром при розробці нових, більш досконалих видів покриттів.

З метою систематизації наявних відомостей про способи нанесення АП на металеві поверхні нами запропонована класифікація АП за такими ознаками: призначення, вид матеріалу покриття, а також спосіб його формування (рис.1.3–1.5).

Крім своїх основних функцій щодо підвищення антифрикційних властивостей поверхні, АП можуть використовуватися як відновлювальні; припрацювальні, твердозмащувальні і багатофункціональні покриття (рис.1.3).

Найбільш численна категорія – відновлювальні покриття, основне призначення яких відновлення розмірів деталей. Оскільки практично всі АП з тих чи інших ознак можна віднести і до відновлювальних, і до припрацювальних, при складанні класифікації прийнято наступне. До припрацювальних покриттів віднесені покриття, при отриманні яких використовувалися мідь, свинець та їх сплави, а також композиційні покриття. Цей вид покриття наносять з метою поліпшення умов припрацювання і запобігання можливості виникнення задирів і захоплювання.

Основне призначення твердозмащувальних покриттів (ТЗП), що наносяться на робочі поверхні деталей, – забезпечення змащувальної дії в широкому діапазоні температур. В роботі [61] приведена наступна класифікація твердозмащувальних матеріалів за В.Е. Кембеллом: шаруваті, органічні сполуки, хімічно-активні покриття, м'які метали, полімерні плівки, різні пластичні матеріали.

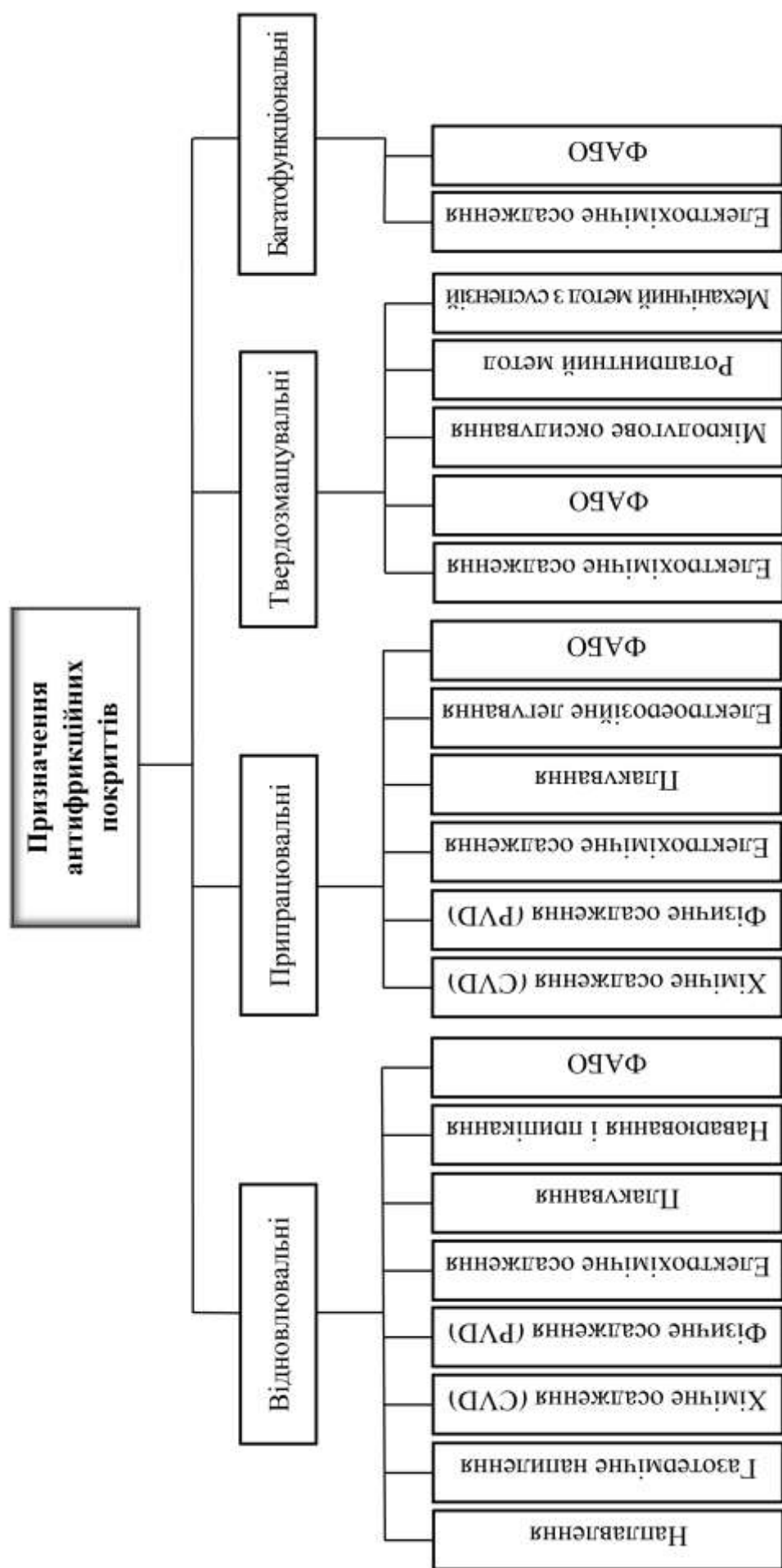


Рис. 1.3. Класифікація способів нанесення антифрикційних покриттів за їх призначенням

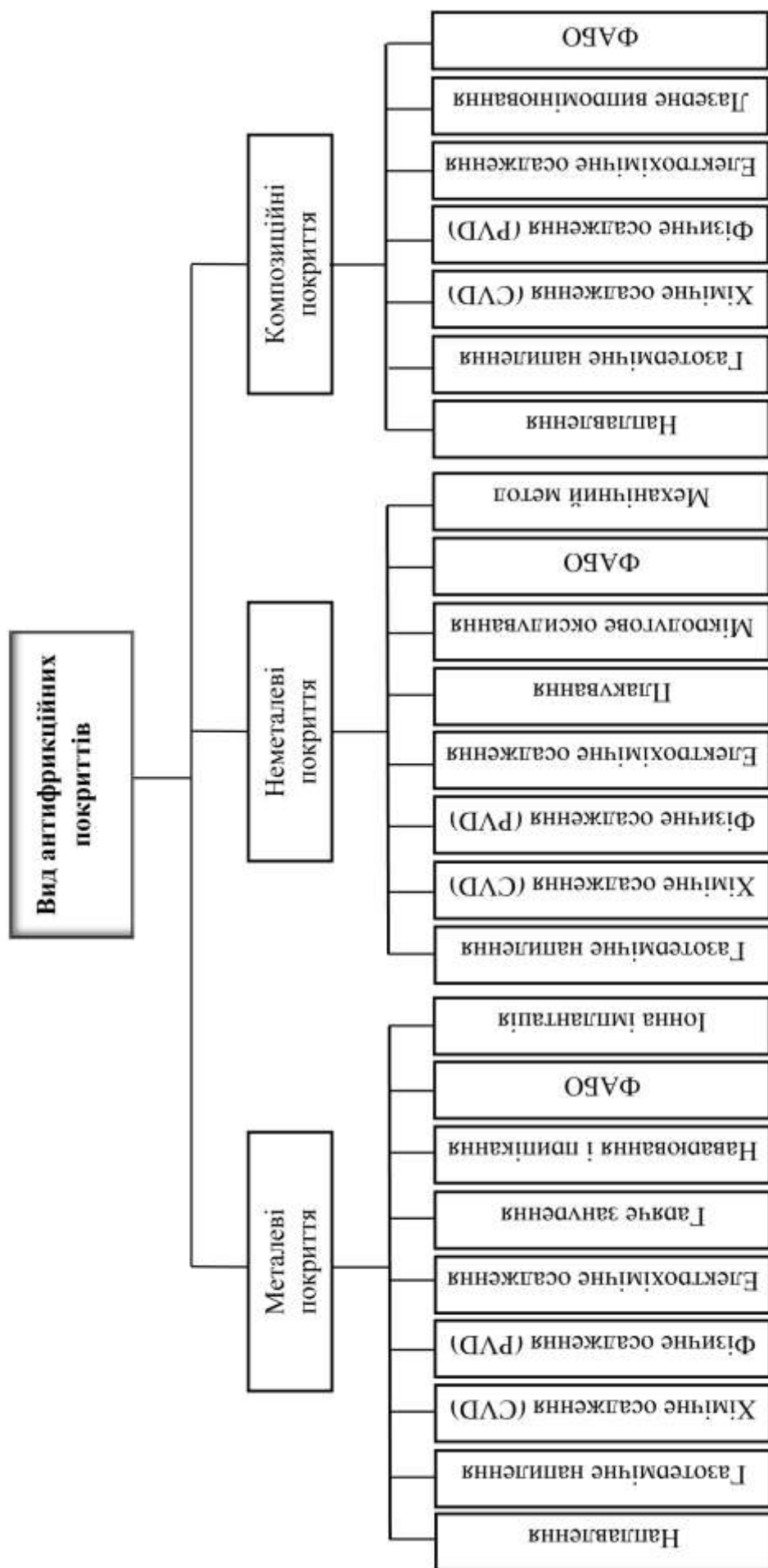


Рис. 1.4. Класифікація антифрикційних покриттів за видом матеріалу

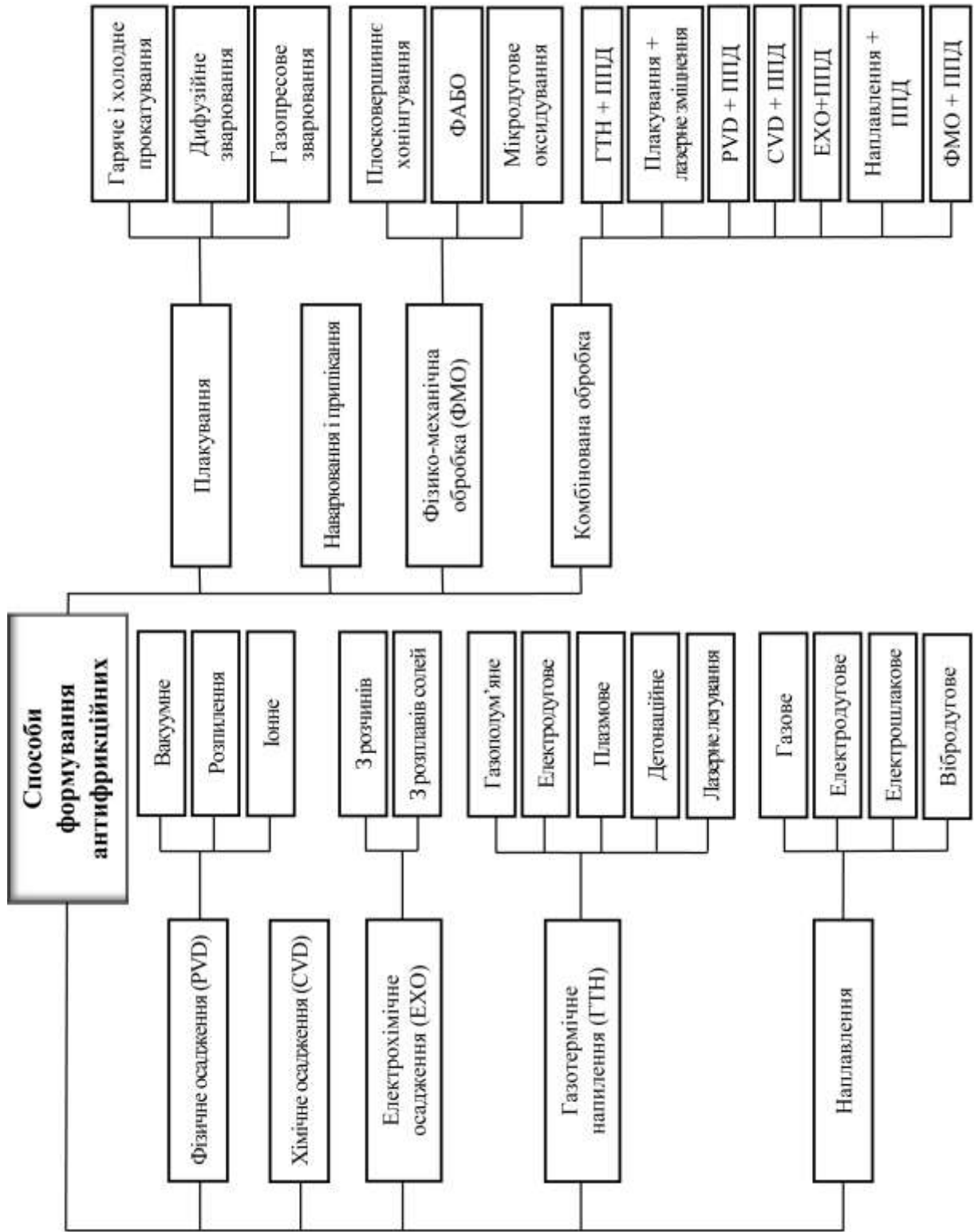


Рис.1.5. Класифікація способів формування антифрикційних покриттів

З усього різноманіття способів отримання АП найбільш прийнятними представляються багатофункціональні покриття (електрохімічне осадження і фінішна антифрикційна безабразивна обробка (ФАБО)), що дозволяють використовувати їх для відновлення розмірів, скорочення припрацювання поверхні, а також для нанесення твердозмащувальних покриттів.

Великий вибір матеріалів, що використовуються для створення АП, дозволяють забезпечувати задані властивості поверхні або комплекс властивостей для будь-яких деталей сучасного машинобудування [59]. За матеріалом покриття розглянуті наступні види АП: металеві, неметалеві і композиційні (рис.1.4).

До металевих АП віднесені покриття, отримані з металів (мідь, олово, цинк, свинець та ін.) та їх сплавів (латуні, бронзи та ін.). Цей вид покриттів отримують наступними способами: наплавлення, газотермічне напилення, CVD, PVD і електрохімічне осадження, гаряче занурення, наварювання, ФАБО та іонна імплантація.

Особливе місце серед АП належить неметалевим покриттям, одержуваних шляхом: полімеризації органічних хімічних речовин, спіканню керамічних і металевих матеріалів, а також з порошків кисневмісних і безкисневих хімічних сполук. Нанесення неметалевих покриттів здійснюється традиційними методами.

Матеріали покриттів, складені з різних компонентів, утворюють окремий вид – композиційні покриття (КП). Причому властивості композитів як кількісно, так і якісно відрізняються від властивостей їх складових. На думку авторів [62], найбільш прогресивним методом нанесення КП є електрохімічний, який передбачає отримання осадків із суспензій, що представляють собою електроліти із добавкою певної кількості тонкодисперсних металевих і неметалевих матеріалів.

Одним з прогресивних шляхів отримання нових КП є розробка і вдосконалення способів їх отримання, зокрема фрикційно-механічних. Однак дослідження з використання ФАБО для нанесення КП не проводилися.

За способом або технології формування АП поділяються на такі види (рис.1.5):

- PVD – покриття;

- CVD – покриття;
- покриття, отримані електрохімічним осадженням;
- газотермічні покриття;
- покриття, отримані наплавленням, плакуванням, наварюванням і припеченням;
- фрикційно-механічна обробка;
- комбінована обробка.

Більшість цих способів широко відомі і детально висвітлені в літературі [57, 63-66 та ін.].

Аналіз способів формування АП показав, що для досягнення більш високих експлуатаційних властивостей деталей найбільш доцільним представляються комбіновані методи обробки, що поєднують в собі переваги різних методів.

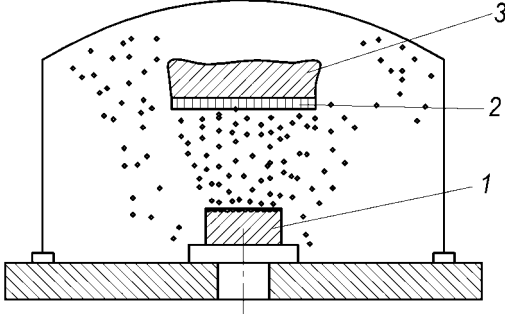
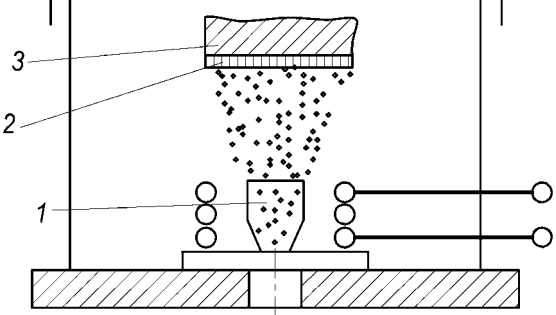
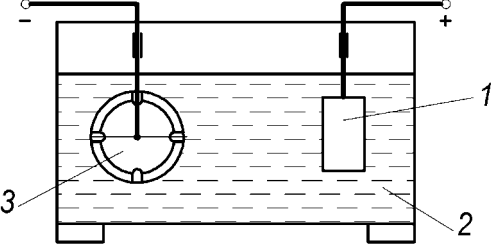
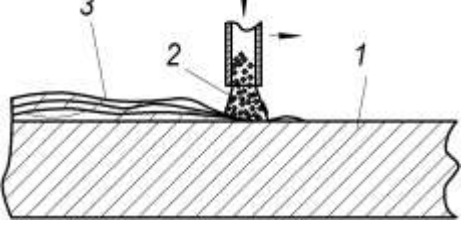
Представлена класифікація АП, зрозуміло, не є вичерпною, оскільки існують і інші класифікаційні ознаки (вид агрегатного та фізичного стану матеріалу, товщина покриття, число компонентів нанесеного матеріалу і отриманих шарів і т.д.). З позицій розглянутих критеріїв класифікації АП перевагу слід віддати способам отримання багатофункціональних покриттів і перш за все комбінованій обробці, що дозволяє поєднувати в собі переваги різних методів, в тому числі модифікації поверхонь і нанесення покриттів, тим самим забезпечуючи більш високі експлуатаційні властивості деталей.

Слід зазначити, що до АП, незалежно від способів їх формування, пред'являють ряд вимог, до основних з яких слід віднести [67]:

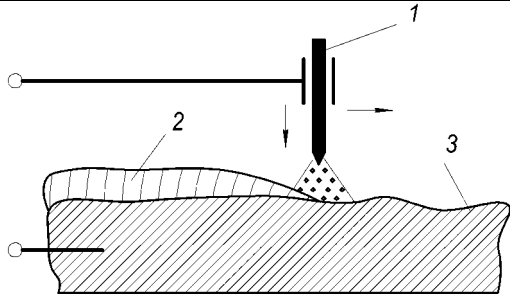
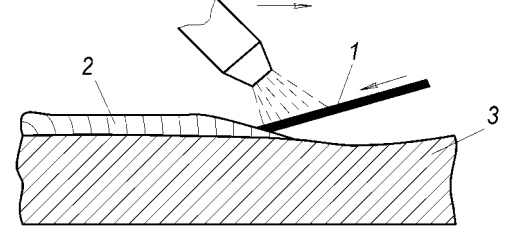
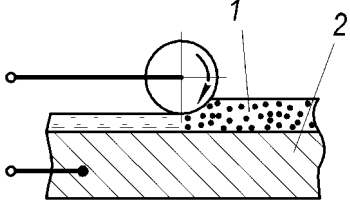
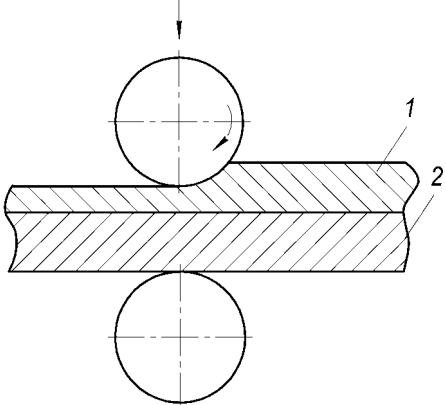
- щільність і суцільність;
- висока адгезія з поверхнею металу;
- рівномірність покриття за товщиною і досить висока чистота його поверхні;
- здатність спільно з основним металом витримувати експлуатаційні навантаження;
- довговічність.

Схеми нанесення основних способів АП і область їх застосування представлені в табл.1.1.

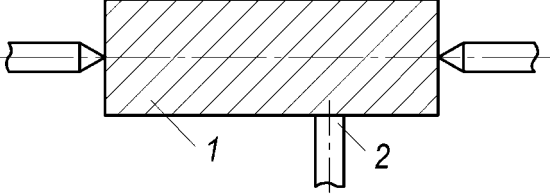
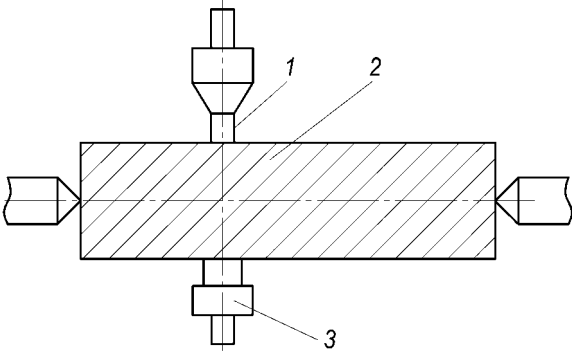
Таблиця 1.1 – Схема реалізації основних способів отримання АП

Назва способу	Схема реалізації	Область застосування
1	2	3
PVD – покриття	 1 – присадний матеріал; 2 – покриття; 3 – матриця виробу	Відновлення, припрацювання
CVD – покриття	 1 – присадний матеріал; 2 – покриття; 3 – матриця виробу	Відновлення, припрацювання
Електролітичне осадження	 1 – присадний матеріал; 2 – електроліт; 3 – виріб	Відновлення, припрацювання, тверде змащення
Газотермічне напилення	 1 – матриця виробу; 2 – енергетичний потік, що включає напилювані частки; 3 – покриття	Відновлення

Продовження табл.1.1

1	2	3
Електродугове наплавлення	 1 – присадний матеріал – електрод; 2 – напавлений шар; 3 – матриця виробу	Відновлення
Газополуменеве наплавлення	 1 – присадний матеріал; 2 – напавлений шар; 3 – матриця виробу	Відновлення
Електроконтактне припікання	 1 – нанесений матеріал і шар; 2 – матриця виробу	Відновлення
Термомеханічне плакування	 1 – шар нанесеного матеріалу; 2 – матриця виробу	Відновлення, припрацювання

Продовження табл.1.1

1	2	3
ФАБО	 1 – інструмент, 2 – оброблювана деталь	Відновлення, припрацювання, тверде змащення
Комбінована обробка	 1 – легуючий електрод; 2 – оброблювана деталь; 3 – колодка для нанесення покриття	Відновлення, припрацювання, тверде змащення

Аналіз табл.1.1 показав, що найбільш простим в реалізації та таким, що не вимагає застосування складного обладнання є метод ФАБО, до особливостей якого слід віднести: низьку витрату матеріалу покриття та механічної енергії при натиранні, відносно малу тривалість процесу при використанні автоматизованого обладнання, високу стабільність і якість покриття, екологічну чистоту та ін.

За даними авторів [68, 69 та ін.] ФАБО дозволяє: знизити час припрацювання деталей в 1,5 – 2 рази, виключити задири поверхонь тертя деталей, підвищити несучу здатність деталей і з'єднань, захистити поверхню тертя від водневого зношування, знизити температуру тертя і подовжити період роботи вузлів тертя при виключенні подачі змащування, зменшити коефіцієнт тертя і тим самим знизити споживання палива ДВЗ до 3% та ін.

Однак, ефективність процесу ФАБО недостатньо висока, особливо при експлуатації в умовах високих питомих навантажень, коли плівкове покриття

швидко виходить з ладу. Крім того, стійке формування покриття обмежується певною початковою шорсткістю поверхні основи $0,08 < Ra < 1,5$ мкм [70].

Підвищити якість покриття можливо шляхом поєднання ФАБО зі способами ППД. При цьому доцільніше використовувати поєднання і локалізацію впливу на оброблювану поверхню деформуючого і натираючого елементів [71].

1.2.2. Вплив початковій шорсткості поверхні на утворення антифрикційного покриття

Параметри і характеристики шорсткості поверхні регламентовані ГОСТ 2789-73*: три висотних – Ra , Rz , $Rmax$, два крокових – Sm , S і параметр відносної опорної довжини профілю – t_p [72].

Автори робіт [73-77] приймають шорсткість поверхні, що отримана ФАБО, за основний критерій оцінки якості покриття, а автор роботи [78] вказує на суттєву залежність останнього від матеріалу основи і початковій шорсткості поверхні.

Питанню вивчення впливу геометричних параметрів поверхні, отриманих на попередніх ФАБО операціях, присвячені ряд досліджень [79-89].

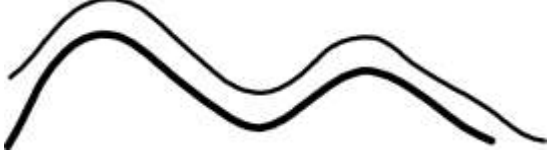
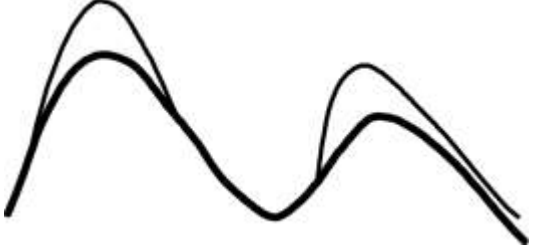
Д.М. Гаркуновим [79] і В.М. Лозовським [80] встановлено, що для забезпечення високих якості покриття і продуктивності процесу параметр Ra повинен мати значення не нижче 1,25 мкм. У цьому випадку на поверхні утворюються мікронерівності гострої форми, а продукти зносу утворюють суцільне покриття. При значенні $Ra < 0,3$ мкм проникнення матеріалу інструменту у впадини ускладнене тим, що процес мікрорізання інструменту деталлю замінюється пластичним відтискуванням, внаслідок чого інтенсивність зношування інструменту падає, відбувається поступовий наклеп матеріалу інструменту на значну глибину, утруднений відрив окремих частинок і перенесення їх на деталь. Покриття в цьому випадку виходить несцільним, що свідчить про його низьку якість.

У роботах [81, 82] показано, що для забезпечення якісної мідної плівки за всією висотою мікропрофілю, необхідно, щоб його максимальна висота R_{max} після попередньої обробки була не більша 15 мкм. В роботі [81] також зазначено, що для утворення якісного покриття, в зоні контакту «фрикційний стрижень – оброблювана поверхня» обов'язково повинен мати місце процес мікрорізання, а автори роботи [82] наводять шкалу оцінки якості покриття за параметром Ra (табл.1.2), в якій вказана зона стійкого формування антифрикційної плівки – $0,08 \text{ мкм} < Ra < 1,5 \text{ мкм}$.

Оптимізація шорсткості поверхні з метою формування якісного покриття виконана в роботі І.В. Кузьменка [83]. Автором проведено аналіз зміни величин значень середньоарифметичного відхилення профілю зразків: $\Delta = R_{ak} - R_{an}$ (де R_{ak} і R_{an} – шорсткість зразків після і до натирання відповідно). Встановлено, що величина Δ тим значніше, чим вище шорсткість поверхні. Автор пояснює цей факт дією натираючого матеріалу як вигладжуючого інструменту. Причому, чим більша відмінність поверхні від ідеально гладкої, тим більша можливість її деформування. При дослідженні впливу початкової шорсткості поверхні на утворення покриття, автору вдалося отримати суцільну мідну плівку при значенні $Ra = 3,4 \text{ мкм}$.

В роботі В.В. Черкуна [84] визначалася шорсткість поверхні до і після нанесення покриттів ФАБО з додатковою вібрацією інструменту. Встановлено, що при початковій шорсткості поверхні зразка $Ra = 12,5 \text{ мкм}$ пористість покриття збільшується приблизно в 3...4 рази в порівнянні з пористістю покриття, отриманого на зразках з початкової шорсткістю $Ra = 0,63 \text{ мкм}$. Автор вказує, що для отримання якісного покриття початкова шорсткість сталеві поверхні повинна бути не нижче $Ra = 1,25 \text{ мкм}$. При значенні параметра шорсткості $Ra = 2,5 \text{ мкм}$ і вище процес проникнення матеріалу інструменту (латуні) у впадини мікронерівності ускладнюються, а отримане покриття – несучільне. Отже, на думку автора [84], отримання суцільного покриття можливо при значеннях початкової шорсткості $0,63 \text{ мкм} < Ra < 1,25 \text{ мкм}$.

Таблиця 1.2 – Шкала оцінки якості покриття за параметром шорсткості [82]

R_a , мкм	Умови формування плівки	Схема формування плівки
0,01...0,02	Плівка не формується $\frac{h}{\rho} < 0,5 \left(1 - 2 \frac{\tau_n}{\sigma_m} \right)$ – немає процесу мікрорізання	
0,02...0,08	Зона нестійкого формування плівки $\frac{h}{\rho} < 0,5 \left(1 - 2 \frac{\tau_n}{\sigma_m} \right)$ – процес мікрорізання йде нестійко	
0,08...1,5	Зона стійкого формування плівки $\frac{h}{\rho} < 0,5 \left(1 - 2 \frac{\tau_n}{\sigma_m} \right)$; $h = R_{\max}$	
1,5...6,0	Зона нестійкого формування плівки $h = R_{\max}$	
1,5...6,0	Плівка формується тільки по вершинах нерівностей	

Примітка: h – глибина впровадження індентора; ρ – радіус округлення індентора при його вершині; τ_n – зсувна міцність молекулярного зв'язку; σ_m – межа течії.

Авторами досліджень [85] встановлено, що при початковій шорсткості сталевого зразка з параметрами $0,16 \text{ мкм} < Ra < 0,32 \text{ мкм}$ досягаються оптимальні умови для реалізації режиму вибіркового перенесення в парі мідний сплав – сталь в гліцерині, а багаторазове деформування поверхневого шару зразка з мідного сплаву більш жорсткими мікронерівностями сталевого зразка грає істотну роль у формуванні мідного покриття.

Отримати якісне покриття на поверхнях, що мають шорсткість поверхні $Ra = 40...320 \text{ мкм}$ авторам роботи [86] вдалося за допомогою обробки периферійною частиною латунного ролика, що вільно обертається на осі, вісь якого складає з віссю деталі кут $75-80^\circ$. В цьому випадку ролик отримує обертання внаслідок тертя об деталь, припрацьовується до оброблюваної деталі, на його робочій поверхні формується відповідний мікрорельєф, який легко впроваджується у впадини мікронерівностей і здійснює натирання уздовж них.

У ряді робіт [87-89] при дослідженні шорсткості поверхні в процесі ФАБО, представлена досить суперечлива інформація. Так, в роботі І.Л. Приходька [87] зазначено, що шорсткість поверхні зразків, підготовлених для ФАБО $Ra = 0,25 - 0,32 \text{ мкм}$, після ФАБО залишається практично без змін. У роботах В.І. Балабанова [88] і В.В. Челюбеєва [89] експериментально встановлено, що ФАБО забезпечує зниження параметра шорсткості зразків з $Ra = 0,25 \text{ мкм}$ до $Ra = 0,13 \text{ мкм}$ за рахунок згладжування вершин мікровиступів при обробці і заповнення впадин мікровиступів частинками латуні.

На підставі аналізу представлених даних слід зазначити, що практично всі дослідники впливу початкової шорсткості обробленої поверхні на формування антифрикційного покриття використовують лише один висотний параметр шорсткості – Ra . При цьому єдина думка щодо оптимального значення зазначеного параметра відсутня. Так, автори робіт [79-85, 87-89] вказують на формування якісного антифрикційного покриття при значенні Ra початкової шорсткості поверхні від $0,08 \text{ мкм}$ до $3,4 \text{ мкм}$, а в деяких випадках і значно вище [86].

На наш погляд, питання впливу початкової шорсткості попередньо обробленої поверхні на утворення антифрикційного покриття вивчено недостатньо. Наведемо деякі міркування з даного питання.

По-перше, висотний параметр шорсткості Ra є середнім арифметичним відхиленням профілю і не дає повного уявлення про мікрорельєф поверхні.

По-друге, мікрорельєф поверхні в значній мірі залежить від виду обробки. Так, при токарній обробці (найбільш часто застосовується під антифрикційне покриття) форма і розміри залишкових гребінців і впадин багато в чому визначаються геометрією інструменту в плані і величиною його подачі.

На підставі викладеного вище можна зробити висновок про доцільність проведення спеціальних досліджень впливу форми і розмірів мікронерівностей на формування антифрикційного покриття.

1.3. Фінішна антифрикційна безабразивна обробка

1.3.1. Огляд існуючих методів ФАБО

Одним із напрямків підвищення ресурсу нових і відремонтованих деталей є застосування ФАБО [68, 84, 90, 91 та ін.].

Сутність ФАБО полягає в тому, що поверхні тертя деталей покривають тонким шаром (1...5 мкм) міді, латуні, бронзи або іншими антифрикційними твердозмащувальними матеріалами, внаслідок чого вони набувають високих антифрикційних властивостей і контактної жорсткості [68, 92, 93 та ін.].

Спроба описати механізм утворення покриття при ФАБО зроблена в ряді робіт [68, 88, 94, 95, 96].

Автори [94, 95] вказують на необхідність введення в зону контакту при нанесенні покриттів спеціального технологічного середовища, яке: змочує оброблювану поверхню, розпушує оксидну плівку, пластифікує поверхню мідного сплаву і створює умови для схоплювання металів. На відміну від сухого тертя, коли в зоні контакту відбувається інтенсивне зростання температури і схоплювання супроводжується викиданням окремих частинок з поверхні інструменту, використання технологічної рідини забезпечує

утворення суцільного, міцно зчепленого покриття. На думку дослідників [94, 95], процес фрикційно-механічного нанесення покриттів супроводжується двома конкуруючими між собою явищами: утворення покриття і його руйнування. Так, діючі в зоні контакту напруження зсуву в початковий момент являються руйнуючими тільки для матеріалу більш пластичного металу – мідного сплаву. Відбувається його диспергування у вигляді дрібних частинок, які переносяться на оброблювану поверхню. З ростом товщини покриття його міцність падає і настає момент, коли поверхневий шар деталі не може виривати частинки з інструменту, зростання товщини покриття, таким чином, припиняється. Покриття в процесі обробки знаходиться під впливом інтенсивних зсувних деформацій, що збільшуються у міру зростання товщини покриття. Це гальмує зростання товщини і пояснює, на думку авторів [94, 95], причину збереження початкової шорсткості.

Подібний підхід до опису механізму формування трибопокриття, як вважає автор роботи [88], видається дещо однобоким. По-перше, не враховуються хімічні процеси, що відбуваються при натирання, хоча в більшості відомих розробок до складу технологічних рідин входить гліцерин, який є відновлювачем міді. По-друге, внаслідок того, що взаємодія відбувається на дискретних ділянках контактуючих поверхонь, скоріш за все, необхідно враховувати температурний фактор, більшою мірою визначаючий фізико-механічні властивості взаємодіючих металів.

Згідно з дослідженнями [88, 89], утворення якісного антифрикційного покриття головним чином залежить від спрацьовування чотирьох каналів активації контактних поверхонь: механічного, хімічного, термічного і каналу, пов'язаного з пластичною деформацією.

Модель нанесення антифрикційного покриття ФАБО докладно розглядається в роботах німецьких дослідників [95], де зазначено, що в початковий момент трибовзаємодії переважає процес мікрорізання мідного сплаву. Наявність поверхнево-активного середовища (ПАС), що утворюється в результаті трибодеструкції гліцерину, дозволяє розпушувати оксидні шари на

поверхнях тертя і пластично деформувати частки перенесеного металу в зоні тертя. Деякі частинки спресовуються у впадинах між виступами шорсткостей, що викликає загальне зниження параметра шорсткості обробленої поверхні. Під впливом високих локальних стискаючих зусиль частки пресуються, і утворюється їх адгезійний зв'язок між собою і з підкладкою. Можна виділити наступні процеси, що протікають на контактних поверхнях:

- ефект Ребіндера з адсорбційною пластифікацією і збільшення позитивного градієнта міцності при зсуві в зоні тертя;
- перенесення більш пластичного металу на більш тверду підкладку, завдяки мікроадгезії;
- ефект Кіркендала (дифузний) з вибірконим розчиненням легуючих елементів за рахунок різниці потенціалів;
- відкладення частинок та іонів міді електрохімічним процесом, який активізується трибохімічно;
- виникнення металоорганічних з'єднань з ПАС і каталітичного впливу міді.

Автори досліджень ФАБО деталей виділяють наступні способи її здійснення (рис.1.6) [97, 98, 99, 100].

Нанесення металевих покриттів фрикційно-механічним методом полягає в терті металевого інструменту об деталь в присутності технологічного середовища [101].

Хімічний метод заснований на процесі мимовільного (без зовнішнього джерела струму) утворення металевого покриття на поверхні оброблюваної деталі, введеної в контакт з технологічним середовищем, що містить іони відповідного металу [98].

Фрикційно-хімічний метод характеризується протіканням додаткової активації тертям. В основі цього методу лежать термодинамічні дозволені процеси, перебіг яких в звичайних умовах через різного роду обмеження і бар'єри відбувається дуже повільно.

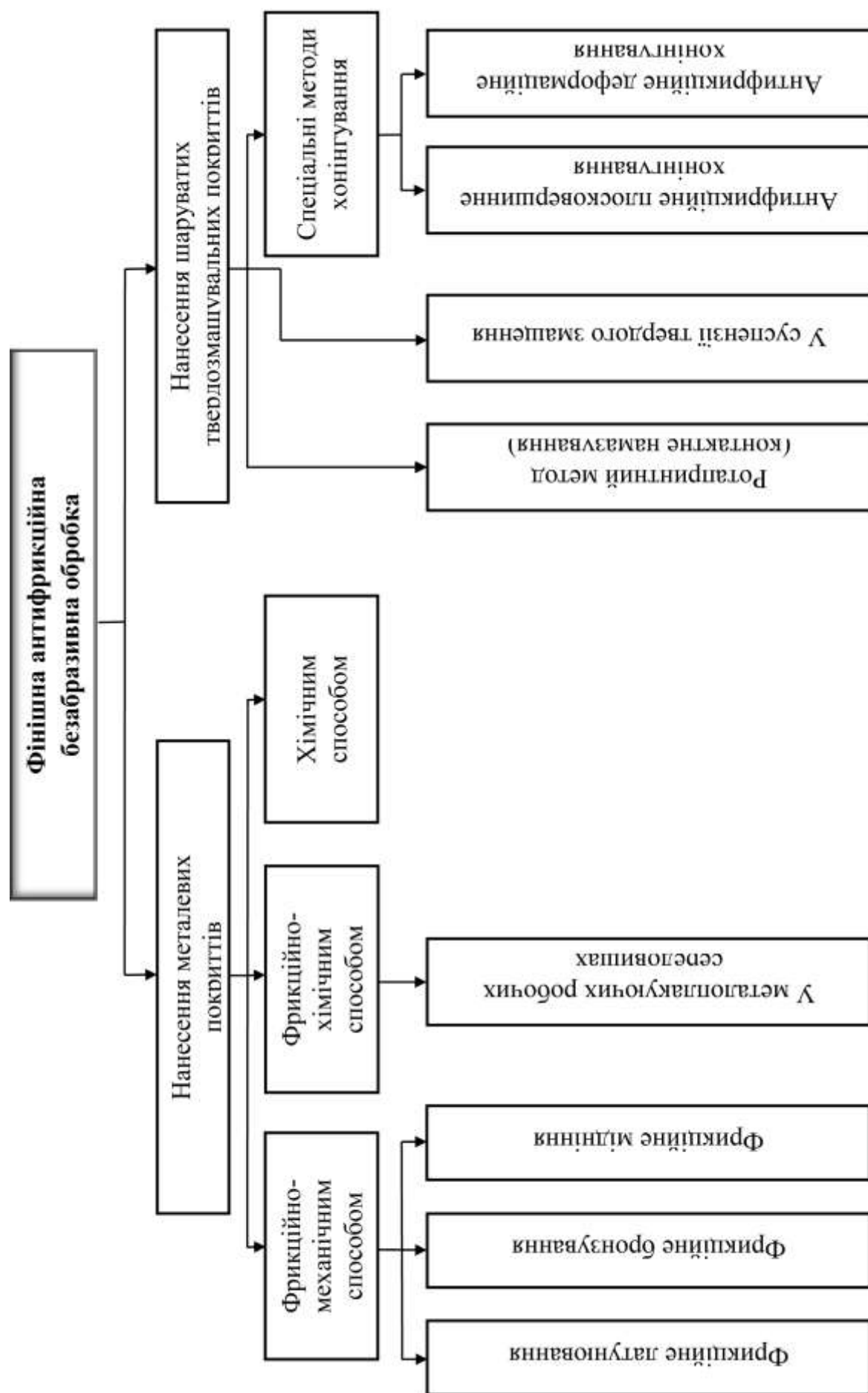


Рис.1.6. Класифікація способів ФАБО [98]

Порівнюючи методи нанесення металевих покриттів ФАБО, автори робіт [87, 98] прийшли до наступних висновків.

Застосування фрикційно-хімічного методу в порівнянні з хімічним краще в тих випадках, коли небажаний хімічний вплив технологічного середовища на неробочі поверхні оброблюваної деталі. У порівнянні з фрикційно-механічним цей спосіб краще при обробці деталей зі складною формою поверхні.

Разом з тим, саме фрикційно-механічний метод ФАБО є найбільш поширеним внаслідок простоти його здійснення.

ТЗП наносять ротапринтним методом (контактним намазуванням). Пара тертя представляє собою матрицю зі вставкою із твердого змащувального матеріалу у вигляді брикету і контртіла [61]. ТЗП можна наносити на металеві поверхні також шляхом занурення в суспензію твердого змащення.

Одним з напрямків нанесення ТЗП є застосування спеціальних методів хонінгування, серед яких слід виділити роботи, проведені в Інституті надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля Національної Академії Наук України (ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України) [102, 103], з дослідження впливу ТЗП, що наносяться на робочу поверхню гільзи методом антифрикційного плосковершинного хонінгування.

Сутність даного методу полягає в послідовному виконанні чорнового хонінгування крупнозернистими брусками, чистового – дрібнозернистими. Подальшою операцією, яка виконується також на хонінгувальному верстаті з використанням спеціальних антифрикційних брусків, є нанесення фрикційним методом припрацювального антифрикційного ТЗП [102, 103].

Розглянуті методи нанесення покриттів ФАБО (рис.1.6) забезпечують підвищення ресурсу деталей, скорочення часу припрацювання і поліпшення антифрикційних властивостей оброблених поверхонь деталей. Разом з тим, застосовувані способи ФАБО характеризуються низькою продуктивністю, нерівномірністю покриття за товщиною, великими навантаженнями на інструмент і значним виділенням тепла. Отже, різні напрямки ФАБО вимагають

подальшої розробки та вдосконалення стосовно відновлення деталей, що лімітують роботу машин і механізмів (гільзи, колінчасті вали та ін.).

1.3.2. Аналіз відомих схем, пристроїв і матеріалів інструментів для ФАБО

На сьогодні головним напрямком у вирішенні трибологічних задач визнана технологія зносостійких покриттів [66, 104]. До числа інноваційних технологій нанесення зносостійких покриттів слід віднести ФАБО, яку реалізують за рахунок фрикційної взаємодії оброблюваного інструменту з поверхнею оброблюваної деталі з метою поліпшення умов припрацювання і підвищення зносостійкості за рахунок подальшої саомодифікації поверхонь в умовах тертя при експлуатації [91, 100, 105, 106]. Нанесення покриттів з міді та її сплавів можливо із оброблюваного інструменту, з робочого середовища, що подається в зону обробки або при поєднанні першого і другого.

Застосування ФАБО вимагає використання будь-якого утримуючого і обертового механізму, наприклад, токарно-гвинторізного (рис.1.7), шліфувального або розточувального верстата, в різцетримач якого закріплюється натираючий пристрій [90].



Рис.1.7. Пристрій для ФАБО деталей на токарному верстаті [90]

Для фрикційного нанесення покриттів на поверхні тертя розроблені спеціальні пристосування (пристрої), напівавтомати, автомати і верстати [92].

Різниця розмірів і конфігурацій деталей, що підлягають покриттю, зумовило застосування різних способів ФАБО і пристроїв для їх здійснення.

Аналіз варіантів проведення ФАБО зовнішніх і внутрішніх, а також криволінійних поверхонь деталей, представлено нижче.

Так, для ФАБО гільз циліндрів використовуються пристрої на базі хонінгувального верстата із застосуванням спеціальної хонголовки, що має абразивні і антифрикційні бруски [87, 107, 108]. ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України розроблено такі марки антифрикційних брусків: КМ 2/1-М08-1, КМ 2/1-М08-1Д, КМ 2/1-М08-1Ц, КМ 2/1-М08-1К [100, 101].

Німецькою науковою школою розроблено ряд пристосувань для ФАБО циліндрів двигунів [109]. Пристосування влаштовані так, що в них натираючий стрижень (інструмент) обертається навколо своєї осі. На думку Д.М. Гаркунова [110], така конструкція дозволяє забезпечити:

- лінійне торкання елемента і разом з тим малу реальну площу його контакту з поверхнею, що натирається. Це дає можливість мати високі тиски при невеликих зусиллях притискання;

- постійну зміну в області контакту в процесі ФАБО.

Відомий приклад обробки гільз в металоплакуючому середовищі, де в якості інструменту використовуються повстяні притири, встановлені на хонголовку [89].

У роботі [111] наведено опис організації виробництва спеціальних верстатів для ФАБО циліндрів двигунів.

Незважаючи на великий досвід обробки гільз циліндрів і наявне обладнання, автор способу ФАБО зазначає [79], що існуючі конструкції оснастки не забезпечують необхідної продуктивності при масовому виготовленні циліндрів. Це пов'язано з тим, що натираючими елементами (інструментом) є всього лише один-три латунних прутка діаметром 3...4 мм, що

змушує виконувати кілька проходів інструменту, щоб покрити латунною плівкою всю поверхню дзеркала циліндру.

В роботі [89] вказується на доцільність конструювання інструменту для ФАБО на базі хонголови, що забезпечить його центрування відносно оброблюваного отвору. Також автор рекомендує в якості матеріалу натираючого елемента використовувати латунь марок Л62, Л63. Більш високий вміст міді небажано, так як це позначається на пластичних властивостях матеріалу.

Для фрикційно-механічного нанесення покриттів на деталі класу «вал» розроблено ряд конструкцій [112-114 та ін.], серед яких особливий інтерес представляє конструкція для обробки шийок колінчастих валів (рис.1.8) [69].

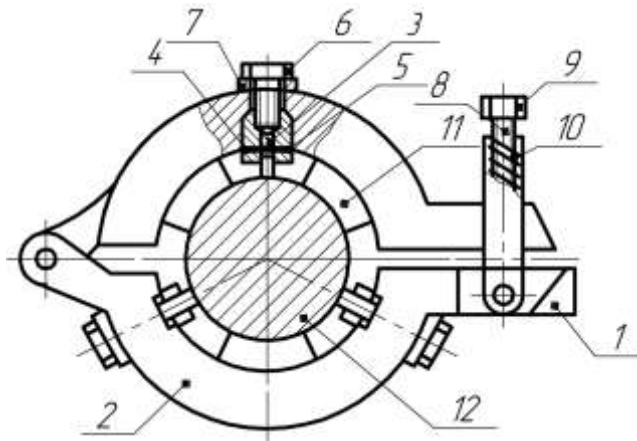


Рис.1.8. Схема пристрою для ФАБО шийок колінчастих валів двигунів [69]

Пристрій складається з корпусу 1, щік 2 з пазами для обмеження кута повороту натираючих інструментів зі сферичними заглибленнями під державки 3, виконані у вигляді циліндрів з глухим отвором з різьбою. Натираючі інструменти 4 виконані у вигляді пластин трапецеподібної форми, фіксаторів 5, гвинтів 6, напрямних 7 з фторопласту, регулювального гвинта 8, гайки 9, пружини 10, тампонів 11.

При обертанні деталі 12 відбувається натирання її поверхні. При зіткненні краєнок натираючих інструментів з галтеллю торця переміщення пристрою припиняється, проводиться обробка поверхні галтелі. Зворотно-поступальний рух пристрою в автоматичному режимі здійснюється до

досягнення необхідної товщини і якості покриття, після чого механізм обертання оброблюваної деталі вимикається.

До недоліків зазначеного пристрою слід віднести відносно невисоку надійність кріплення натираючих інструментів в державках, а також низьку продуктивність обробки.

Вести одночасну обробку шатунних і корінних шийок колінчастих валів дозволяє використання шатунного захвату [61], що значно ускладнює конструкцію пристрою.

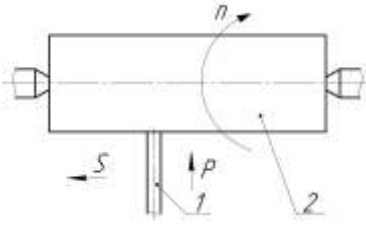
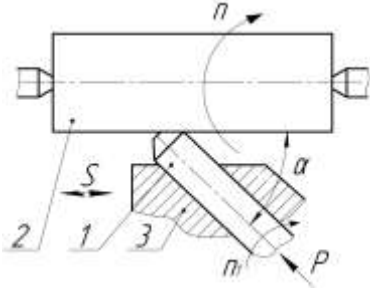
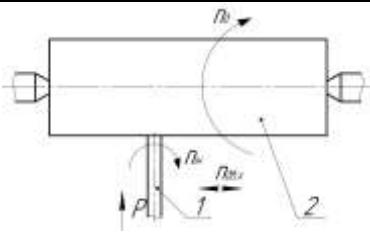
Для обробки складних криволінійних поверхонь вузлів тертя застосування технології ФАБО можливо з використанням еластичного інструменту, який дозволяє «відстежувати» зміни кривизни поверхні [115]. В якості еластичного інструменту використовують гуму, поліуретан, фетр, х/б тканину із застосуванням спеціального технологічного середовища. Однак дана технологія не має досить високої продуктивності.

Авторами [116] розроблені технологія і пристрій для обробки криволінійних протяжних поверхонь тертя [116]. Принцип роботи пристрою, що складається з обробного, натираючого і вигладжуючого вузлів, полягає в наданні пристрою обертання від зовнішнього приводу, подачі його до оброблюваної заготовки і плавного руху за заздалегідь заданій криволінійній або прямолінійній траєкторії. Однак попередня абразивна обробка знижує якість покриття.

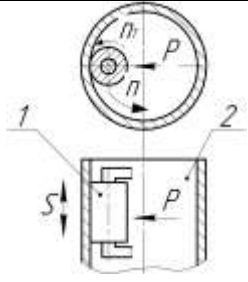
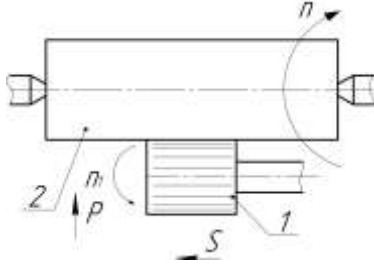
Застосування пристроїв для ФАБО гільз циліндрів [87, 89, 107-110 та ін.], шийок колінчастих валів [88, 112-117], кулачків розподільчих валів [117], складних криволінійних поверхонь [115, 116] та інших деталей [108, 111, 118, 119 та ін.] дозволило підвищити зносостійкість оброблених поверхонь.

В роботі [120, 121] представлена продуктивність основних способів реалізації ФАБО (табл.1.3), аналіз якої показав, що традиційні схеми фрикційно-механічного нанесення покриттів, а також пристрої для їх здійснення мають низьку продуктивність (табл.1.3, а, б). Підвищити продуктивність ФАБО можливо за рахунок ускладнення руху (табл.1.3, в), наприклад, наданні вібрації [84], а також зміні форм і розмірів (табл.1.3, г, д) інструменту.

Таблиця 1.3 – Продуктивність основних способів ФАБО [120, 121]

Умови контакту інструменту, режими	Схема обробки	Максимальна продуктивність, см ² /хв
1	2	3
а) Латунний стрижень, рухомий в осьовому напрямку 1 – інструмент; 2 – оброблювана деталь; P – зусилля притискання натираючого елемента; n – частота обертання деталі; S – поздовжня подача інструменту		15
б) Латунний стрижень обертається під кутом до осі деталі 1 – інструмент; 2 – оброблювана деталь; 3 – обойма; P – зусилля притискання натираючого елемента; n – частота обертання деталі; n_1 – частота обертання інструменту; S – поздовжня подача інструменту; α – кут нахилу інструменту до деталі		25
в) Латунний стрижень виконує зворотно-поступальний і обертальний рухи 1 – інструмент; 2 – оброблювана деталь; P – зусилля притискання натираючого елемента; n_o – частота обертання деталі; n_{in} – частота обертання інструменту; $n_{дв.х}$ – число подвійних ходів інструменту		90

Продовження табл.1.2

1	2	3
г) Латуні ролики здійснюють зворотно-поступальний і обертальний рухи 1 – інструмент; 2 – оброблювана деталь; P – зусилля притискання натираючого елемента; n – частота обертання деталі; n_1 – частота обертання інструменту; S – поздовжня подача інструменту		160
д) Латунний стрижень виконує зворотно-поступальний і обертальний рухи 1 – інструмент; 2 – оброблювана деталь; P – зусилля притискання натираючого елемента; n – частота обертання деталі; n_1 – частота обертання інструменту; S – поздовжня подача інструменту		800

Однак продуктивність обробки залишається невисокою, що перешкоджає широкому застосуванню ФАБО як фінішної обробки в промислових умовах.

Літературно-патентний аналіз існуючих пристроїв для нанесення антифрикційних покриттів методом ФАБО дозволив встановити наступне:

- розроблені конструкції пристроїв і оснащення не мають високої продуктивності;
- використовувані технології і пристрої для ФАБО не забезпечують достатнього рівня зміцнення поверхні деталей, а отже – зносостійкості на більш тривалий термін.

1.3.3. Технологічні середовища для ФАБО

Однією з умов успішного здійснення ФАБО є введення в зону контакту спеціальної технологічної рідини – технологічного середовища (ТС), яке змочує оброблювану поверхню, розпушує оксидну плівку, пластифікує поверхню і створює умови для схоплювання металів. ТС багато в чому визначає якість отриманого покриття і продуктивність процесу ФАБО. Однак широке застосування ФАБО деталей стримується відсутністю ефективних ТС для фрикційного нанесення покриття. Удосконалення способів ФАБО, розробка принципово нових технологічних пристроїв для їх здійснення можливе лише при систематизації підходів до створення ТС [88, 122].

В даний час теорія створення ТС відсутня, а більшість складів розробляється на емпірично інтуїтивній основі підбором компонентів за результатами випробувань. Незважаючи на наявність великої кількості ТС для ФАБО, відсутній універсальний склад, що дозволяє обробляти широкий спектр металів. Це, очевидно, пов'язано із-за складних технічних і фізико-хімічних вимог, що пред'являються до складів ТС.

У зв'язку з цим назріла необхідність у систематизації наявних відомостей про ТС, які використовуються при ФАБО, а також в розробці рекомендацій щодо вибору їх складу. Це дозволить з усього різноманіття складів, вибрати найбільш ефективні його компоненти, тим самим отримати якісні покриття і підвищити продуктивність ФАБО.

Конструктивні та технологічні особливості оброблюваної деталі багато в чому визначають метод здійснення ФАБО [122], а також вибір складу ТС [123].

Оскільки при ФАБО фрикційно-механічним способом покриття наносять без істотних змін в складі і структурі інструменту і нанесеного покриття (матеріал інструменту переноситься на сталеву або чавунну поверхню деталі), тому роль ТС насамперед зводиться до очищення поверхні деталі від оксидів (тобто активації поверхні).

Структура покриття при фрикційно-хімічному способі багато в чому залежить від складів ТС, в якості яких використовуються металоплакуючі середовища (МПС), що включають, одним з компонентів, плівкоутворювальний матеріал (рекомендуються солі міді), а також компоненти, що забезпечують видалення з поверхні деталі окислів (кислоти, гліцерин та ін.), перенесення і адгезію іонів плівкоутворювального матеріалу шляхом механічної активації поверхні інструменту. Фізико-механічні та антифрикційні властивості таких покриттів визначаються інгредієнтами, що входять до складу МПС.

Досвід здійснення ФАБО в МПС, що містять неорганічні сполуки міді і поверхнево-активні речовини, дозволяє отримувати антифрикційні покриття з міді, олова, вісмуту та інших матеріалів з регульованою товщиною 1...25 мкм [61]. Автори робіт [89, 90, 124 та ін.] в якості МПС застосовують металоплакуючі присадки.

Склад ТС розробляється на основі підбору компонентів за результатами випробувань, які проводять в два етапи [115]:

- технологічні випробування з підбору компонентного складу;
- випробування зносу для виявлення технічної ефективності ТС.

Слід зазначити, що у складі більшості ТС для ФАБО використовується гліцерин, який є модельною ТС, легше інших реалізує режим вибіркового перенесення при терті пари бронза – сталь.

Однак, використання в якості ТС чистого гліцерину має такі недоліки:

- низька продуктивність процесу внаслідок необхідності значних зусиль на притискання натираючого інструменту [90];
- низька якість нанесеного покриття [84];
- склад перенесеного з натираючого інструменту матеріалу практично не відрізняється від початкового;
- недостатні протизадирні і протизносні властивості обробленої деталі.

Тому на підставі експериментальних досліджень для підвищення якості покриттів до складу ТС додатково вводять різні компоненти.

Так, авторами роботи [101], в залежності від способу ФАБО і пристрою для його здійснення, рекомендовані до використання склади ТС для нанесення покриттів, що містять мідь.

Кількісний вміст гліцерину забезпечує оптимальну в'язкість складу і необхідну концентрацію поверхнево-активних речовин в результаті трибодеструкції гліцерину при терті.

При кількісному вмісті солей металу нижче 1,5% не забезпечується формування рівномірного покриття за товщиною, що знижує протизадирні і протизносні властивості обробленої деталі. При вмісті солей металу більше 15% спостерігається посилена корозія обробленої поверхні і покриття.

Соляна кислота забезпечує швидке руйнування оксидних плівок оброблюваної поверхні.

Вода має охолоджуючу дію, гарну розчинну здатність по відношенню до інших компонентів складу, дозволяє регулювати в'язкість складу.

Введення до складу ТС для ФАБО інших компонентів спрямовані на підвищення продуктивності (трилон Б) [125], збільшення товщини покриття (олеїнова кислота, ізопропиловий спирт) [126], якості обробки легованих сталей (ортофосфорна кислота) [84, 127], видалення оксидних плівок з оброблюваної поверхні (окис кремнію) [128] та інших властивостей.

Склад ТС для ФАБО, як правило, наносять пензлем або тампоном на попередньо очищену і знежирену поверхню деталі, що встановлена в патроні верстата. Висока в'язкість складу вимагає розробки спеціальних пристроїв для її подачі на оброблювану поверхню. Отже, ТС для ФАБО повинна являти собою водний розчин, який не містить активних розкислювачів. Це дозволить подавати її в зону обробки через штатну систему охолодження верстата.

Систематизація наявних відомостей про основні функціональні і технологічні вимоги, що висувають до ТС незалежно від способу нанесення ФАБО, дозволила нам встановити можливі шляхи досягнення їх якості (рис.1.9) [129].



Рис.1.9. Шляхи досягнення якості ТС для ФАБО [129]

Головним критерієм якості ТС є комплекс триботехнічних властивостей покриттів, які слід оцінювати наступними основними показниками: суцільність покриття, маслоємність, шорсткість поверхні, товщина покриття, зносостійкість [88].

Заключним етапом розробки ТС є проведення випробувань для виявлення технічної ефективності технології ФАБО з використанням запропонованого ТС.

1.4. Підвищення ефективності застосування ФАБО

Властивості поверхонь з покриттям можна поліпшити, використовуючи різні методи модифікації, в тому числі і ФАБО, і зміцнюючої обробки [49, 124, 130, 131 та ін.]. При цьому, для підвищення основних експлуатаційних параметрів контактуючих деталей необхідно [5]:

- модифікувати поверхневий шар нанесенням покриттів, сформувавши в ньому сприятливий напружено-деформований стан;
- розробити технологічний процес фінішної обробки, що дозволяє підвищити якість робочих поверхонь шляхом нанесення антифрикційних покриттів і їх зміцнення для досягнення необхідних експлуатаційних показників (зносостійкість, втомна міцність, контактна витривалість);
- визначити виходячи з конкретних умов роботи поверхонь оптимальні параметри якості та технологічні режими обробки.

Різним аспектам підвищення ефективності ФАБО деталей, що лімітують ресурс двигунів машин, присвячені численні дослідження [5, 49, 80, 84, 87-89, 114, 124, 126, 132-145].

Застосування технології ФАБО в поєднанні з іншими методами обробки дозволило підвищити якість поверхневого шару і його експлуатаційні властивості.

М.Г. Ісуповим [146, 147] запропонована комбінована триботехнологія, що включає формоутворення на трибоповерхні частково-регулярного або регулярного мікрорельєфу струменево-абразивною обробкою з наступним заповненням мікрорельєфу антифрикційним матеріалом фрикційним латунюванням. Така технологія дозволила створити гетерогенний антифрикційний шар, твердий каркас якого утворюють перемички між елементами регулярного або частково-регулярного мікрорельєфу, а впадини заповнені відносно м'яким антифрикційним матеріалом.

В.І. Балабановим [148] розроблена комплексна технологія, яка полягає в нанесенні на поверхні деталей покриттів, що містять мідь, ФАБО для захисту від зношування в період припрацювання і подальшої експлуатації на змащувальних матеріалах з металоплакуючою присадкою, що забезпечує утворення захисної сервовитної плівки, що характерна для «ефекту безізносності».

І.Е. Пашковським [149, 150] розроблений спосіб обробки сталевих виробів, який включає термічне старіння і ФАБО, що дозволяє одночасно проводити зневодення поверхневих шарів і наносити захисне покриття.

В.А. Бардіним [151] для захисту від водневого зношування запропоновано використання методу плазмового напилення з подальшою ФАБО.

В.А. Погонишевим [135] теоретично встановлена і експериментально підтверджена можливість збільшення товщини антифрикційного покриття при охолодженні деталі рідким азотом при ФАБО.

В роботі [141] запропонований процес поєднання ФАБО і епіламірування поверхонь деталей, що труться, названий ФАБО – епіламіруванням, що дозволяє значно підвищити зносостійкість деталей через зниження коефіцієнту тертя.

А.П. Берсудським [152] розроблений технологічний процес зміцнюючої обробки методом ППД з одночасним нанесенням антифрикційних композиційних покриттів. В якості носія матеріалу покриття автор використовував спецрідину, що містить солі міді, розчинені в гліцерині та інші компоненти. Дана технологія дозволила сформувати в поверхневому шарі основного матеріалу сприятливі залишкові напруження стиску, підвищити поверхневу мікротвердість, зменшити величину шорсткості робочих поверхонь.

В ІНМ ім. В.М.Бакуля НАН України розроблено технологію антифрикційного плосковершинного хонінгування в полімеровмісному поверхнево-активному середовищі, сутність якої полягає в створенні на внутрішній поверхні гільзи мікрорельєфу методом алмазного плосковершинного хонінгування з подальшим заповненням масляних карманів антифрикційним матеріалом шляхом натирання спеціальними антифрикційними брусками [102, 103].

В даний час все більш широке застосування в багатьох галузях промисловості отримують методи чистової (фінішної) обробки деталей холодним пластичним деформуванням (ХПД), що мають істотні переваги перед чистовою обробкою різанням, а саме забезпечують: сприятливий мікрорельєф

оброблюваної поверхні, зміцнення поверхневого шару і, в результаті, високі експлуатаційні властивості. Серед таких методів найбільш відомі: розкочування, вигладжування, відцентрова обробка і деформуюче протягування [8, 18, 19, 34, 153, 154 та ін.].

Відомості, представлені в роботах [5, 49, 50, 70, 71, 103, 124, 147 та ін.] вказують на доцільність використання для фінішної обробки поверхонь тертя зміцнюючої технології в поєднанні з нанесенням антифрикційного покриття. Найбільш широке застосування при зміцнюючій обробці з одночасним нанесенням покриття знайшов метод розкочування [49, 50, 70, 71, 117, 124, 131]. Зокрема, дослідженнями І.М. Соколенка [124], В.М. Сорокіна [50, 70, 71, 117, 131] і Н.В. Синьої [49] показано, що розкочування з одночасним нанесенням мідного покриття сприяє зниженню інтенсивності зношування циліндро-поршневої групи, запобігає задирам і захоплюванням, здійснює істотний вплив на формування оптимальної мікрогеометрії поверхонь тертя на відміну від традиційної обробки гільз хонінгуванням.

Поряд з розкочуванням в металообробній галузі широке застосування отримав спосіб деформуючого протягування (ДПР) [34, 155-158]. Сутність ДПР полягає в послідовній ступеневій пластичній деформації внутрішньої поверхні деталі при поступальному переміщенні деформуючих елементів через (крізь) отвір, що обробляється. Таким способом обробляються деталі зі сталі, кольорових металів, а також малопластичних матеріалів – сірих і високоміцних чавунів.

Аналіз матеріалів, представлених в зазначених вище літературних джерелах показав, що при всьому різноманітті досліджень в області застосування деформуючого протягування, незважаючи на його переваги, питання використання зазначеного процесу в технології ФАБО або в поєднанні з ним не досліджувалося.

Таким чином, з причини відсутності в літературних джерелах з даного питання будь-яких відомостей, виникла необхідність в проведенні досліджень можливості застосування ДПР в якості ФАБО або в комбінації з цим процесом.

1.5. Технологічні можливості деформуючого протягування

Найбільш детально процес ДПР розглядався в роботах школи ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України під керівництвом О.М. Розенберга і його учнів Ю.Ф. Бусела, А.Д. Кріцького, О.О. Розенберга, Е.І. Гриценка, Е.К. Посвятенка, Ю.О. Цеханова, Я.Б. Немировського, С.Є. Шейкіна, В.В. Кривошеї, О.В. Чернявського та ін. [154, 155, 158 та ін.].

До особливостей обробки ДПР слід віднести:

- збереження цілісності волокон металу сприяє підвищенню всіх його експлуатаційних характеристик [159];
- поєднання малих за висотою шорсткостей зі зміцненням поверхневого шару і можливістю гарантувати отримання залишкових стискаючих напружень забезпечує високі експлуатаційні властивості деталей, особливо при циклічних навантаженнях [160-166];
- забезпечення шорсткості з великою опорною поверхнею підвищує зносостійкість, прискорює припрацювання і покращує умови роботи на тертя [156, 165-167];
- зниження шорсткості поверхні Ra від 4,0 до 0,05 мкм за один прохід відносить процес деформуючого протягування до одного з найбільш продуктивних [168];
- відсутність шаржування, неминучого при всіх видах абразивної обробки, дозволяє зберегти незараженою поверхню навіть м'яких пластичних металів (міді, алюмінію), що в ряді випадків є обов'язковою умовою;
- простота конструкції твердосплавних деформируючих протяжок і налагодження самого процесу, а також його надійність дозволяють здійснювати ДПР в умовах практично будь-якого виробництва [169].

Для оцінки якості деталей, оброблених ДПР, широко використовують параметр, що характеризує дефектність поверхневого шару – ресурс використаної пластичності. Вивчення цього показника стає особливо актуальним при обробці пластичним деформуванням малопластичних

матеріалів і такого конструкційного матеріалу як графітовмісний чавун, можливості пластичної формозміни якого обмежені руйнуванням. Дослідженню поведінки матеріалів у пластичній зоні присвячені праці І.С. Алієва, Г. Бакхауза, О.В. Грушка, С.І. Губкіна, Г.Д. Деля, Л.М. Качанова, В.Л. Колмогорова, В.А. Огороднікова, І.О. Сівака, Г.О. Смірнова – Аляєва та ін. [170 – 173 та ін.].

1.6. Пластичність та її вплив на експлуатаційні показники якості оброблених виробів

На експлуатаційні властивості деталей машин суттєво впливають фізико-механічні характеристики матеріалу поверхневого шару, які оцінюються наступними основними показниками: ступенем зміцнення поверхневого шару, глибиною зміцненого шару, залишковими напруженнями, утвореними в поверхневому шарі обробленої деталі [156, 174, 175].

На сьогодні, крім вище перерахованих параметрів, для оцінки якості обробленої деталі широко використовують параметр, що характеризує дефектність поверхневого шару – ресурс використаної пластичності [175, 176]. Отже, параметри пластичності є одними з важливих характеристик якості обробленої деталі та її працездатності, особливо в умовах дії циклічних експлуатаційних навантажень, наприклад, для чавунних гільз циліндрів двигунів внутрішнього згорання.

Під пластичністю розуміється накопичена до моменту руйнування пластична деформація [175, 173, 177]. Пластичність металу залежить від ряду факторів, серед яких, крім природи самого матеріалу, найбільш важливими є термомеханічні параметри самого процесу: вид напруженого стану, температура, швидкість деформування, історія деформування та ін. [173]. Залежність пластичності від виду напруженого стану характеризується діаграмою пластичності, що є механічною характеристикою матеріалу [173, 177]. Діаграму пластичності представляють в координатах: «коефіцієнт

жорсткості (виду) напруженого стану η – накопичена деформація до руйнування e_{np} ». Така діаграма, побудована в зазначених координатах, є єдиною для різних напружених станів.

Для визначення коефіцієнта жорсткості напруженого стану найбільш часто використовують вираз [173]:

$$\eta = \frac{3 \cdot \sigma}{\sigma_0}, \quad (1.1)$$

де σ – гідростатичний тиск;

σ_0 – інтенсивність напруження.

Зазвичай для пластичних матеріалів при побудові діаграми пластичності використовують результати випробувань матеріалу на розтяг, стиск, вигин і кручення [171, 173, 177]. У роботах В.Л. Колмогорова, крім зазначених випробувань, виконували розтягнення зразка з виточенням, розтягнення з накладенням гідростатичного тиску, витискування зразків рідиною високого тиску. Слід зазначити, що практично всі дослідження стосувалися випадків $\eta > 0$ і тільки в деяких випадках програма випробувань проводилася для $1 > \eta > 0$, або $1 \geq \eta > 0$ [177].

Як відомо, ДПР є процесом пластичної формозміни заготовки. Дослідження, проведені в роботах [175, 178], показали особливість цього процесу, а саме: деформація, накопичена до моменту руйнування, є функцією не одного виду напруженого стану, а двох. При великих наскрізних деформаціях отвору, в заготовках з кінцевою товщиною стінки на її зовнішній поверхні має місце жорстка схема напруженого стану, яка близька до двовісного розтягування з коефіцієнтом напруженого стану $\eta = +2$. За такими умовами відбувається інтенсивне збільшення ресурсу використаної пластичності, навіть при невеликих значеннях накопиченої окружної деформації [175, 177]. Тому в якості визначального фактору при розрахунку максимально накопиченої деформації до руйнування, автори [175] рекомендують використовувати приведену до зовнішньої поверхні деформацію $\bar{e}_0^H$, яка залежить від відносної деформації a/d_0 і товстостінності заготовки

t_0/r_0 . Ця рекомендація пояснюється наступними причинами. Проведені дослідження [175, 178] стосувалися обробки заготовок із пластичних матеріалів, при деформації яких застосовують великі натяги на елемент і значні сумарні деформації отвору. При використанні таких режимів відбувається наскрізна пластична деформація заготовки, тобто має місце збільшення як внутрішнього, так і зовнішнього діаметру заготовки. Ступінь використаного запасу пластичності ψ , визначеного згідно з критерієм Колмогорова [177], максимальна на зовнішній поверхні заготовки, де і відбувається її руйнування.

У той же час на внутрішній поверхні оброблюваної втулки напружений стан в осередку деформації близький до локального всебічного стискання, а коефіцієнт жорсткості напруженого стану $\eta \approx -7$.

1.7. Визначення пластичності, особливості вивчення її для малопластичних матеріалів

У роботах [175 178, 179, 180] наведені рекомендації щодо вибору режимів ДПР і оцінки ресурсу використаної пластичності при обробці виробів з пластичних матеріалів. У той же час для малопластичних матеріалів це питання вивчено недостатньо. Останнє пов'язано з тим, що обробка виробів з малопластичних матеріалів ДПР вважалася неможливою. Однак дані ряду робіт [181-187] вказують на можливість і перспективність дослідження цього напрямку.

Наукова основа для пластичної обробки малопластичних матеріалів сформульована в роботі [188], де зазначено, що при створенні певних умов (близьких до всебічного стискання) навіть крихкі матеріали можуть вести себе як пластичні, тобто мати певні залишкові деформації.

Як відомо [175, 188, 189 та ін.] при ДПР в зоні взаємодії інструменту з виробом створюються умови, що близькі до умов всебічного стискання. Зазначене дозволяє виконувати пластичну обробку виробів з такого напівкрихкого (малопластичного) матеріалу як чавун.

Обробку виробів із чавуну ДПР необхідно виконувати при від'ємних значеннях показника напруженого стану η . При цьому слід уникати наскрізних пластичних деформацій заготовки, оскільки її зовнішня поверхня пластично не деформується, так як це неминуче призведе до її руйнування. Тому пластична зона повинна охоплювати тільки внутрішню частину стінки заготовки. У цьому випадку за рахунок створення гідростатичного тиску від зовнішніх недеформованих шарів створюються умови для успішної обробки виробів із чавуну ДПР.

Автори робіт [155, 180, 186, 189] експериментально визначали граничні деформації чавунних втулок при ДПР. Ними наведені рекомендації щодо вибору режимів ДПР і геометрії інструменту, але експериментальні дослідження не дозволяють розкрити закономірності перебігу процесу деформування, а також зміцнення під дією пластичної деформації, оцінити ступінь деформації на різних етапах обробки, побудувати діаграму пластичності, визначити ресурс використаної та залишкової пластичності.

Г.Д. Дель [173] вказує, що принципові відмінності в обробці пластичних і малопластичних матеріалів ДПР відсутні. Механіка процесу протягування якісно не відрізняється. Зазначене підтверджується даними робіт [180, 189], де показано, що схеми взаємодії інструменту з оброблюваною деталлю для пластичних і малопластичних матеріалів практично не відрізняються між собою. В обох випадках осередок деформації складається з ділянки контакту і двох позаконтактних зон, прилеглих до нього [180]. Різниця тільки спостерігається в значеннях протяжності контактної зони і розмірах позаконтактних зон. Тому розглянемо напружено-деформований стан (НДС) в осередку деформації при ДПР заготовки з чавуну. Аналіз НДС в осередку деформації, виконаний авторами [173] при роздачі заготовки з пластичних матеріалів показує, що основне накопичення мікродефектів відбувається у позаконтактній зоні перед ділянкою контакту. Деформування матеріалів заготовки перед ділянкою контакту відбувається до величини накопиченої деформації в цій зоні (рис. 1.10, б).

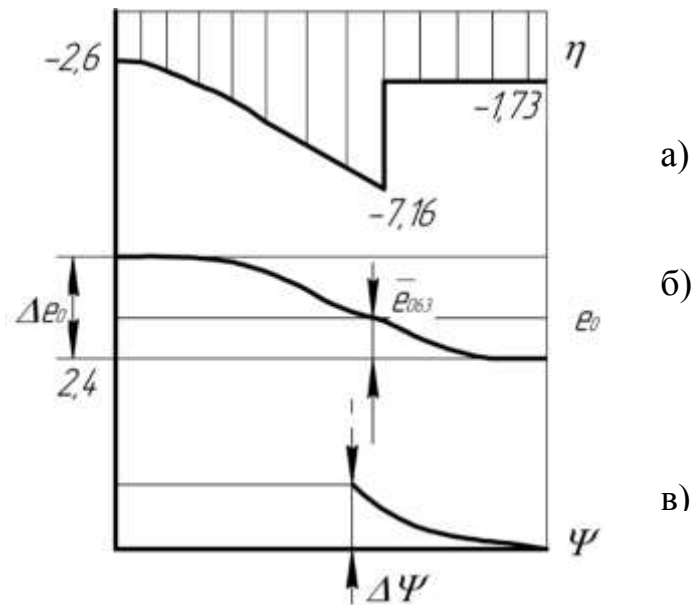


Рис.1.10. Розрахункова схема зміни параметрів НДС в осередку деформації за один цикл деформування: а) коефіцієнт жорсткості напруженого стану η ; б) накопичена деформація $\bar{e}_0$; в) ресурс використаної пластичності ψ

При цьому коефіцієнт жорсткості напруженого стану постійний і становить $\eta = -1,73$, що відповідає стисканню в умовах плоскої деформації. Далі на початку контактної зони відбувається різке збільшення від'ємного значення коефіцієнта жорсткості напруженого стану (рис.1.10, а), що свідчить про те, що в цій точці матеріал переходить до стану великого об'ємного стискання і коефіцієнт жорсткості при цьому $\eta \approx -7$.

У цих умовах відбувається подальше накопичення деформації в контактній зоні (рис.1.10, б). Однак збільшення ресурсу використаної пластичності в цьому випадку практично не відбувається (рис.1.10, в). Це пояснюється тим, що в матеріалі, який деформується в умовах потужного об'ємного стискання, мікродефекти практично не виникають. Дана особливість забезпечує додаткові можливості для інтенсивної зсувної деформації в поверхневому шарі за рахунок роботи тертя. Експерименти [190] показали, що в поверхневому шарі заготовки з пластичного матеріалу, обробленого ДПР, формуються комірчасті структури. Така структура характерна появою наномікродисперсних структур в макрооб'ємах [191]. Поява комірчастих

структур є складним багатостадійним процесом, обумовленим постійною перебудовою дислокаційної структури. Тому комірчасту структуру характеризує наявність в матеріалі областей порівняно вільних від дислокації, які розділені областями з підвищеною їх щільністю. У свою чергу основою наноструктурних систем в з'єднаннях Fe-C є комірчасті структури. Більш детально механізм формування цих структур в металах при пластичному їх деформуванні наведені в роботах [191–193].

Поява в обробленому шарі наноструктур, які характеризуються дрібнодисперсною структурою, як зазначається в роботі [193], призводить до підвищення фізико-механічних властивостей матеріалу (твердості, міцності, в'язкості руйнування, зносостійкості, довговічності при циклічних навантаженнях). При цьому ефект збільшення твердості, а отже і міцності при зменшенні розмірів зерен, спостерігається практично для всіх видів матеріалів, як пластичних, так і напівкрихких.

Зазначене підтверджується розглядом деформації поверхневого шару, яка впливає на форму феритної складової і графітних включень [180]. Ці складові з кулястої форми в початковому стані (рис.1.11, а) набувають овальної форми, а при збільшенні кількості циклів – форми еліпсоїда (рис.1.11, б).

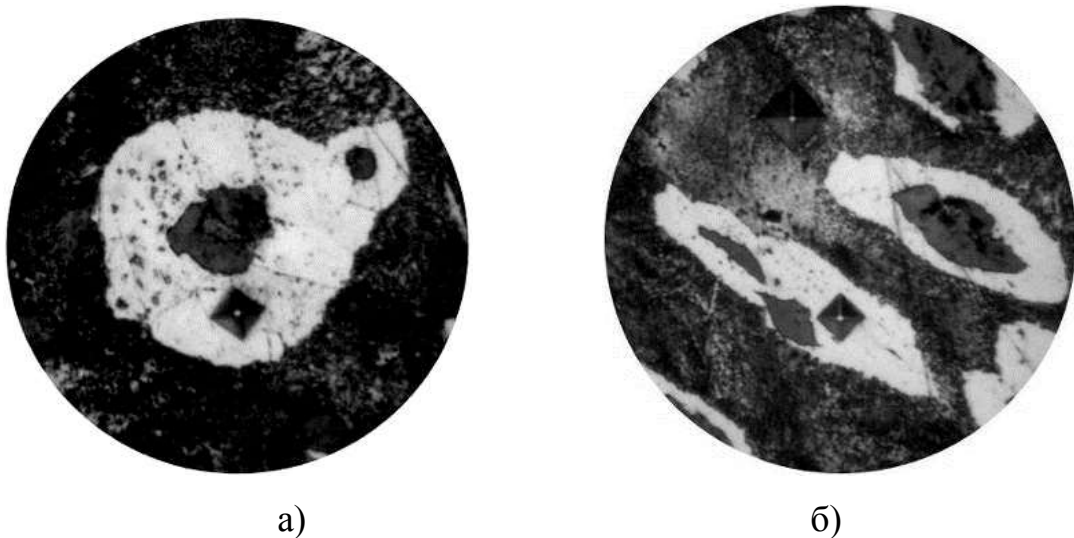


Рис.1.11. Зерна фериту чавуну ВЧ50 ($\times 380$): а) в початковому стані; б) деформовані [180]

Для оцінки ступеня деформації такого зразка використана методика, наведена в роботі [194]. Оскільки початкова структура рівновісна (рис.1.11, а), то приймемо, що сферична частинка з радіусом r перетворюється в еліпсоїд з півсями $a = r \cdot \exp(e_1)$, $b = r \cdot \exp(e_2)$ і $c = r \cdot \exp(e_3) = r \cdot (d/d_0)$. Так як $d/d_0 \approx 1$, то деформацію вважаємо плоскою. В цьому випадку a і b півосі, вимірювані в площині рис.1.11, б; c – перпендикуляр до площини рисунка; e_1 , e_2 , e_3 – логарифмічні деформації; d_0 і d – початковий і кінцевий внутрішній діаметр втулки. Використовуючи умови сталості об'єму $a \cdot b = r^2$, знаходимо $e_1 = \ln \cdot \sqrt{\frac{a}{b}}$.

З рис.1.11 випливає, що максимальне значення $\frac{a}{b} = 4,5$, звідки $e_1 = 2,12$.

Відносна деформація $e_p^1 = \frac{a}{r} - 1 = \sqrt{\frac{a}{b}} - 1$ при цьому досягає 1,12, а деформація

Гріна $E_p = e_p^1 + \frac{1}{2} \cdot (e_p^1)^2 = 1,74$, що у відсотковому відношенні складає 174%.

Слід зазначити, що деформація для пластичного матеріалу, згідно даних [34], при 40 циклах деформування перевищує 400%.

Наведені дані розкривають причини поліпшення фізико-механічних характеристик поверхневого шару деталей, оброблених ДПР.

1.8. Висновки по розділу 1. Мета та задачі досліджень

Аналіз літературних джерел з проблеми підвищення якості поверхонь тертя дозволив зробити наступні висновки.

Якість поверхневого шару залежить, перш за все, від технологічного методу обробки, що забезпечує отримання необхідної шорсткості в зоні контактування і фізико-механічних властивостей робочих поверхонь деталей.

Для забезпечення високої якості поверхневого шару деталей найбільш перспективним слід вважати напрямок з використання методів комбінованої

обробки, що дозволяють поєднувати переваги різних методів, в тому числі, модифікації поверхні і нанесення покриттів.

Для підвищення триботехнічних характеристик робочих поверхонь найбільше застосування знайшли способи формування антифрикційних покриттів на металеві поверхні тертя. З усього різноманіття способів отримання антифрикційних покриттів найбільш прийнятним представляються багатофункціональні покриття, що дозволяють їх використовувати для відновлення розмірів, скорочення часу припрацювання поверхонь, а також для нанесення твердозмащувальних покриттів.

Аналіз схем нанесення антифрикційних покриттів з позицій розглянутих критеріїв показав, що найбільш ефективним, простим в реалізації та таким, що не вимагає складного обладнання, є метод ФАБО, до особливостей якого слід віднести: низьку витрату матеріалу покриття та механічної енергії при натиранні, малу тривалість процесу при використанні автоматизованого обладнання, високу стабільність і якість покриття, екологічну чистоту та ін. ФАБО дозволяє: знизити час припрацювання деталей в 1,5 – 2 рази, виключити задири поверхонь тертя деталей, підвищити несучу здатність деталей і з'єднань, захистити поверхню тертя від водневого зношування, знизити температуру тертя і подовжити період роботи вузлів тертя при виключенні подачі змащування, зменшити коефіцієнт тертя і тим самим знизити споживання палива ДВЗ до 3% та ін.

Слід, однак, відзначити, що існуючі методи ФАБО характеризуються низькою продуктивністю, нерівномірністю покриття за товщиною, великими навантаженнями на інструмент і значним виділенням тепла.

Застосування існуючих технологій і пристроїв для ФАБО деталей не забезпечує достатнього зміцнення поверхні деталей, а отже – зносостійкість на більш тривалий термін. Широке використання ФАБО деталей також стримується відсутністю ефективних ТС для фрикційного нанесення покриттів.

Підвищити продуктивність і якість обробки можливо за рахунок застосування нових технологій і схем здійснення ФАБО, розробки

інструментів, що дозволяють усунути зазначені проблеми, використання сучасних матеріалів, а також застосування ефективних ТС для фрикційного нанесення покриттів.

Отримання якісного покриття ФАБО багато в чому залежить від шорсткості початкової поверхні. Використання тільки одного параметра Ra – середнього арифметичного відхилення профілю, не дає повного уявлення про мікрорельєф поверхні, який в значній мірі залежить від виду обробки. Отже, підвищити якість покриття можливо за рахунок отримання сприятливих форм і розмірів мікронерівностей на попередніх ФАБО операціях.

Найбільш перспективним з точки зору підвищення зносостійкості і міцності зчеплення покриття з основою слід вважати напрямок з використання методів комбінованої обробки. Можливість суміщення ФАБО з методами холодного пластичного деформування, зокрема з ДПР, дозволить підвищити продуктивність процесу, а також якість фінішної обробки отворів. В літературі відсутні дані про використання можливостей ДПР при нанесенні антифрикційних покриттів ФАБО.

Для оцінки якості деталей, оброблених ДПР слід використовувати параметр, що характеризує дефектність поверхневого шару – ресурс використаної пластичності. Вивчення цього показника особливо актуально при обробці пластичним деформуванням малопластичних матеріалів, зокрема графітовмісного чавуну, можливості пластичної формозміни якого обмежені руйнуванням. Для вирішення вищезазначених питань необхідно побудувати діаграму пластичності для малопластичного матеріалу, наприклад, для чавуну СЧ20, яка є механічною характеристикою досліджуваного матеріалу.

Для повноцінного аналізу якості антифрикційного покриття, обробленого ДПР, необхідно знати основні умови його експлуатації і перш за все – НДС поверхневого шару. Подібного роду дані для антифрикційних покриттів, нанесених на робочу поверхню поверхні чавунних гільз з використання ДПР, в доступній літературі відсутні.

Виходячи з вищезазначеного, сформульовані мета і задачі досліджень.

Метою роботи є розроблення наукових основ технології нанесення антифрикційних покриттів з використанням холодного пластичного деформування задля підвищення якості поверхонь тертя деталей з малопластичних матеріалів.

Для досягнення поставленої мети сформульовані наступні задачі:

1. Розробити схему взаємодії інструменту з мікровиступами поверхні при ФАБО, яка дозволяє визначити технологічні можливості процесу.
 2. Установити закономірності впливу початкового мікрорельєфу оброблюваної поверхні на формування покриття.
 3. Дослідити механіку деформуючого протягування виробів із чавуну та визначити ресурс залишкової пластичності.
 4. Виявити пластичні властивості графітовмісного чавуну в умовах високих гідростатичних тисків і значних деформацій та побудувати діаграму пластичності.
 5. Установити закономірності впливу технологічних факторів процесу ФАБО на якість нанесення антифрикційного покриття та з'ясувати механізм його формування.
 6. Дослідити напружено-деформований стан антифрикційного покриття та розробити методику прискорених зносостійких випробувань робочої поверхні гільз циліндрів, оброблених ФАБО та деформуючим протягуванням.
 7. Розробити технологічні процеси нанесення антифрикційних покриттів, конструкції інструментів і пристосувань, що забезпечують ефективну обробку та експлуатацію виробів.
 8. Виконати промислову апробацію і реалізацію результатів досліджень.
- Загальна схема дисертаційної роботи наведена на рис.1.12.

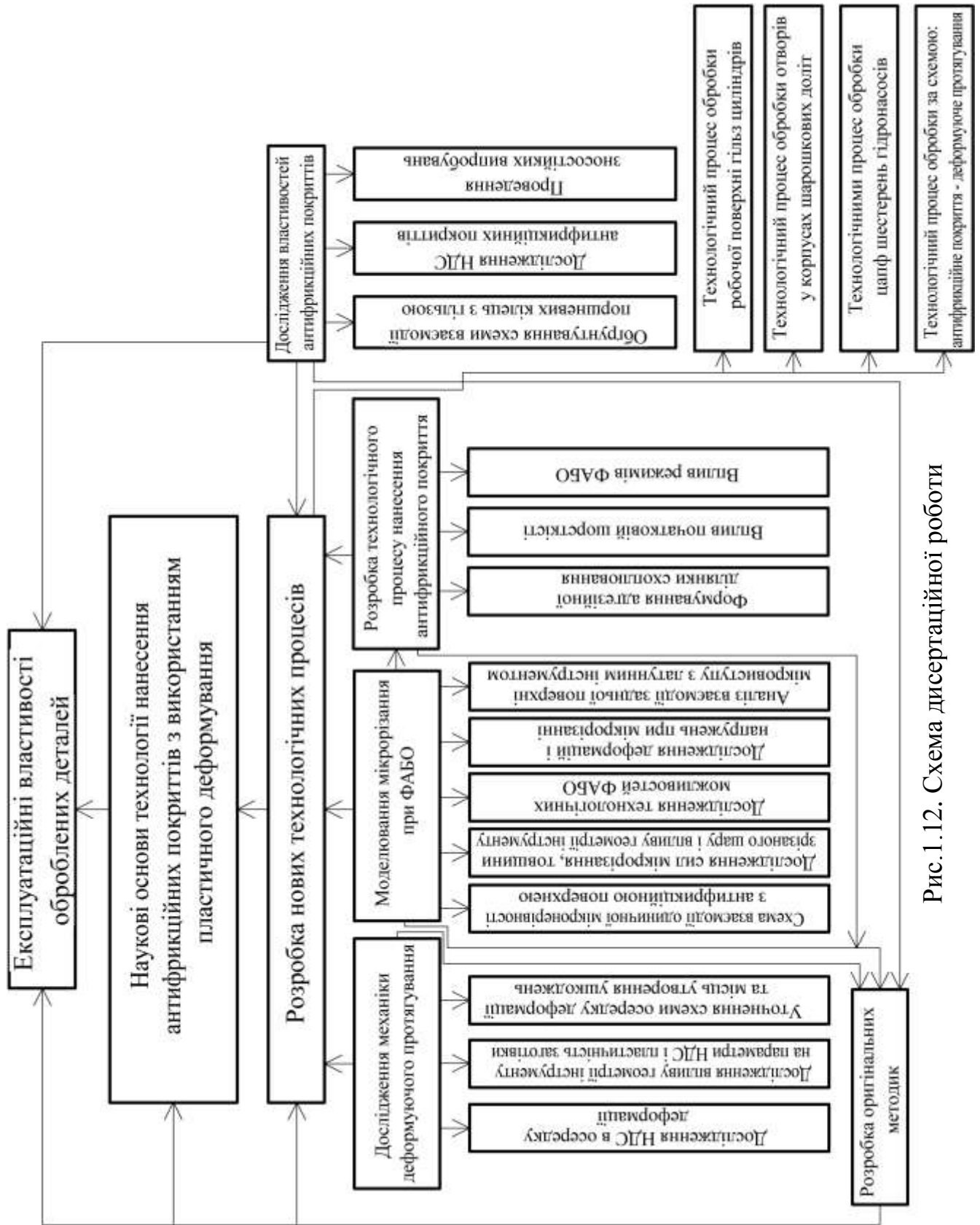


Рис.1.12. Схема дисертаційної роботи

2. ЗАГАЛЬНА МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ, УСТАТКУВАННЯ ТА АПАРАТУРА

Для вирішення задач, поставлених в даній роботі, використані відомі методи досліджень, що знаходять широке використання у практиці наукових розробок: механічні випробування (твердість та мікротвердість), мікроструктурний аналіз, випробування на зносостійкість та інш. Окрім відомих, нами розроблені та використані нові методи досліджень, яким притаманна відносна простота, надійність та універсальність.

2.1. Досліджувальні матеріали, деталі, інструмент, устаткування, технологічні середовища

Для досліджень вибрані широко використовувані у вузлах тертя матеріали (матеріал основи): сірий (СЧ20) та високоміцний (ВЧ50) чавуни, а також для порівняння – легована сталь 18ХГТ.

Хімічний склад та механічні властивості оброблюваних матеріалів наведені у таблиці 2.1.

Таблиця 2.1 – Хімічний склад у % та механічні властивості матеріалу основи [195]

№ п/п	Матеріал	C	Cr	Si	Mn	Ti	Ni	S	P	HB, ГПа	σ_b , ГПа	σ_T , ГПа
1	СЧ 20	2,65	0,10	0,10	0,5	0,08	–	–	–	1,7...1,9	0,20	–
2	ВЧ 50	3,42	–	2,38	1,06	–	–	–		2,41	0,50	0,320
3	сталь 18ХГТ	0,17 –0,3	1,0– 1,3	0,17– 0,37	0,8– 1,1	0,06– 0,12	$\leq 0,25$	0,02	0,03	2,17	1,0	0,9

В якості матеріалу антифрикційного покриття обрано мідь М1, латунь Л63 та бронзу ОЦС 5-5-5. Хімічний склад та механічні властивості цих матеріалів представлені в таблиці 2.2.

Таблиця 2.2 – Хімічний склад у % та механічні властивості матеріалу антифрикційного покриття [196]

№ п/п	Матеріал	Cu	Zn	Sn	Pb	HB, ГПа	σ_b , ГПа	σ_T , ГПа
1	Мідь М1	99,9	–	–	–	0,045	0,20...0,250	0,090...0,150
2	Латунь Л63	63	37	–	–	0,58...0,68	0,38...0,45	–
3	Бронза ОЦС 5-5-5	85	5	5	5	0,60-0,62	0,15	–

Більшість експериментів щодо дослідження формування плівочного антифрикційного покриття проводились на спеціальних зразках із сірого чавуну та сталей (див. таблицю 2.1), виготовлених у вигляді дисків. Ескіз зразків та їх загальний вигляд представлені на рис.2.1 та 2.2 відповідно.

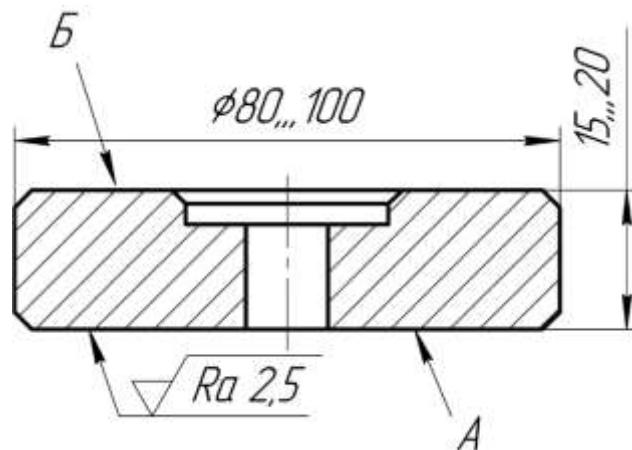


Рис.2.1. Ескіз зразка

Попередню обробку дисків виконували на токарному верстаті мод. 16К20. Після чорнової токарної обробки, опорний торець А диску (див. рис.2.1) підлягав шліфуванню на плоскошліфувальному верстаті мод. 311В.

Для дослідження впливу форми і розмірів мікронерівностей поверхні основи на процес утворення антифрикційної плівки на площині Б диску (рис.2.1) створювався певний мікрорельєф. При цьому використовувались токарні різці із твердого сплаву ВК4 (для чавуну) і Т15К6 (для сталей).



Рис.2.2. Загальний вигляд дослідних зразків

Обробка виконувалась на токарному верстаті мод. 16K20 з частотою обертання шпинделя $n=125 \text{ хв}^{-1}$ при інтенсивній подачі МОР (5% емульсія) в зону різання. Такі умови обробки мінімізують негативний вплив наростоутворення при різанні на якість мікрорельєфу обробленої поверхні.

Форма і розміри мікронерівностей обробленої поверхні визначаються, перш за все, геометрією різця в плані та величиною його подачі. Тому, для отримання різних за розмірами та формою виступів і западин мікронерівностей поверхні дослідних зразків, нами вибрані певні значення головного φ та допоміжного φ_1 кутів в плані і величини поперечної подачі S різця. Ескіз робочої частини різця в плані представлений на рис.2.3, а значення кутів φ та φ_1 і поперечної подачі S у таблиці 2.3.

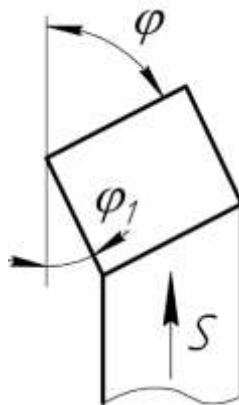


Рис.2.3. Геометрія різця в плані

Таблиця 2.3 – Геометрія та поперечна подача різця

№ п/п	Кути в плані, град.		Поперечна подача S , мм/об			
	Головний – φ	Допоміжний – φ_1	1	2	3	4
1	45	45	0,05	0,1	0,15	0,175
2	45	15				
3	60	30				
4	90	15				

Заточування робочої частини різців проводилась на універсально-заточному верстаті мод. 3А64Д з використанням трьох-координатних лещат, чашковими алмазними кругами зернистістю ПМ40/28 – для чорнової та АМ 7/5 – чистової обробки на бакелітовій зв'язці. Після заточування виконувалося перевірка отриманих значень геометричних параметрів різців. Для цього використовувався інструментальний мікроскоп БМИ-1.

Перед проведенням експериментів контролювалась твердість матеріалів основи і покриття. Вимірювання твердості виконувалося за методом Брінелля на твердомірі ТШ-2М при навантаженні 7,5 – 30 кН, діаметр кульки 5 і 10 мм (для матеріалів основи) і на приладі ХПО-250 при навантаженні 1,87 кН, діаметр кульки 2,5 (для матеріалів покриття). Твердість досліджуваних матеріалів наведена в таблицях 2.1 та 2.2.

Оптичний пристрій приладу ХПО-250 також використаний для визначення форми і розмірів виступів та западин мікрорельєфу поверхні зразків.

Параметри шорсткості – R_{max} , R_z , R_a , S_m , S , t_p досліджуваної поверхні визначались із застосуванням профілографа-профілометра «Talysurf-5», а також профілографа Mahr XR20 – приладу на базі ПК. При цьому проводився запис профілограми мікрорельєфу.

Відомо, що масляні та оксидні плівки на поверхнях деталей перешкоджають схопленню металів при терті. Тому, при фрикційному

нанесенні металевих покриттів необхідне знежирювання поверхні основи та видалення оксидної плівки. Для цього дослідники [197, 198] рекомендують використання технічного гліцерину, що знежирює поверхню, руйнує оксидну плівку і створює необхідні умови для схоплення матеріалів основи і покриття. Виходячи із цього, в якості каталізатора процесу нами використанні 12% розчин HCl у гліцерині, який наносився на досліджувану поверхню зразка до і на протязі її покриття антифрикційним матеріалом.

Після операції нанесення покриття, поверхневий шар зразка із антифрикційною плівкою підлягав ХПД. При цьому в якості змащування використовувався 7 – 10% розчин мила у воді та мастило «Індустріальне-20».

2.2. Методика експериментальних досліджень процесу фрикційного нанесення покриттів

Для проектування технології фрикційного нанесення покриттів, інструменту та вибору технологічного обладнання потрібне знання, перш за все, діючих зусиль, площі контакту інструмента з оброблюваною поверхнею та контактних тисків між ними, а також параметрів формозміни металів.

Відомі методи експериментальних досліджень процесів фрикційного нанесення покриттів можна розділити на дві групи. До першої групи слід віднести методи, які базуються на використанні деталей серійного виробництва [79, 109, 111, 199]. Застосування таких методів стримується великими затратами матеріальних ресурсів, трудоемкістю і тому є не економічними.

Друга група методів досліджень ґрунтується на моделюванні процесу на спеціальних зразках [105, 200]. У більшості випадків такі зразки мають циліндричну форму у вигляді бруска або втулки, при цьому антифрикційне покриття наноситься на циліндричну поверхню, мікрорельєф якої формується токарною, а іноді (для внутрішньої поверхні) хонінгувальною обробкою.

Натирання поверхні виконують інструментом із антифрикційного матеріалу на токарно-гвинторізному верстаті. Плівка покриття утворюється за

рахунок обертального руху зразка та зворотно-поступального руху інструмента і притискання останнього до оброблювальної поверхні. При цьому, у більшості випадків, вектор нанесення плівки покриття співпадає із вектором утворення мікрорельєфу на попередній операції. Цим ускладнюється оцінка впливу параметрів мікрорельєфу поверхні на формування антифрикційної плівки.

Виходячи із аналізу відомих методів досліджень процесів фрикційного нанесення плівочних покриттів, нами розроблена і використана нова модель дослідження названого процесу [201].

Процес нанесення антифрикційного покриття здійснюється за допомогою пристрою, конструкція якого і загальний вигляд представлені на рис.2.4 та 2.5 відповідно.

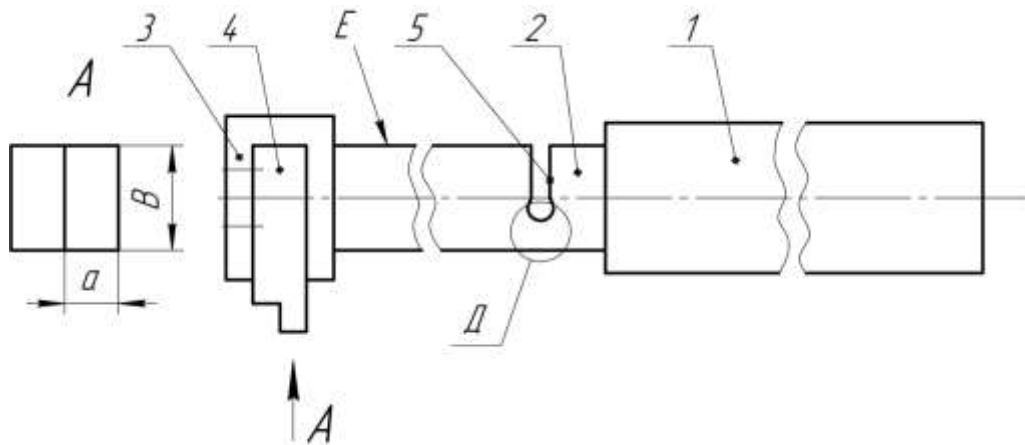


Рис.2.4. Конструкція пристрою для нанесення покриття



Рис.2.5. Загальний вигляд пристрою для нанесення покриття

Пристрій (рис.2.4) складається із призматичної державки 1, циліндричної штанги 2, головки 3, в якій жорстко закріплений натираючий брусок 4 із антифрикційного матеріалу. На штанзі 2 виконаний поперечний паз 5, який створює перетинку D . Остання виконує роль пружного елемента динамометра і забезпечує постійне зусилля притискання натираючого бруска до оброблювальної поверхні. Робочий торець натираючого бруска 4 має чітку прямокутну або квадратну форму (див. рис.2.4, вид A). При цьому забезпечуються однакові умови створення покриття по всій ширині B бруска. На штанзі 2 пристрою також передбачена площадка E , що фіксує місце установки ніжки індикаторної головки при таруванні, а також при роботі пристрою.

Тарування пристрою виконували на вертикально-фрезерному верстаті мод. 676П, який застосовувався у подальшому при нанесенні покрить. Схема та процес тарування представлені на рис.2.6 та 2.7 відповідно.

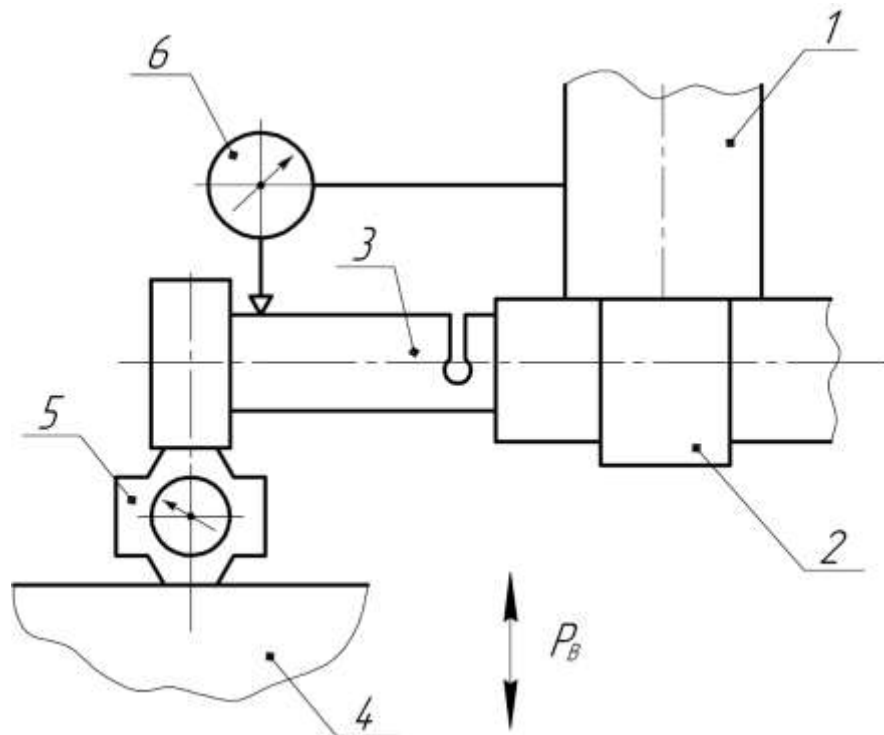


Рис.2.6. Схема тарування пристрою



Рис.2.7. Тарування пристрою

На нижньому торці вертикальної бабки 1 верстату за допомогою спеціальної оправки 2 нерухомо встановлено пристрій 3. Між головою пристрою 3 та столом верстата 4 установлений зразковий динамометр 5 мод. ДОСМ-0,5, а на спеціальній площадці пристрою – індикаторна головка 6 годинникового типу з ціною поділки 0,001 мм, яка за допомогою магнітної стійки закріплена на вертикальній напрямній верстата. Навантаження на вимірювальну систему виконувалось за рахунок вертикального переміщення стола верстата 4 вручну. У результаті тарування отриманий графік зв'язку сили притискання натираючого бруска до заготовки із величиною пружної деформації пристрою, який використаний у подальшому при дослідженнях впливу контактного тиску між натираючим інструментом і оброблювальним зразком на утворення плівочного покриття.

Установка для нанесення покриттів змонтована на базі фрезерного верстата мод. 676П. Схема обробки та робоча зона верстата показані на рис.2.8 та 2.9.

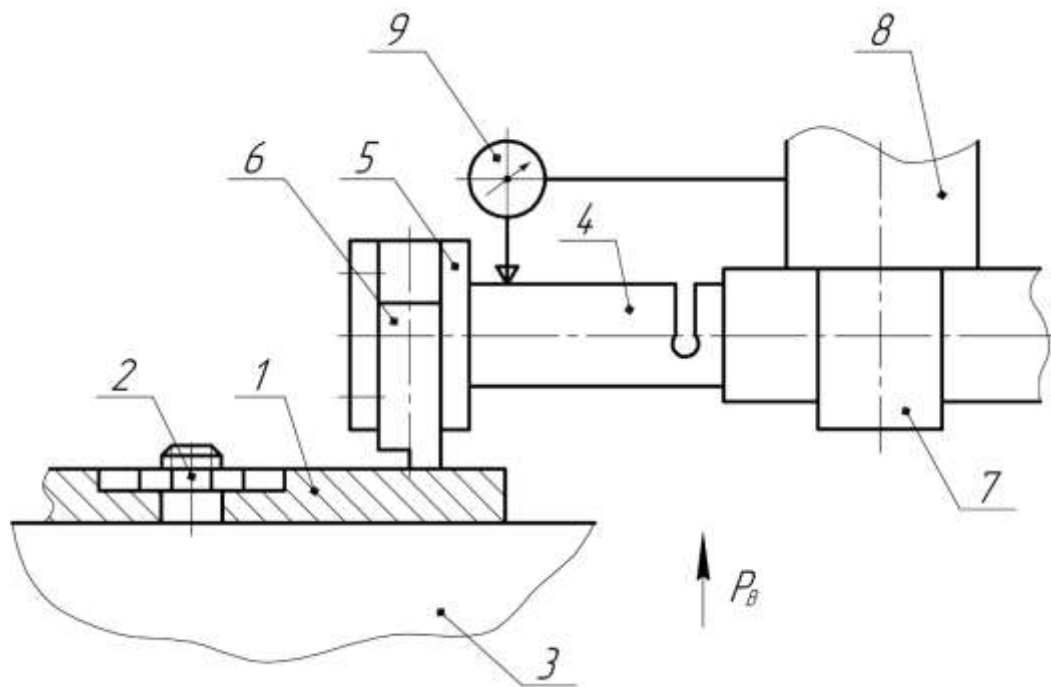


Рис.2.8. Схема обробки



Рис.2.9. Робоча зона верстата при нанесенні покриття

Дослідний зразок 1 у формі диска шліфованим опорним торцем жорстко закріплений за допомогою болтового з'єднання 2 на робочому столі 3 фрезерного верстата (див. рис.2.8). Пристрій 4 з головою 5, у якій закріплений антифрикційний брусок 6 нерухомо встановлений оправкою 7 у вертикальній бабці 8 верстату. Для фіксації зусилля притискання антифрикційного бруска до оброблювальної поверхні на верстаті передбачена магнітна стійка з індикаторною головою 9.

Перед нанесенням покриття стіл верстату встановлювався відносно вісі головки таким чином, щоб напрямок поздовжнього переміщення стола забезпечував орієнтацію антифрикційного бруска на центр дослідного зразка. Після чого торець антифрикційного бруска притискався до дослідної поверхні біля зовнішньої окрайки диску. Навантаження на антифрикційний брусок забезпечувалась механізмом вертикальної подачі (P_v) стола верстата і контролювалась індикаторною головою 9.

Покриття наносилось на оброблену ПАС поверхню за рахунок поздовжнього переміщення стола верстата вручну. При цьому, рухаючись під навантаженням, антифрикційний брусок залишає на дослідній поверхні слід у вигляді доріжки А (рис.2.9), ширина якої відповідає ширині контакту торця антифрикційного бруска з оброблюваною поверхнею.

Для нанесення покриття при інших умовах (зміна навантаження на антифрикційний брусок, матеріалу покриття та інш.), достатньо повернути дослідний зразок відносно вісі на певний кут, чим забезпечити нову ділянку під покриття і потім повторити операцію. Така методика забезпечує багаторазове використання дослідного зразка при збереженні інформації, отриманої при проведенні дослідів.

Крім того, для нанесення антифрикційних покриттів в роботі розроблено і використано різноманітні конструкції інструментів (рис.2.10).



Рис.2.10. Конструкція інструментів для фрикційно-механічного нанесення антифрикційного покриття

Так як в даній роботі поставлена задача дослідження впливу ХПД на процес утворення антифрикційної плівки, тому нами розроблена і використана методика моделювання роботи деформуючого елемента по поверхневому шару зразка із покриттям. Моделювання виконувалось на описаній вище експериментальній установці. Остання відрізняється лише тим (див.рис.2.11), що замість пристрою для нанесення покриття на торці вертикальної бабки 1 верстату за допомогою оправки 2 закріплений деформуючий інструмент 3, робоча частина 4 якого створює пластичну деформацію поверхневого шару зразка 5. Фактичний натяг a_ϕ між оброблюваною поверхнею і робочою частиною інструменту забезпечується механізмом вертикального переміщення стола верстату і контролюється індикаторною головкою 6. Поздовжнє переміщення стола верстату відносно деформуючого інструменту виконується ручною подачею стола верстату за напрямом P_z (рис.2.11). При цьому

пластична деформація поверхневого шару проходить чітко по доріжці, яка утворена антифрикційним матеріалом від периферії до центру зразка.

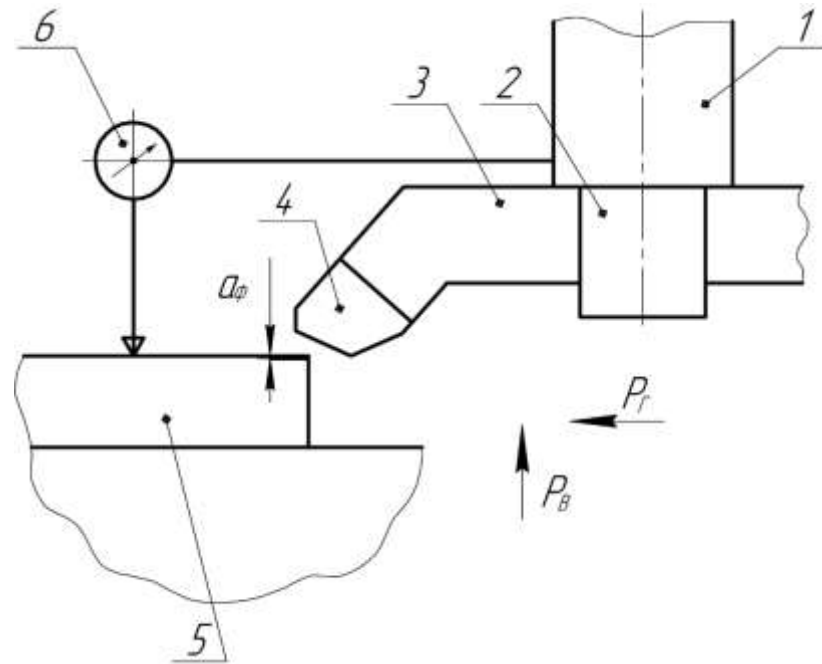


Рис.2.11. Схема налаштування деформуючого пристрою

Загальний вигляд деформуючого інструменту, геометрія його робочої частини та робоча зона верстата при виконанні операції ХПД показані на рис.2.12 – 2.14.

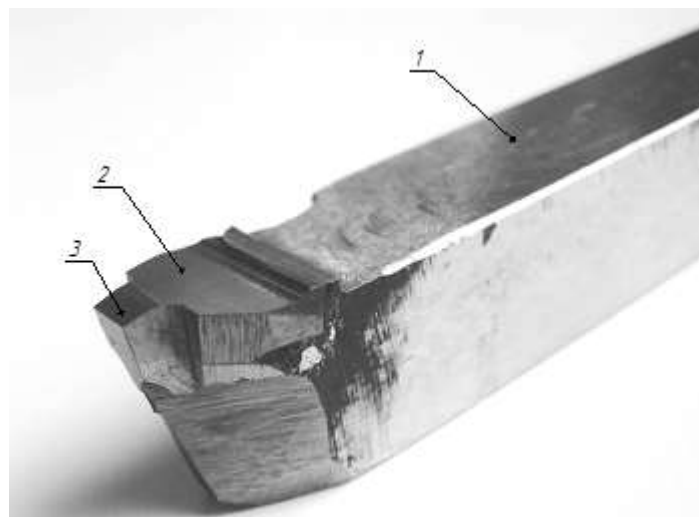


Рис.2.12. Загальний вид деформуючого інструменту: 1 – державка; 2 – твердосплавна пластина (ВК8); 3 – робоча частина

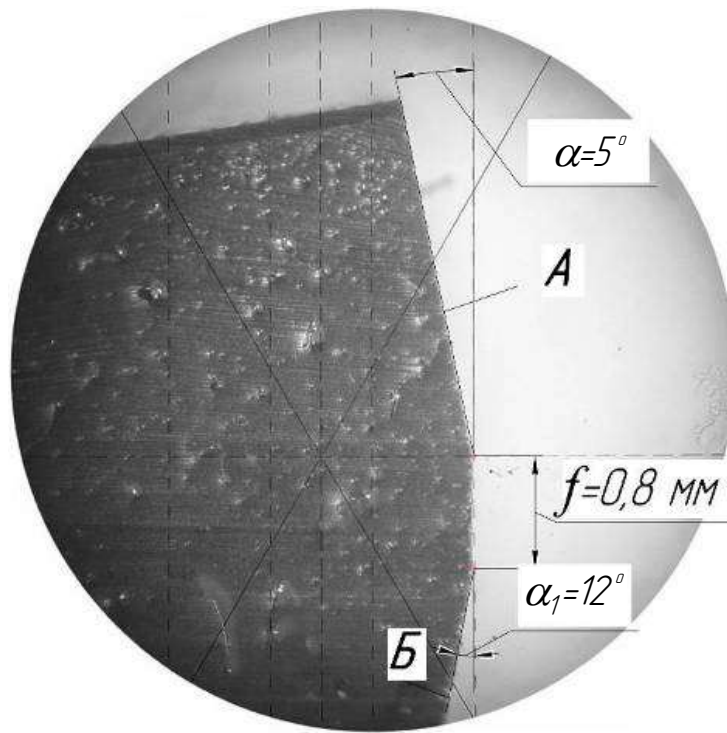


Рис.2.13. Геометрія робочої частини деформуючого інструменту



Рис.2.14. Робоча зона верстата при виконанні операції ХПД

2.3. Металографічні дослідження покриття і основного металу та методика визначення мікротвердості поверхневого шару

Металографічні дослідження проводились з метою вивчення процесу утворення плівки антифрикційного покриття при різних умовах його нанесення. Для таких досліджень виготовлялись спеціальні шліфи. Підготовка зразків для шліфів показана на рис.2.15.

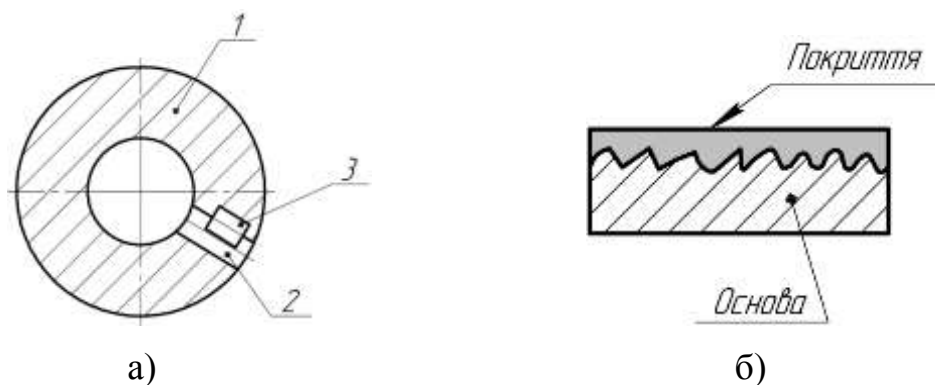


Рис.2.15. Підготовка зразка: а) диск; б) зразок

Із диску 1 з попередньо нанесеним покриттям у вигляді доріжки 2 вирізався зразок 3 призматичної форми. Перед операцією вирізання зразка на поверхню диска з покриттям наносилась і висувувалась плівка із лаку, що дозволило запобігти руйнуванню плівки покриття при виконанні операції різання.

Зразки встановлювалися в металеві обойми і заливались компаудом на основі епоксидної смоли. Після затвердження суміші, дослідна поверхня шліфів підлягала шліфуванню на плоскошліфувальному верстаті алмазним кругом АПП $200 \times 20 \times 3$ – АСО 63/61 – 100%. Надалі шліфи доводились на алмазному прокаті АСН 28/20, АСН 14/10, АСН 5/3 ($100 \times 100 \times 0,8$), що забезпечувало відсутність завалів окрайок зразків. Доводка дослідної поверхні зразків здійснювалася алмазною пастою зернистістю 1/0, що наносилась на фетр.

Реактивом для травлення зразків слугував розчин пікринової кислоти наступного складу: 4 г пікринової кислоти $C_6H_2(NO_2)OH$ на 100 см^3 етилового спирту [202].

Вивчення та фотографування дослідної поверхні зразків виконувались на металографічних мікроскопах МИМ-7 та «Альтами», а також на електронному мікроскопі – мікроаналізаторі «Camscan-4DW».

Мікротвердість структурних складових матеріалів основи і покриття визначалась за методом Віккерса на мікротвердомірах ПМТ-3 та «Shimadzu» (Японія).

2.4. Методика досліджень моделювання контактної взаємодії при ФАБО

2.4.1. Методика виготовлення різців і латунних брусків

Експериментальні дослідження контактної взаємодії поверхонь проводилися на спеціальних зразках із сірого чавуну СЧ20 і латуні Л63. Для досліджень процесу мікрорізання застосовували метод теорії подібності і розмірності [203], відповідно до якого були виготовлені чавунні різці (рис.2.16), геометрія ріжучої частини яких моделювала окрему мікронерівність поверхні оброблюваної заготовки. Причому, передній кут цієї мікронерівності варіювався в межах $\gamma = +5^\circ \div -15^\circ$.

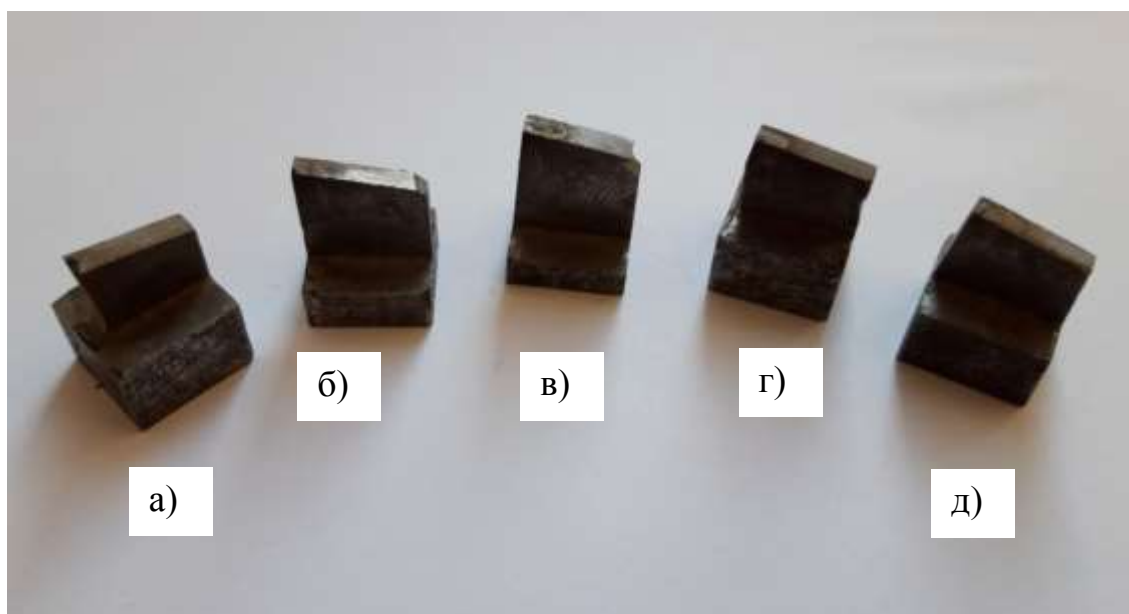


Рис.2.16. Загальний вигляд різців із сірого чавуну СЧ20, що моделюють мікронерівності оброблюваної поверхні при їх контактній взаємодії зі значенням переднього кута різання γ : а) – $+5^\circ$; б) – 0° ; в) – -5° ; г) – -10° ; д) – -15°

В якості досліджуваного зразка, що взаємодіє з одиничною мікронерівністю, застосовувалася латунна пластина розміром $80 \times 30 \times 3$ (рис.2.17).



Рис.2.17. Загальний вигляд пластини із латуні Л63, що моделює дію антифрикційного інструменту при взаємодії з мікронерівностями

Схема взаємодії контактуючих поверхонь при проведенні модельного експерименту показана на рис.2.18.

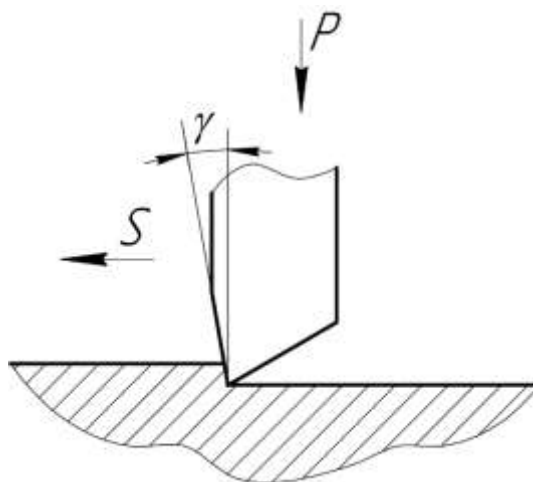


Рис.2.18. Схема контактування поверхонь при моделюванні мікрорізання при ФАБО

2.4.2. Методика дослідження сил мікрорізання

Моделювання процесу ФАБО на етапі мікрорізання виконувалося за допомогою розробленого пристрою [201, 204], який монтувався на фрезерному верстаті моделі 676П (рис.2.19).

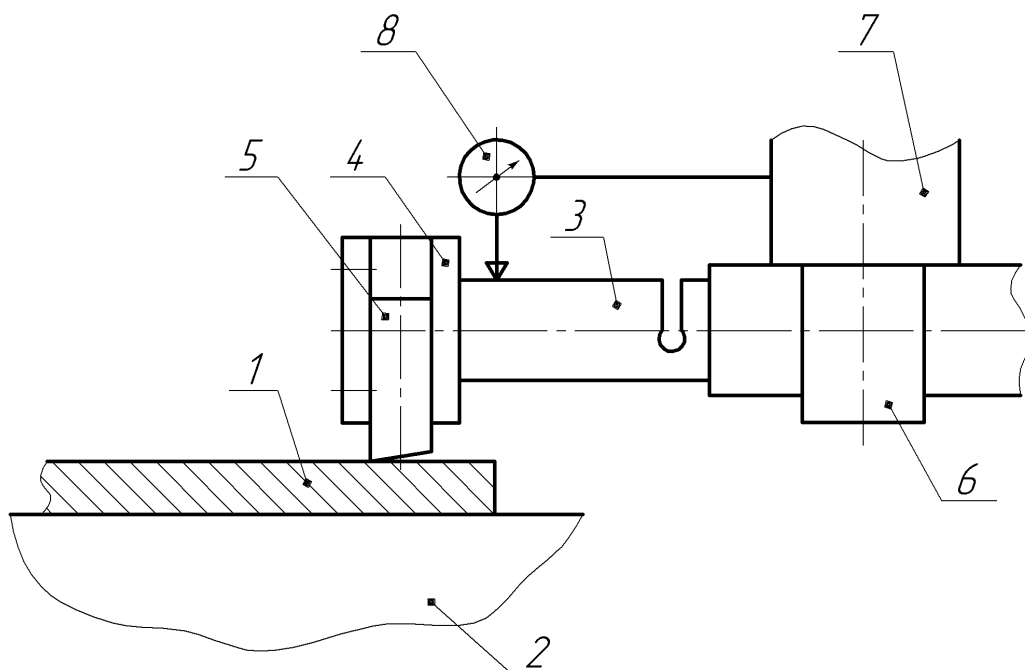


Рис.2.19. Схема моделювання контактної взаємодії одиничної мікронерівності з латунним інструментом на фрезерному верстаті мод.676П

Досліджуваний зразок 1 у формі пластини із латуні Л63 (рис.2.17) жорстко закріплювався на робочому столі 2 фрезерного верстата (див. рис.2.19). Пристрій 3 з головкою 4, на яку закріплено змінний різець 5 із сірого чавуну СЧ20, нерухомо встановлювався оправкою 6 у вертикальну бабку 7 верстата. Для фіксації зусилля притиснення антифрикційного бруска до оброблюваної поверхні на верстаті передбачена магнітна стійка з індикаторною головкою 8. Змінний чавунний різець 5 притискався до зовнішнього краю пластини 1. Навантаження P на латунну пластину забезпечувалась механізмом вертикальної подачі столу верстату і контролювалося індикаторною головкою. Її величина вибиралася такою, щоб мала глибина введення різця відповідала умовам взаємодії мікронерівностей заготовки з латунним бруском. Подача S здійснювалася переміщенням столу верстату вручну. Таким чином, рухаючись з фіксованим навантаженням, чавунний різець зрізає шар антифрикційного металу (латуні), тим самим моделюючи процес мікрорізання контактуючих поверхонь. Для більш точного відтворення процесу ФАБО в зону тертя подавався технічний гліцерин, який знежирює поверхню, руйнує оксидну

плівку і створює необхідні умови для захоплення матеріалу основи з покриттям.

При проведенні модельного експерименту вимірювалися сили контактної взаємодії за допомогою розробленого пристрою [205] з індикаторною головкою (рис.2.20.)



Рис.2.20. Робоча зона обладнання при моделюванні контактної взаємодії

2.4.3. Методика дослідження об'єму зрізаного матеріалу і мікростружок

Ефективність утворення мікростружки оцінювалося її об'ємом V , зрізаним з одиниці площі в 1 мм^2 . Об'єм стружки розраховувався за формулою:

$$V = \frac{m}{\rho}, \quad (2.1)$$

де m – маса речовини, г;

ρ – щільність речовини, г/см^3 . Для латуні Л63 розрахункова щільність $\rho = 8,5 \text{ г/см}^3$ (ГОСТ 15527-2004).

Зважування латунного зразка до і після обробки мікрорізцями з різними передніми кутами різання γ виконувалося на лабораторних вагах ТВЕ-0,21.

Коефіцієнт корисної дії стружкоутворення $KKД$ різця розраховувався за формулою:

$$KKД = \frac{V_{од.пл.}}{t_n}, \quad (2.2)$$

$V_{од.пл.}$ – об'єм знятої стружки з одиниці площі, мм^3 ;

t_n – номінальна товщина знятого шару, мм .

Для дослідження впливу переднього кута γ на процес стружкоутворення отримували коріння стружки, з яких згодом виготовлялись мікрошліфи (рис.2.21).



Рис.2.21. Мікрошліфи з корінням стружки при моделюванні мікрорізання при ФАБО

Коріння стружки були отримані при мікрорізанні зразка із латуні Л63 гострозаточеним різцем зі швидкорізальної сталі, стійкість ріжучої кромки якого дуже значна. При цьому в момент усталеного руху різця виконували миттєве виведення його із взаємодії зі зразком. Отримані коріння стружки вирізали із латунного зразка і з них виготовляли металографічні шліфи згідно з рекомендаціями [17].

Вивчення і фотографування мікростружки досліджуваних зразків виконувалося на металографічних мікроскопах МІМ-7 і «Альтами», а також на скануючому електронному мікроскопі ZEISS EVO 50XVP в ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України.

2.4.4. Методика досліджень зносу вершини моделі мікронерівності

Відповідно до теорії подібності та розмірності проводилися дослідження зносу вершини моделі мікронерівності, що представляють собою окремий чавунний мікрорізець з чавуну СЧ20 (рис.2.16).

На початку процес мікрорізання здійснювався гострозаточеним різцем з чавуну СЧ20, початковий радіус ріжучої кромки якого значно менше значення товщини знімання t_p і знаходиться в межах $r = 0,008 \div 0,015$ мм. При контактній взаємодії мікрорізця з поверхнею латунного зразка утворювався радіус округлення (затуплення), який фіксувався і вимірювався на скануючому

електронному мікроскопі ZEISS EVO 50XVP, що дозволило в подальшому розробити схеми взаємодії інструменту з оброблюваною поверхнею при ФАБО на етапі мікрорізання при різних передніх кутах різання γ і товщинах зрізу.

2.4.5. Методика досліджень геометрії контактної області

Дослідження геометрії контактуючих поверхонь здійснювалося за стандартною методикою з використанням металографічних мікроскопів МІМ-7 і «Альтами», скануючого електронного мікроскопа ZEISS EVO 50XVP. Геометрію контактуючих поверхонь оцінювали за допомогою профілографа Mahr XR20 – приладу на базі ПК, що дозволяє визначати більше 75 параметрів шорсткості, хвилястості, Р-профілю і Motif-параметрів відповідно до міжнародних норм.

Величину площі покриття, а також його схильність до налипання на задній поверхні мікрорізця визначили виходячи з результатів металографічного аналізу поверхні, використовуючи методи цифрової обробки зображень на ПК (рис.2.22). З цією метою була написана програма на мові C ++ з використанням фреймворка Qt і бібліотек обробки зображення OpenCV [207].

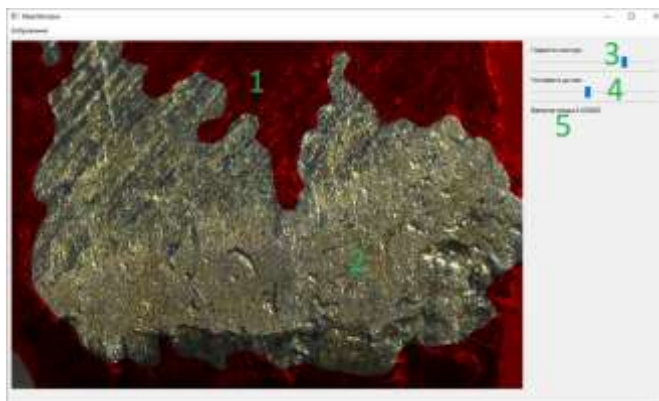


Рис.2.22. Інтерфейс програми для визначення площі покриття: 1 – виділена зона без нанесеного покриття; 2 – невиділена зона з нанесеним покриттям; 3, 4 – регулятори, які дозволяють пристосувати алгоритм виділення до можливостей камери; 5 – відношення невиділеної зони до загальної площі фотографії

Як видно з рис.2.22, латунне покриття відрізняється від основи кольором, але при цьому фон і нанесене покриття містять зазубрини, сколи і подряпини, які сильно впливають на насиченість і яскравість основного кольору. Тому, перейшовши до подання кольору в формат (яскравість, відтінок, насиченість), стає можливим більш точно визначати зони зі схожим кольором і програма переходить до обробки одного відтінку. В напівавтоматичному режимі, оператор програмного забезпечення за допомогою маніпулятора "миші" вказує характерну зону нанесеного покриття.

Для першого кадру із серії, можливо доведеться підібрати положення повзунків (3) і (4) для отримання більш адекватних результатів. Послідовність обробки кадру наступна: користувач вказує характерну точку, програма зменшує чіткість, відповідно величині гладкості (3) зображення для ігнорування шумів і незначних деталей. Далі переводить зображення в режим відтінків і виділяє характерний колір відповідно допуску відхилення, яке відповідає положенню повзунка (4). Після відсікання кольорів, які не відповідають кольору нанесеного покриття виконується пошук відношення між кількістю пікселів з нанесеним покриттям до загальної кількості пікселів на фото (рис.2.22). В результаті система дає можливість визначити площу покриття, при відомій площі в полі зору зображення. Слід зазначити, що для коректності аналізу в поле зору фотографічного зображення не повинні потрапляти інші об'єкти, а також відсутні маркери для прив'язки до дійсних розмірів.

2.4.6. Методика досліджень зміцнення поверхневого шару латунного інструменту

2.4.6.1 Побудова кривої течії і градуйованого графіку твердість – напруження для латуні Л63

З прутків досліджуваного матеріалу (латунь Л63) вирізалися циліндричні зразки висотою 15 мм і діаметром 10 мм. Стиснення зразків проводили в

пристосуванні, що виключає перекіс торців з використанням прокладок різної товщини з латуні, свинцю і фторопласта, а також суміш колоїдного графіту з гліцерином. Вибір товщини прокладки і її твердості проводили експериментальним шляхом таким чином, щоб виключити (звести до мінімуму) бочкоутворення деформованого зразка, яке призводить до неоднорідності деформації. На фото (рис.2.23, а, б) видно збереження правильної циліндричної форми на всіх етапах випробування – утворення бочки несуттєво, що вказує на рівномірність розподілу напружень і деформацій в зразку.



а)



б)

Рис.2.23. Початкові (а) і деформовані (б) зразки

Випробування зразків на стиск проводили на універсальній випробувальній машині Р-20 (рис.2.24) з максимально створюваною силою 0,2 МН і на гідравлічному пресі моделі ПММ-125 (рис.2.25), максимальною силою 1,23 МН, швидкість ходу штока 2 мм/с.

Інтенсивність напружень при побудові кривої зміцнення визначали за формулою

$$\sigma_i = \frac{4F}{\pi d^2}, \quad (2.3)$$

де F – сила, що стискає зразок;

d – діаметр деформованого зразка.



Рис.2.24. Розривна машина Р-20



Рис.2.25. Гідравлічний прес
ПММ-125

Інтенсивність логарифмічних деформацій

$$\epsilon_i = 2 \ln \frac{d}{d_0} = \ln \frac{H_0}{H}, \quad (2.4)$$

де d_0 , H_0 – початковий діаметр і висота зразка;

H – висота деформованого зразка.

Також вимірювали умовну межу текучості на стиснення, яка для досліджених зразків виявилася в досить широкому діапазоні – $\sigma_{0,2} = 40...60$ МПа, що пов'язано з відносно неточним визначенням відносної залишкової деформації (0,2%) в ході випробування.

Досягти руйнування в умовах одновісного стиску на наявному обладнанні не вдалося.

Варто відзначити, що після досягнення інтенсивності логарифмічних деформацій 1,2 спостерігалось значне бочкоутворення зразків, і заходи, вжиті щодо його усунення виявилися безуспішними. Тому експериментально розрахункові точки, що лежать за цією межею, в розрахунок кривої течії не приймалися.

Криві течії апроксимували з використанням функцій, що застосовується для початково ізотропних матеріалів. Так, П. Людвіг [208] запропонував використання степеневих функцій зміцнення. Найпростіший і досить адекватний варіант функції часто називають першим рівнянням П. Людвіга

$$\sigma_i = A e_i^n, \quad (2.5)$$

де n – показник деформаційного зміцнення;

A – модуль (коефіцієнт) зміцнення.

Перевагою апроксимації (2.5) є:

- зручність інтегрування функції, її широка застосовність як в теоретичних, так і експериментально-розрахункових задачах;
- ясність фізичного сенсу її коефіцієнтів (показник зміцнення n дорівнює логарифмічній деформації початково ізотропного матеріалу, відповідає межі міцності в дослідах на розтяг, модуль зміцнення A – істинне напруження при одиничній деформації);
- наявність всього двох невідомих, що легко визначаються як аналітично, так і чисельно, методом найменших квадратів;
- достатня точність в області розвинених пластичних деформацій при ХПД (0,1...1) – кореляція для широкого кола металів становить 90...97%.

При використанні функції (2.5) слід мати на увазі, що в області деформацій, порівнянних з деформаціями текучості, а також істотно розвинених (більше 1), можлива значна помилка екстраполяції.

Використання трипараметричних функцій підвищує точність апроксимацій у відмічених областях. При цьому, в залежності від розв'язуваних завдань, можливо уточнення апроксимацій або в області малих деформацій, або великих. Зокрема, П. Людвігом [208] також запропонована наступна залежність:

$$\sigma_i = \sigma_T + A_1 e_i^{n_1}, \quad (2.6)$$

де σ_T – параметр, фізичний зміст якого відповідає межі текучості.

Апроксимація Г. Свіфта [209] є в ряді випадків більш кращою для практичного використання і має вигляд

$$\sigma_i = A_2 (e_0 + e_i)^{n_2}. \quad (2.7)$$

Градууювальний графік твердість–напруження будували за методикою [210–212]. Вимірювання твердості проводили на твердомірі ТП-7Р-1, призначеному для відповідних випробувань за методом Віккерсу (рис.2.26). У деформованих до різних ступенів на стиск зразках вимірювали твердість за Віккерсом при навантаженні на індентор 60 кгс.



Рис.2.26. Твердомір ТП-7Р-1

Вихідна твердість недеформованих зразків $HV = 680 \pm 40$ МПа.

Зв'язок інтенсивності напружень σ_0 з мікротвердістю HV_{10} і інтенсивністю деформацій e_0 при стисненні латуні Л63 показані на рис.2.27 і 2.28.

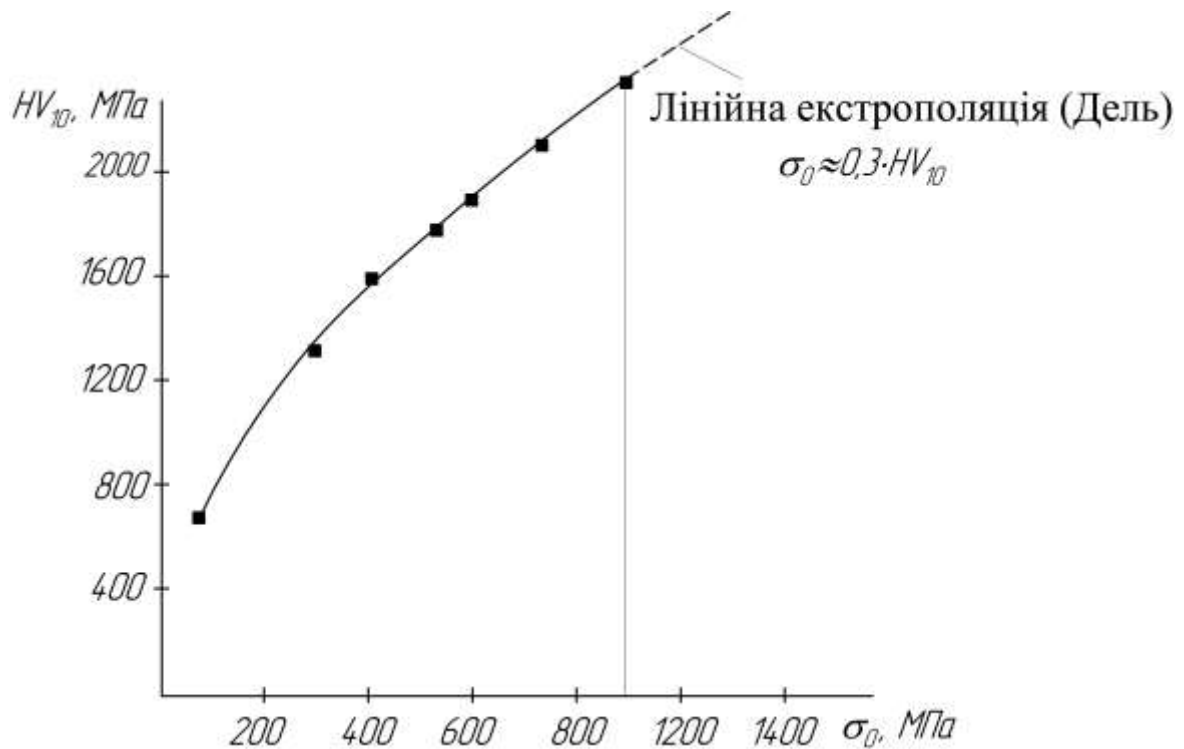


Рис.2.27. Зв'язок між інтенсивністю напружень σ_0 і мікротвердістю HV_{10} при стисненні латуні Л63

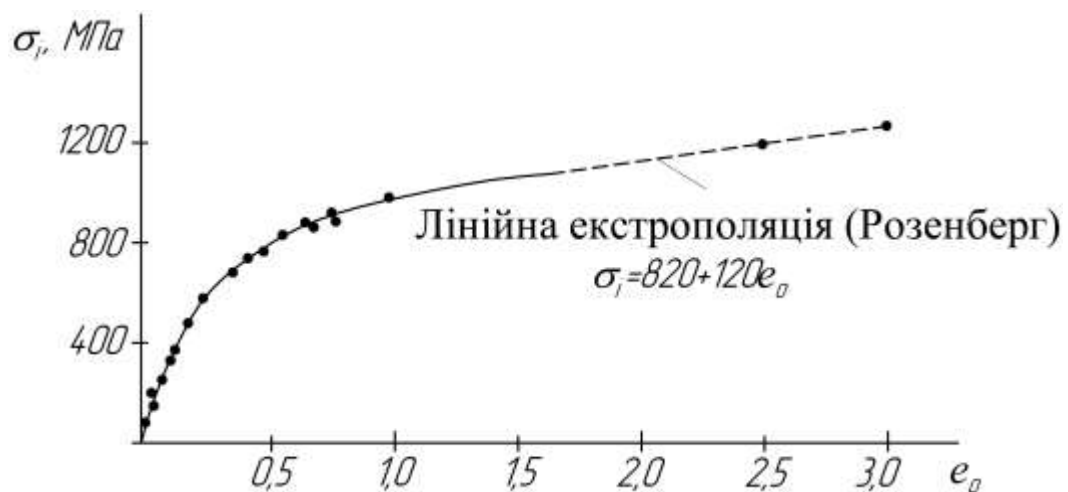


Рис.2.28. Зв'язок між інтенсивністю напружень σ_0 і інтенсивністю деформацій e_0 при стисненні латуні Л63

2.4.7. Методика моделювання механіки мікрорізання за допомогою методу скінчених елементів

Інженерний аналіз процесів різання методом скінчених елементів в даний час набуває широкого застосування [213–215]. Використання цього методу дозволяє звести до мінімуму фізичні натуральні експерименти і виявити важливі закономірності механіки різання, що відбуваються в безпосередній близькості до вершини різця в приконтатній зоні, розміри якої можна порівняти з величиною радіусу округлення вершини. Останнє є актуальним для дослідження мікрорізання мікронерівності з вершиною, що істотно зношується.

З кожним роком розробники програмного забезпечення, що реалізує моделювання методом скінчених елементів (МСЕ), підвищують якість своїх досліджень і розширюють їх можливості.

Аналіз НДС поверхневого шару бруска проводився МСЕ на базі програмного комплексу DEFORM-3D. Цей комплекс спеціально розроблений для аналізу процесів обробки матеріалів тиском (ОМТ) і дозволяє моделювати явища пластичного деформування при великих пластичних деформаціях зі складною немонотонною історією деформування матеріалів практично з будь-якими реологічними властивостями. При цьому моделюється не тільки НДС заготовки, але і теплофізичні процеси, що відбуваються в матеріалі. Останнє важливо для комплексного вивчення взаємодії інструменту (чавунної мікронерівності в нашому випадку) з латунної заготовкою.

Підготовка даних для моделювання проводиться в кілька етапів. Спочатку потрібно описати мовою програми геометрію об'єктів дослідження: форму ріжучої частини і її положення (глибину введення) щодо поверхні латунного зразка. У більшості випадків ОМТ основні складності з геометрією виникають на заокругленнях штампа і при перетині металу на цих ділянках. У нашому випадку – це область біля затупленої вершини чавунної мікронерівності, радіус округлення якої через зношування можна порівняти з глибиною її мікрорізання.

При цьому необхідно використовувати достатню кількість полігонів, апроксимуючих цю геометрію, для створення прийнятної для розрахунків кінцево-елементної сітки, яка забезпечує симуляцію НДС в зоні контакту і геометрію контактної взаємодії.

Можна конструювати вихідну сітку скінченних елементів (CCE) з однаковими ребрами розбиття на кінцеві елементи і зі змінними, що забезпечують їх згущення в контактній області. У другому випадку згущення забезпечується автоматично за допомогою програми DEFORM-3D шляхом установлення параметрів цього згущення. Природно, що точність розрахунку параметрів НДС в цій зоні підвищується, але, одночасно, істотно збільшується і розрахунковий час.

Програма забезпечує покрокову перебудову всієї CCE з урахуванням їх деформування на попередньому кроці. При цьому методами апроксимації значення всіх параметрів, обчислених у вузлах попереднього кроку перераховуються у вузли нової перебудованої сітки. Така перебудова CCE необхідна, щоб через великі градієнти деформації не накопичувалася значна розрахункова деформація [216].

Пробні розрахунки наших досліджень показали, що доцільно на початку розрахунків відразу згущувати вихідну CCE в області вершини, так як там вже на перших кроках розрахунку виникають дуже великі пластичні деформації зі значними градієнтами. Ступінь такого згущення визначалася пробними розрахунками, що повинно було забезпечити не тільки необхідну точність обчислень, але і достатню геометричну картину контакту інструменту з заготовкою. Останнє важливо і тому, що довжина контакту при симуляції фіксована нестрого, а виявляється в процесі самих розрахунків. На рис.2.29 представлена оптимізована вихідна CCE.

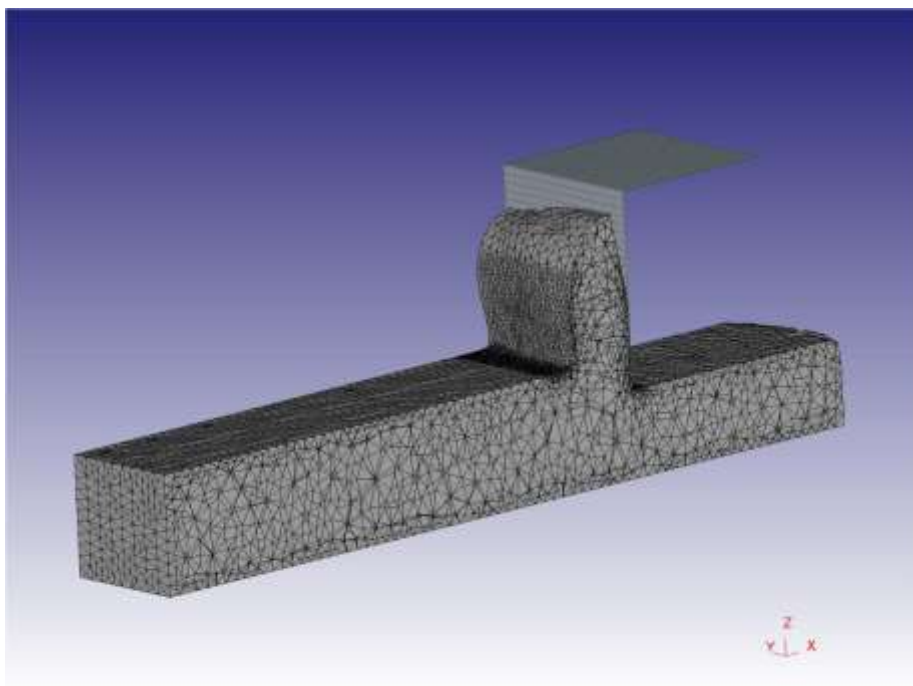


Рис.2.29. Оптимізована вихідна сітка СЕ

Контакт об'єктів в DEFORM-3D виведений в окремий пункт настройки програми. Для формування геометрії контакту вибирається головний об'єкт контактування з незмінною геометрією (мікронерівність чавунної поверхні) і залежний об'єкт зі змінною геометрією (поверхню латунного зразка).

Далі призначається закономірність контактного тертя. При розрахунку процесів ОМТ найчастіше використовують або закон Кулонового тертя

$$\tau_n = f \cdot \sigma_n, \quad (2.8)$$

або закон тертя за Прандтлем

$$\tau_n = 2\mu \cdot \tau_s, \quad (2.9)$$

де τ_n – напруження тертя;

σ_n – контактний тиск;

τ_s – межа текучості на зсув оброблюваного матеріалу;

f, μ – коефіцієнт тертя за Кулоном та за Прандтлем.

Як показали експерименти (п.р.3.5), на нижній частині контактної поверхні практично відразу відбувається налипання латуні на модель мікронерівності (рис.3.15). Це обумовлено тим, що в цій частині контактної поверхні виникають дуже великі контактні тиски, що майже в три рази

перевищують межу текучості латуні (з урахуванням її деформаційного зміцнення). Крім того, для підвищення ефективності процесу ФАБО додають гліцерин, що призводить до збільшення адгезійної схильності пари тертя «чавун – латунь». Тому в розрахунках для цієї контактної зони приймався закон тертя за Прандтлем зі значенням $\mu = 0,5$, що відповідає умові повного прилипання. В роботі [217] для процесів ОМТ з великими σ_n встановлено зв'язок між f і μ :

$$f = \frac{2\mu}{\left[2\gamma + \arcsin 2\mu - \sqrt{1 - 4\mu^2} - \pi - 1\right]}. \quad (2.10)$$

Підставляючи граничне значення $\mu = 0,5$, отримуємо $f = 0,41$. Це значення f і використовувалися для розрахунків. Для передньої поверхні різання з контактом зі стружкою, де σ_n значно менше, використовувалося значення $f = 0,15$, визначене експериментально за методикою [218].

Процес симуляції мікрорізання зупиняли, коли всі параметри напружено-деформованого стану в зоні різання набували сталого значення.

Геометрична модель симуляції за допомогою МСЕ представлена на рис.2.30.

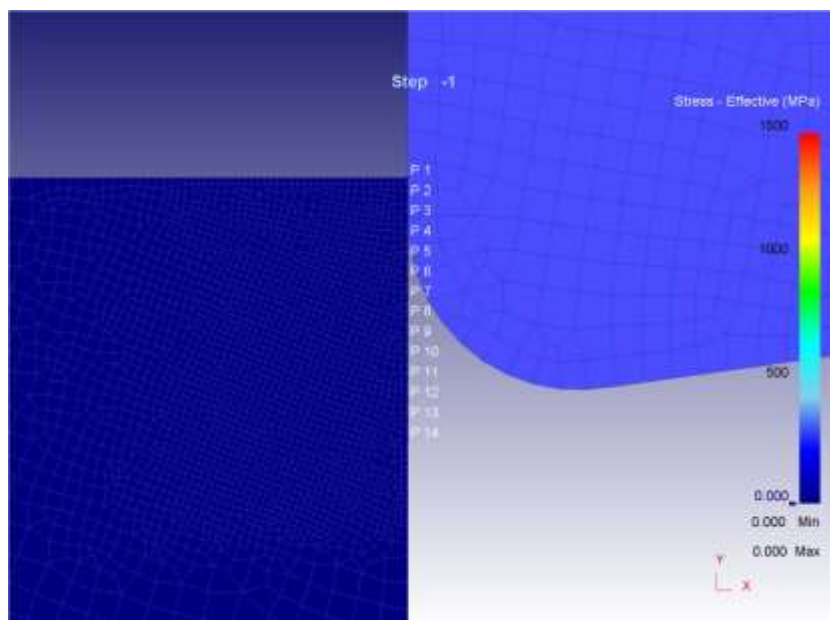


Рис.2.30. Геометрична модель симуляції з використанням програмного комплексу DEFORM-3D

2.4.8. Методика аналізу механіки мікрорізання за допомогою методів теорії подібності та розмірностей

Процес різання, що поєднує в собі явища пластичного деформування, руйнування зовнішнього і внутрішнього тертя, теплофізичні і хімічні процеси, представляє із себе вельми складну і комплексну взаємодію ріжучого інструменту з оброблюваною поверхнею заготовки [218–220]. Розробці розрахункових моделей його кінематичних і енерго-силових параметрів присвячено величезну кількість досліджень. Тим часом, складність цього процесу вимагає подальшого розвитку розрахункових моделей різання.

В інженерній теорії і практиці досить успішно вивчаються складні процеси газу та гідродинаміки за допомогою моделювання на основі теорії подібності та розмірностей [203]. Однак, в механіці деформованого твердого тіла і в теорії різання зокрема, методи теорії подібності і розмірності (МТПР) не знайшли поки що гідного застосування.

В роботі [217] МТПР використовувався для оцінки потужності різання. При цьому геометрія ріжучого інструменту, включаючи радіус округлення (затуплення), вважалася незмінною.

Однак у разі мікрорізання чавунними мікровиступами латунного інструменту відбувається інтенсивне затуплення ріжучого клина і при малих глибинах мікрорізання радіус зносу ріжучої кромки стає порівнянним з глибиною різання.

Для врахування цих явищ при мікрорізанні на I етапі ФАБО була розроблена оригінальна методика вивчення цього процесу, яка заснована на МТПР [205].

На характер протікання процесу мікрорізання в основному впливає нормальна складова сили різання P_n (рис.2.18), від якої багато в чому залежить глибина введення ріжучої частини в латунний зразок, процес зносу різця і його мікрорізання з істотно затупленою вершиною [218]. Друга тангенціальна складова сила – P_t без проблем забезпечується технологічним обладнанням.

Нормальна складова P_n , що визначає технологічне зусилля притискання латунного бруска до чавунної заготовки, залежить від:

- роду натираючого матеріалу;
- глибини мікрорізання t_p ;
- ширини мікростружки B ;
- геометрії мікровиступу (перш за все від переднього кута різання γ і радіуса округлення (затуплення) r),
- умов тертя, які визначаються коефіцієнтом тертя f .

Механічні властивості зміцнюваного матеріалу при великих пластичних деформаціях характеризується таким узагальнюючим параметром як твердість, наприклад, за Віккерсом HV . В роботі [221] її використовували як узагальнюючий параметр механічних властивостей для аналізу силових параметрів процесу ДПР, який як і різання супроводжується великими пластичними деформаціями і значним тертям. Швидкості деформації при ФАБО невеликі, тому динамічними ефектами можна знехтувати, а сам процес вважати квазістатичним.

З урахуванням усього вищевикладеного представимо функціональний зв'язок сили P_n із зазначеними вище факторами і параметрами, що їх визначає:

$$P_n = P_n(\text{механічні властивості}; ГПШ; f; t_p), \quad (2.11)$$

де ГПШ – геометричні параметри інструменту (мікровершини або її моделі). До них відносяться: радіус округлення вершини r , передній кут різання γ , задній кут різання α . Оскільки, як показано в 3.6 при застосовуваних на практиці режимів нанесення покриттів методом ФАБО температура латунного інструменту в зоні контакту з мікровиступами не перевищує 120° , тобто термічних явищ знезміцнення поверхневого шару, наклепаного мікрорізцем, не спостерігається, а його механічні властивості залежать лише від деформаційного зміцнення, ступінь якого при великих пластичних деформаціях добре визначається твердістю HV [217].

З урахуванням вищесказаного (2.11) представимо як:

$$P_n = P_n(HV; t_p; B; r; \gamma; \alpha; f). \quad (2.12)$$

У відповідності з теорією розмірностей або П-теоремою [203] вибираємо основні (визначальні) параметри: t_p (м); HV (Н/м²). Але визначальними вони є не з точки зору ступеня їх впливу на процес мікрорізання, а з точки зору незалежності їх розмірностей, тому що розмірність будь-якого з них можна виразити через розмірності двох інших. Щоб всі інші параметри стали безрозмірними, визначимо їх через ці два основні. Лінійні геометричні параметри інструменту B і r визначаємо в нових одиницях – t_p , а його кутові параметри γ , α і коефіцієнт тертя f вже є безрозмірні величини.

Тоді відповідно до П-теореми [203]:

$$P_n = HV^\alpha t_p^\beta \overline{P}_n \left(1; 1; \frac{B}{t_p}; \frac{r}{t_p}; \gamma; \alpha; f \right), \quad (2.13)$$

де $\overline{P}_n$ – безрозмірна сила, яку потрібно знайти за допомогою модельного експерименту.

Щоб розмірності лівої і правої частин виразу (2.13) були однаковими, вибираємо показники ступенів: $\alpha = 1$; $\beta = r$, тобто розмірність правої частини дорівнює $[HV]^\alpha \cdot [t_p]^\beta = \frac{H}{M^2} \cdot M^2 = H$ і вона збігається з розмірністю сили P_n .

За принципом суперпозиції очевидно, що $\overline{P}_n$ від параметру ширини різку $\frac{B}{t_p}$ повинна залежати лінійно. Тоді (2.13) приймає вигляду:

$$P_n = HV \cdot t_p^\beta \cdot B \cdot \overline{P}_n \left(\frac{r}{t_p}; \gamma; \alpha; f \right). \quad (2.14)$$

У модельному експерименті по визначенню $\overline{P}_n$ кут $\alpha = 5^\circ$ і коефіцієнт тертя f були постійними. Залежність радіусу заокруглення $\overline{r} = \frac{r}{t_p}$ від технологічних параметрів процесу визначалася експериментально (див. п.3.1 і 3.2).

При моделюванні мікрорізання змінювалася глибина різання t_p і передній кут різання γ від $+5^\circ$ до -15° . Сила різання P_n також визначалася дослідним

шляхом за методикою (див. п.2.4). Далі обчислювалася безрозмірна сила $\overline{P}_n$ і знаходились залежності від параметрів процесу мікрорізання γ і $\frac{r}{t_p}$:

$$\overline{P}_n = \frac{P_n \left(\gamma, \frac{r}{t_p} \right)}{HV \cdot t_p \cdot B} = \overline{P}_n \left(\gamma; \frac{r}{t_p} \right). \quad (2.15)$$

Знайдену універсальну залежність (2.15) можна використовувати для визначення сили мікрорізання інших матеріалів при різних режимах обробки.

2.5. Методика дослідження технологічних факторів, що впливають на якість антифрикційних покриттів, отриманих ФАБО

Для встановлення впливу вказаних факторів на показники, що характеризують якість першого етапу нанесення покриття реалізовували матрицю центрального композиційного плану 2^3 +зіркові точки [222]. В якості параметрів оптимізації обрано основні режими обробки: шлях тертя L , навантаження на інструмент P , а також довжина опорної поверхні оброблюваного зразка Δl .

Дослідження поверхні, обробленої фрикційно-механічним методом ФАБО, здійснювалося на спеціальних зразках із сірого чавуну СЧ20 виготовлених у вигляді дисків, на яких попередньо нанесений мікрорельєф з різними Δl (рис.2.31).



а)



б)



в)

Рис.2.31. Зразки із чавуну СЧ20 з різними Δl для дослідження процесу ФАБО: а) – $\Delta l = 0,2$ мм; б) – $\Delta l = 0,4$ мм; в) – $\Delta l = 0,6$ мм

Шлях тертя змінювали в межах 2...30 мм за рахунок варіювання довжини латунного інструменту (рис.2.32) і кількості його проходів.

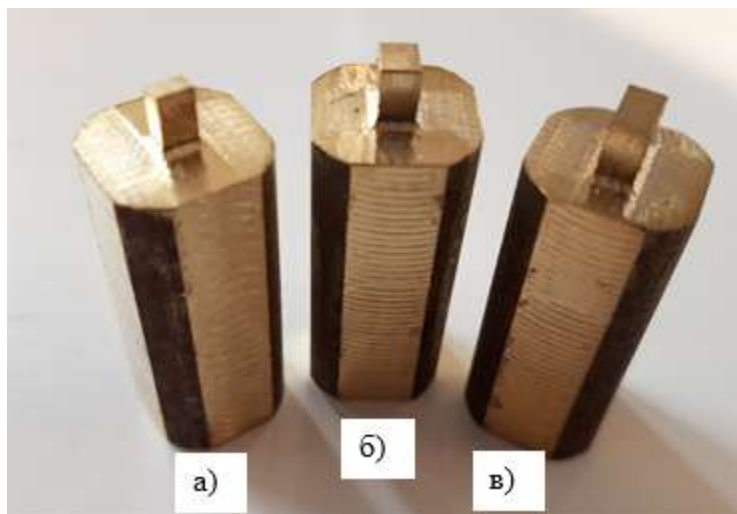


Рис.2.32. Інструменти для фрикційно-механічної обробки з різними довжинами l : а) – $l = 2$ мм; б) – $l = 4$ мм; в) – $l = 6$ мм

Величину масоперенесення визначали шляхом зважування інструменту до і після ФАБО на лабораторних вагах ТВЕ-0,21-0,001 (рис.2.33) за формулою:

$$\Delta m = m_1 - m_2, \quad (2.16)$$

де m_1 – маса інструменту до ФАБО, г;

m_2 – маса інструменту після ФАБО, г.



Рис.2.33. Зважування латунного інструменту на лабораторних вагах ТВЕ-0,21-0,001

При обраних умовах і режимах обробки на поверхні досліджуваних зразків (рис.2.34) наносилися антифрикційні покриття фрикційно-механічним методом на розробленій авторами установці [201, 204].



Рис.2.34. Досліджувані зразки з антифрикційним покриттям, нанесеним фрикційно-механічним методом

В ході проведення експериментів шорсткість поверхні до і після ФАБО вимірювали за допомогою профілографа Mahr XR20 – приладу на базі ПК (рис.2.35).



Рис.2.35. Вимірювання шорсткості поверхні дослідних зразків з використанням профілографа Mahr XR20

2.6. Методика моделювання процесу осадки трубчастого зразка з використанням програмного комплексу Deform-2D/3D v.10

Моделювання процесу осадки досліджуваного зразка з чавуну СЧ20 виконувалося за схемою, представленою на рис.2.36.

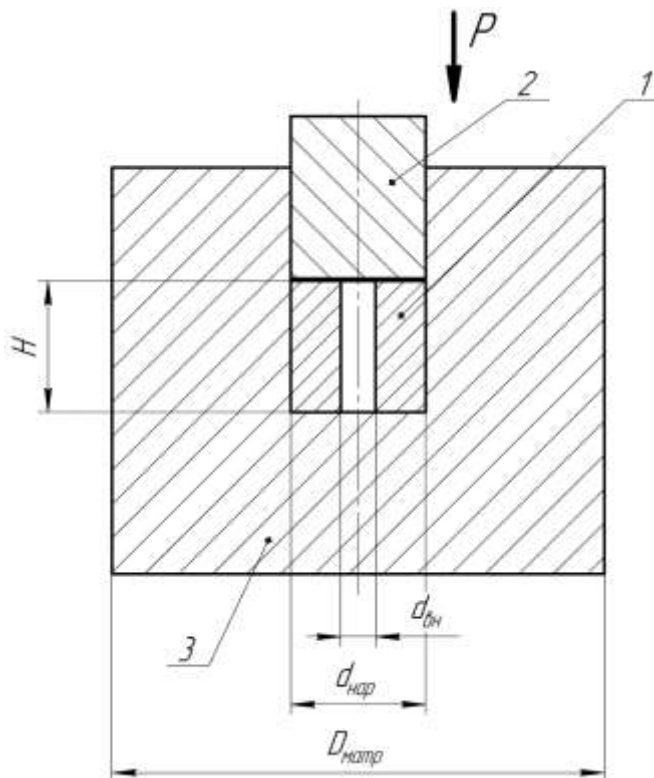


Рис.2.36. Схема обробки холодним осадженням: 1 – досліджуваний зразок; 2 – пуансон; 3 – матриця

Підготовка даних для моделювання виконувалося в кілька етапів.

Спочатку було задано об'єкт дослідження: зразок 1 із чавуну СЧ20 з наступними розмірами: зовнішній діаметр $d_{зов} = 8$ мм; внутрішній діаметр $d_{вн} = 2$ мм; висота $H = 8$ мм. Як матеріал пуансона 2 і матриці 3 використовувалася сталь 40ХГ. Діаметри пуансона 2 і матриці 3 задавали $8_{-0,1}$ мм і $30_{-0,1}$ мм відповідно.

Умови моделювання: швидкість руху пуансона $V = 0,1$ мм/с. Постановка задачі – осесиметрична.

Наступний етап – визначення властивостей матеріалів. Deform - 3D має свою бібліотеку з файлами властивостей металів і сплавів. Однак для підвищення точності розрахунку даних для матеріалу досліджуваного зразка використовувалися експериментально отримана крива стиснення (рис.2.37).

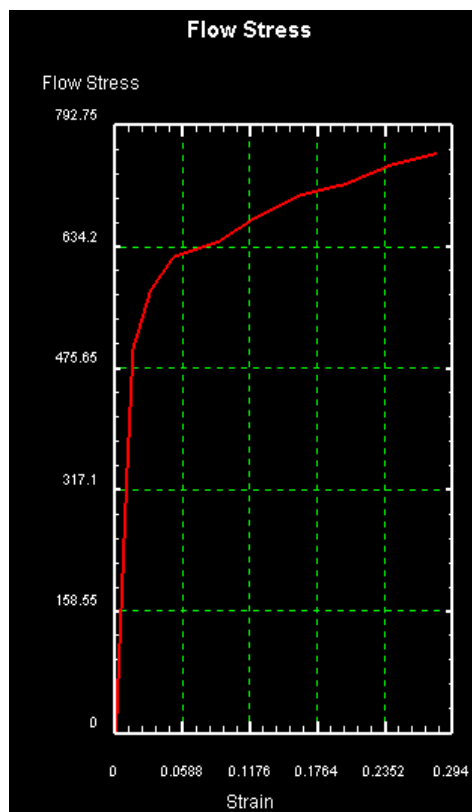


Рис.2.37. Експериментально отримана крива течії для чавуну СЧ20 в Deform - 3D

Редактор властивостей матеріалів в Deform-3D дозволяє ввести величезну кількість даних, починаючи із взаємозалежностей деформацій, напружень і швидкостей деформування і закінчуючи закономірностями фазових перетворень зерен матеріалів.

Таким чином, властивості досліджуваного матеріалу задавалися кривою стиснення (рис.2.37), а також твердістю $HB = 1,7$ ГПа, коефіцієнтом Пуассона $\mu = 0,27$ і модулем Юнга $E = 1,6 \times 10^5$ МПа.

При моделюванні процесу осадки зразка з використанням програмного комплексу Deform використовувалися ті ж умови, що і в експериментах. Так досліджуваний зразок 1 у формі втулки з внутрішнім круглим отвором вільно

встановлюється в отворі матриці 3, яка жорстко закріплена на столі гідравлічного пресу. На початку досліджень пуансон 2 знаходиться на невеликій відстані зверху над верхнім торцем зразка 1, причому його геометричні розміри забезпечують мінімальний зазор між ним і стінками отвору матриці. Робочий рух пуансона 2 задається його монотонним позовжнім переміщенням на відстань 4 мм крізь отвір матриці 3, яка в свою чергу опирається на нерухому основу. Обробка виконується одним пуансоном. До вершини досліджуваного зразка 1, що встановлюється в отворі матриці 3, прикладалося осьове навантаження пуансоном 2, яке достатнє для пластичного деформування об'єкту дослідження з подальшим розвантаженням. Крім цього фіксувалося осьове навантаження на пуансон. При цьому досліджувалася зміна геометричних розмірів досліджуваного зразка і параметрів НДС.

Наступним етапом підготовки моделювання є настройка вирішувача. Спочатку йому необхідно задати метод розбиття процесу на окремі ітерації.

Для цього слід реалізувати схему розбиття процесу пов'язаного з переміщенням інструменту на певну відстань або розбиття по відрізках часу. Оптимальним вважається ітерація, в ході якої переміщення інструменту відповідає величині ребра окремого кінцевого елемента в зоні контакту. Для осаджування цей пункт не має різниці внаслідок того, що пуансон є єдиним рухомим інструментом. Через це величина переміщення інструменту в одиницю часу є константою. Таким чином, все ж буде краще розділити обробку на рівні кроки за відстанню.

Далі слідує вибір методу розрахунку. У DEFORM-3D можна вибрати два методи розрахунку і три варіанти вирішувача для кожного методу. Всі розрахунки проводилися вирішувачем Sparse з використанням методу Direct iteration.

Після успішного завершення підготовки необхідно згенерувати базу даних (файл з розширенням *.db), з якою під час розрахунків буде працювати вирішувач програми [223]. У разі неповноти введених даних базу не буде згенеровано і програма видасть відповідне повідомлення, в якому будуть

описані виникли проблеми. Як правило, всі обмеження при створенні файлу розрахунку пов'язані з недоліком даних або некоректною постановкою задачі. Для вирішення більшості проблем досить деактивувати непотрібні для даного виду обробки моменти моделювання, наприклад такі, як моделювання зміни мікроструктури, індукційного нагріву, дифузії і т.п.

Вирішувач в програмі DEFORM-3D дозволяє працювати з мультипроцесорними обчислювальними системами і дозволяє розподіляти обчислювальні функції по всім ядрам процесора (2,4,8 і т.д.) [216]. Для цього необхідно в налаштуваннях програми у вкладці мультипроцесор вказати кількість ядер, які потрібні для проведення розрахунків. Необхідно також враховувати, що максимальна кількість ядер процесора, які можна задіяти, обмовляється в ліцензії на програму. При запуску розрахунку у вкладці «Simulation» використовуючи опцію «Run (options)» можна задати варіанти з повним або частковим розпаралелюванням розрахунків і кількістю пам'яті, яка виділяється для проведення розрахунків.

Фрагмент вікна препроцесора програми Deform-3D на різних етапах деформування показаний на рис.2.38.

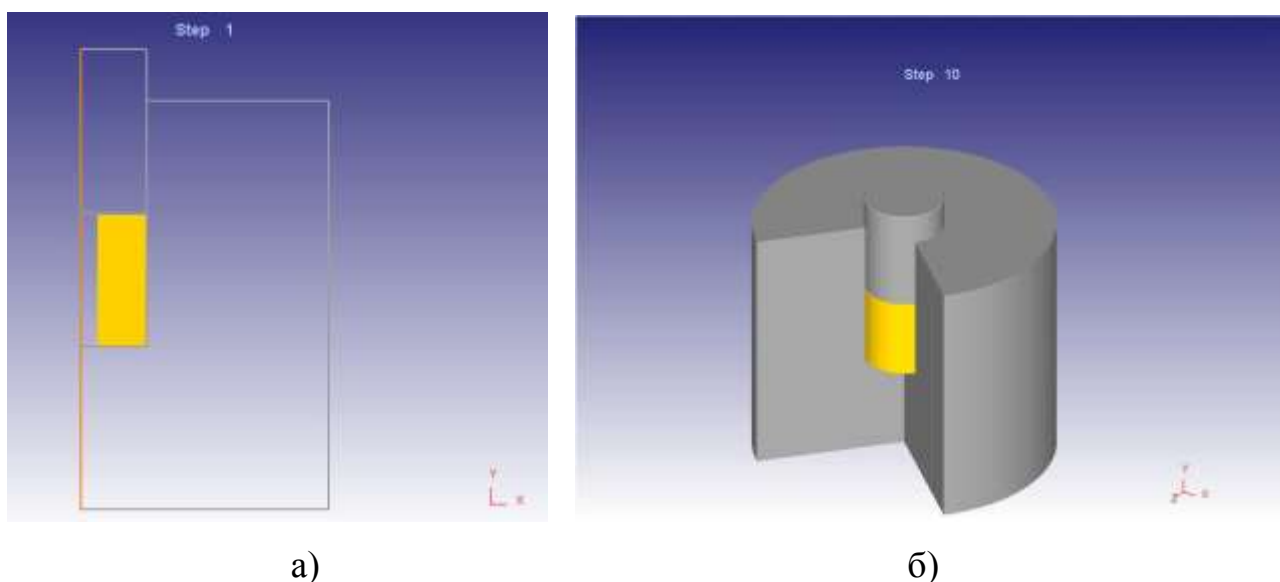


Рис.2.38. Фрагмент вікна препроцесора програми Deform-3D: а) – 1 крок деформування; б) – 10 крок деформування

2.7. Методика моделювання НДС при деформуючому протягуванні чавунної заготовки МСЕ

Моделювання НДС при ДПР заготовки з чавуну СЧ20 здійснювалося з використанням програмного комплексу Deform за схемою, представленою на рис.2.39.

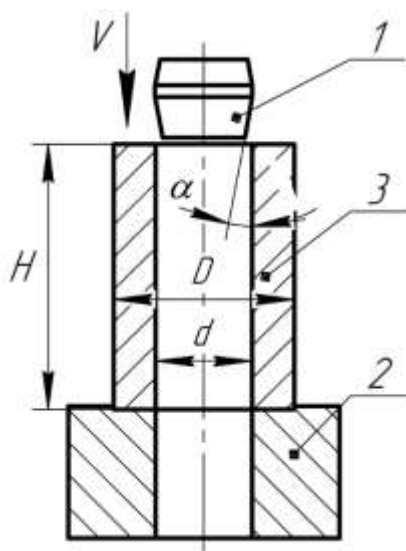


Рис.2.39. Схема обробки: 1 – деформуючий елемент; 2 – основа; 3 – досліджуваний зразок

Підготовка даних для моделювання ДПР втулки із чавуну СЧ20 з використанням програмного комплексу Deform виконувалося в кілька етапів.

Спочатку було задано об'єкт дослідження: втулка із чавуну СЧ20 з наступним розмірами: зовнішній діаметр $D = 55$ мм; внутрішній діаметр $d_{\text{вн}} = 35$ мм; довжина $H = 80$ мм.

Робочий рух деформуючого елемента 1 задавався його монотонним поздовжнім переміщенням уздовж оброблюваного отвору втулки 3, яка опирається на нерухому основу 2 (рис.2.39). Швидкість руху деформуючого елемента $V = 0,5$ мм/с. Кут робочого конусу деформуючого елемента α становив відповідно 2° , 4° і 12° . Номінальний натяг на деформуючий елемент – $a = 0,05$ мм на сторону.

Наступний етап – визначення властивостей матеріалу для досліджуваного об'єкта – втулки із чавуну СЧ20. Для підвищення точності розрахунку даних для матеріалу досліджуваного зразка використовувалася експериментально отримана крива течії (рис.2.37). Крім кривої течії, властивості досліджуваного матеріалу задавалися твердістю $HB = 1,7$ ГПа, коефіцієнтом Пуассона $\mu = 0,27$ і модулем Юнга $E = 1,6 \times 10^5$ МПа.

Фрагмент вікна препроцесора програми Deform-3D показаний на рис.2.40.

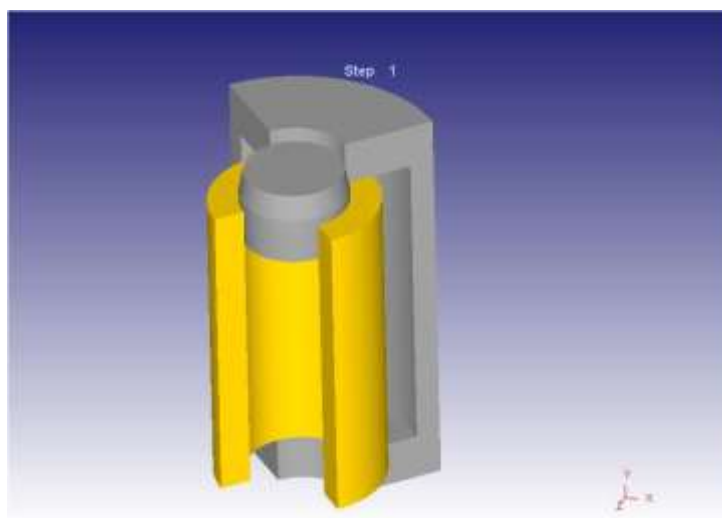


Рис.2.40. Фрагмент вікна препроцесора програми Deform-3D

Для аналізу явищ, що мають місце на поверхні оброблюваного отвору були проставлені точки P1, P2, P11 (рис.2.41).

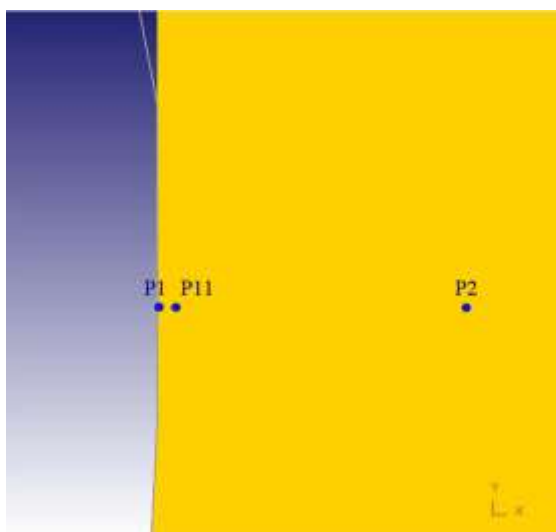


Рис.2.41. Фрагмент оброблюваної поверхні з точками P1, P2 і P11 при моделюванні ДПР

Відзначимо, що точка P11 віддалена від точки P1 на глибину 0,01 мм, а точка P2, знаходиться від точки P1 на глибині 0,25 мм. Тобто P11 знаходиться на глибині, приблизно рівній товщині покриття. Процес симуляції деформуючого протягування здійснювався з кроком (Step), кількість кроків – $1 \div 115$.

2.8. Висновки по розділу 2

Розроблено наступні оригінальні методики:

- дослідження процесу нанесення антифрикційних покриттів фрикційно-механічним методом, яка забезпечує багаторазове використання дослідного зразка при збереженні інформації, отриманої при проведенні дослідів;
- моделювання роботи деформуючого елемента по поверхневому шару зразка із покриттям, яка дозволяє дослідити вплив ХПД на процес утворення антифрикційної плівки;
- моделювання контактної взаємодії інструменту з мікровиступами поверхні при ФАБО, яка дозволяє виконати дослідження з визначення сили мікрорізання, технологічних можливостей процесу, встановити вплив геометрії інструменту, а також виконати аналіз взаємодії задньої поверхні мікровиступу з латунним інструментом;
- моделювання процесу осадки циліндричного трубчастого зразка в умовах об'ємного стиснення МСЕ з використанням програмного комплексу Deform, що дозволяє виконати розрахунок НДС дослідженого зразка;
- дослідження НДС при моделюванні ДПР зразка МСЕ з використанням програмного комплексу Deform-2D/3D v.10, що дозволяє розробити технологічні рекомендації для забезпечення якості чавунних деталей, які оброблені ДПР, за параметрами їх пластичності;
- випробування розроблених конструкцій інструментів для нанесення антифрикційних покриттів фрикційно-механічним методом.

Результати розробки оригінальних методик та основних методів проведення досліджень, запропонованих конструкцій опубліковано у роботах [201, 204, 205, 207, 222, 224-240].

3. РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ МІКРОРІЗАННЯ ПРИ ФАБО

Процес контактної взаємодії поверхні оброблюваної деталі з матеріалом, що натирається, умовно можна розбити на два етапи:

- мікрорізання вихідного матеріалу вершинами мікровиступів;
- адгезійне налипання і захоплювання частинок, що утворилися в результаті мікрорізання, з поверхнею, на яку відбувається перенесення і подальше мікровигладжування.

Оскільки ці два процеси не можна розмежувати чіткими часовими рамками, вони існують в тісному контакті у вузьких часових, геометричних, механічних межах параметрів процесу, тому при дослідженні процесу ФАБО проведемо умовний поділ на два етапи.

Утворення антифрикційного покриття ФАБО багато в чому залежить від умов контактної взаємодії інструменту з оброблюваною поверхнею. При цьому форма і розміри мікронерівностей визначають якість отриманого покриття, його суцільність і адгезійну міцність [204, 205, 241].

Отримання якісного, адгезійного мікрошару на першому етапі ФАБО забезпечить в подальшому якість всього нанесеного натиранням антифрикційного шару. Тому дослідження контактної взаємодії мікронерівностей оброблюваної поверхні з інструментом є важливим резервом підвищення якості нанесення антифрикційного покриття ФАБО. Воно дозволить визначити оптимальні умови для процесу мікрорізання і подальшого закріплення покриття на оброблюваній поверхні.

Вивчення цього питання виконувалося моделюванням контактної взаємодії одиничної мікронерівності у вигляді різця із оброблюваного матеріалу, в нашому випадку – чавуну СЧ20, з поверхнею із антифрикційного матеріалу – латуні Л63.

Наявність такої моделі дасть можливість вивчити механіку процесу, розглянути трибологічні характеристики і встановити фізичні зміни в системі інструмент і оброблювана поверхня.

3.1. Схема взаємодії та її характеристики

Розглянемо схему взаємодії одиничної мікронерівності, що представляє собою модель – різець із чавуну СЧ20, з контактуючою поверхнею із латуні Л63. На початку процес мікрорізання здійснювався гострозаточеним різцем, вихідний радіус ріжучої кромки якого знаходиться в межах $r = 0,008 \div 0,015$ мм. Він значно менший за товщину знімання t_p . Схема взаємодії такого мікрорізця з поверхнею латунного зразка наведена на рис.3.1.

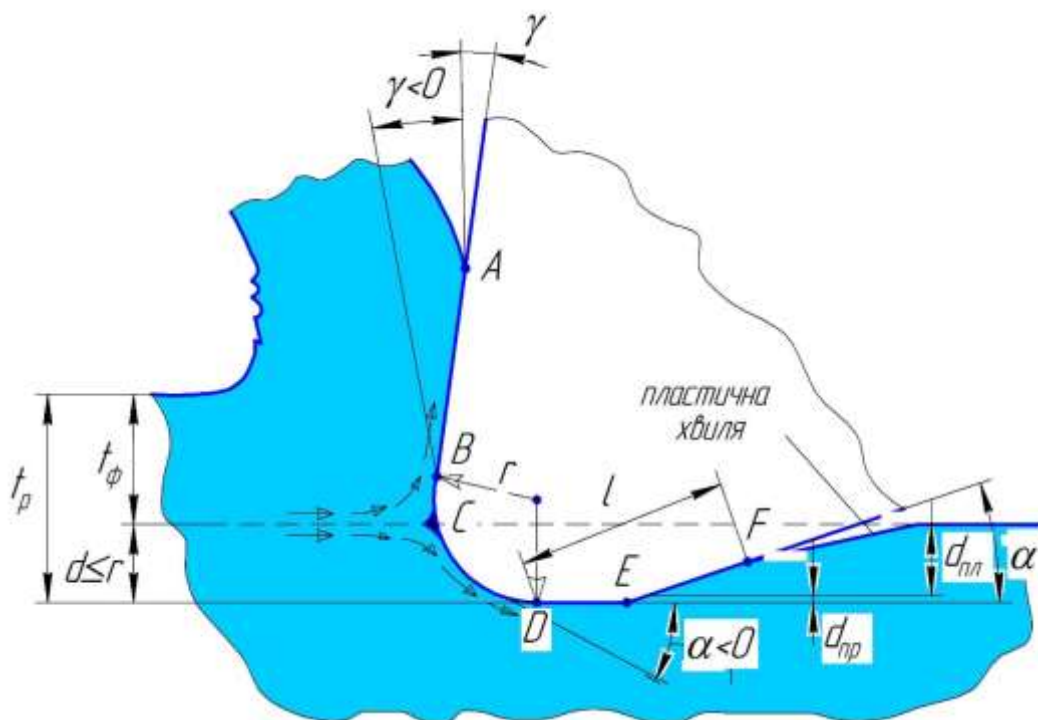


Рис.3.1. Схема взаємодії одиничної мікронерівності з оброблюваною поверхнею при ФАБО

Як слідує з рис.3.1, контур ріжучого клина складається з наступних частин: AB – прямолінійна частина контуру передньої поверхні, заточена з переднім кутом $\gamma > 0$; BC – заокруглена частина передньої поверхні, в якій $\gamma < 0$; CD – заокруглена частина контуру задньої поверхні, в якій задній кут $\alpha < 0$; DE –

частина контуру задньої поверхні, утворена в результаті її зносу; EF – частина прямолінійного контуру задньої поверхні, у якій задній кут $\alpha > 0$. Довжина цієї ділянки практично визначається процесом пластичного відновлення, оскільки величина пружного відновлення оброблюваного матеріалу $d_{np} \ll d_{nl}$.

Таким чином, передня поверхня ріжучого клина складається з двох частин $L = AB + BC$, а його задня поверхня довжиною L_1 складається з трьох частин $L_1 = CD + DE + EF$. Точка C відповідає розділу контакту оброблюваного матеріалу з передньої і задньої поверхнями клина.

Згідно з даними [218], напливаючий на ріжучий клин матеріал заготовки в точці C ділиться на два потоки, один з яких переміщається по передній поверхні інструменту, а другий шар, товщиною d , деформується задньою поверхнею ріжучого клину. В цьому випадку реальна поверхня зрізу проходить через точку C і фактична глибина різання t_ϕ не збігається з номінальною товщиною t_p поверхневого зрізу.

Отже, точка C буде точкою розділу всього знятого шару товщиною t_p , а саме: на шар матеріалу, який йде в мікростружку, з фактичною глибиною різання t_ϕ і на шар, який обробляється поверхневим пластичним деформуванням радіусною ділянкою задньої поверхні. Його величина $d \leq r$, тобто $t_p \sim t_\phi + r$, де r – радіус затуплення вершини різця, який змінюється в процесі роботи, особливо в початковий період роботи.

У зоні стружкоутворення відбувається пластична деформація матеріалу, якій передуює пружна. Вона призводить до опускання шару матеріалу, що знаходиться нижче поверхневого зрізу. Після проходження мікрорізця навантаження знімається, і цей шар пружно відновлюється, повертаючись в початковий стан, що призводить до його взаємодії із задньою поверхнею мікрорізця. Величина пружного відновлення d_{np} визначає довжину пружного контакту по задній поверхні ріжучого клину. Більш докладно взаємодію обробленої поверхні із задньою гранню радіусу буде розглянуто далі.

Моделювання процесу ФАБО показало, що ріжуче лезо чавунного мікрорізця інтенсивно зношується в процесі взаємодії із латунної поверхнею,

причому це відбувається вже на самому початку його роботи. Процес зміни геометрії вершини різця відбувається відповідно до принципу пристосовності всієї системи «різець – деталь» [175], відповідно до якого реалізується мінімум енергії мікрорізання. Фотографії мікрорізців з різними передніми кутами γ до (рис.3.2, а) і після (рис.3.2, б) обробки свідчать про утворення затуплення ріжучої кромки.



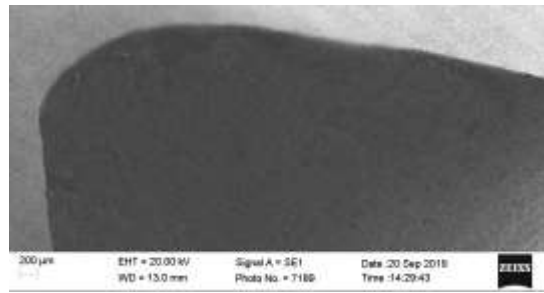
а)



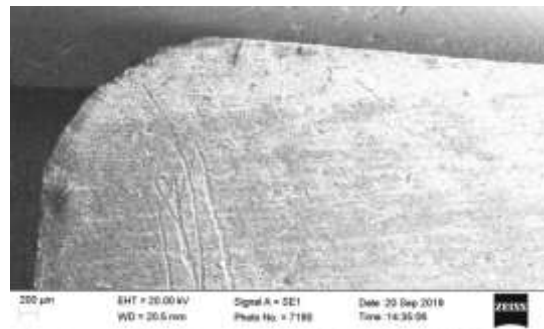
б)

Рис.3.2. Загальний вигляд мікрорізців із чавуну СЧ20 до (а) і після обробки (б) з утворенням радіусу затуплення

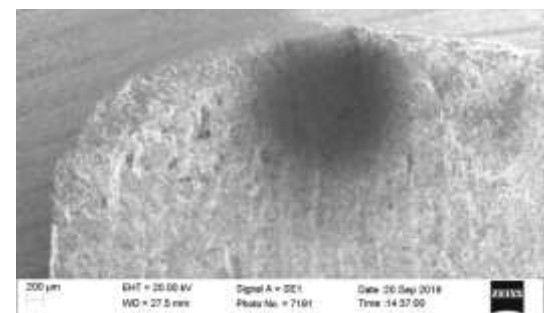
Кількісне значення цього округлення, отриманого при його вимірюванні на скануючому електронному мікроскопі ZEISS EVO 50XVP (рис.3.3), показало вплив переднього кута γ на радіус округлення ріжучої кромки мікрорізця із чавуну СЧ20.



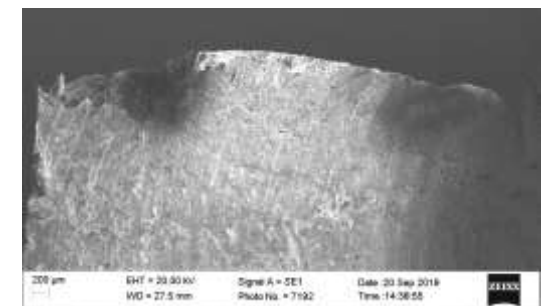
а)



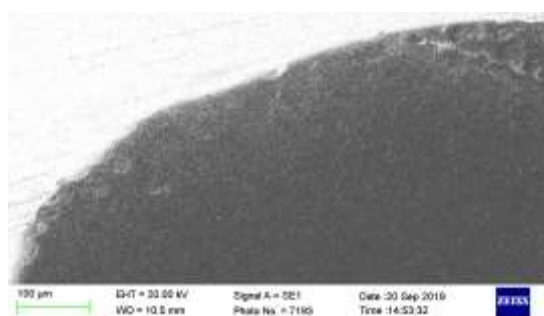
б)



в)



г)



д)

Рис.3.3. Радіус округлення мікрорізця із чавуну СЧ20 при передньому куті різання γ . а) $\gamma = +5^\circ$; б) $\gamma = 0^\circ$; в) $\gamma = -5^\circ$; г) $\gamma = -10^\circ$; д) $\gamma = -15^\circ$, збільшення $\times 50$

Розрахунок відношення радіусу затуплення r до фактичної глибини різання t_ϕ для різних кутів γ показав, що зі зменшенням переднього кута γ радіус затуплення r збільшується (рис.3.4).

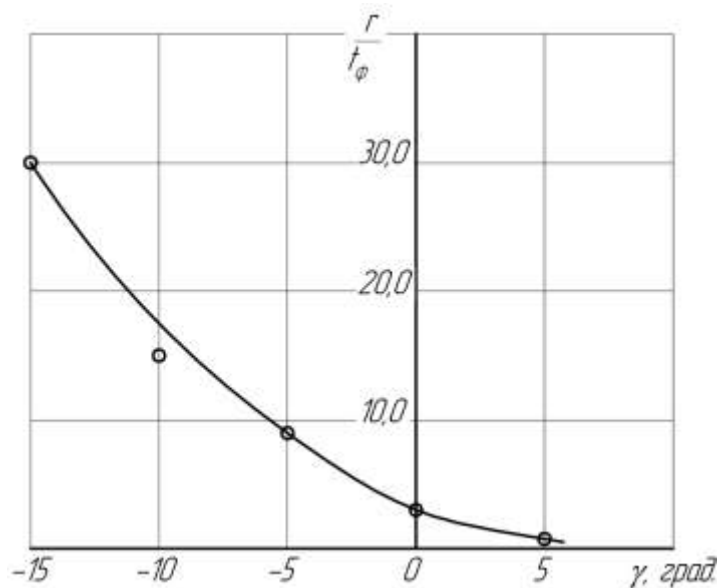


Рис.3.4. Залежність відношення радіусу затуплення ріжучої кромки різця r до фактичної глибини різання t_ϕ від переднього кута різання γ при моделюванні різцем із чавуну СЧ20 при обробці латуні Л63

Аналогічний розрахунок відношення радіусу затуплення r ріжучої кромки різця до повної глибини різання t_p , виконаний за формулою:

$$\frac{r}{t_p} = \frac{r}{t_\phi + r} \quad (3.1)$$

також показав істотний вплив кута γ на радіус затуплення r ріжучої кромки різця (рис.3.5). З рис.3.5 слідує, що мінімальний знос має місце при куті $\gamma = +5^\circ$. При значенні γ від $+5^\circ$ до 0° цей знос зростає, а потім при від'ємних кутах γ інтенсивність його знижується, що обумовлено незначною (дуже близька до 0 при $\gamma = -10^\circ \div -15^\circ$) фактичною товщиною зрізу.

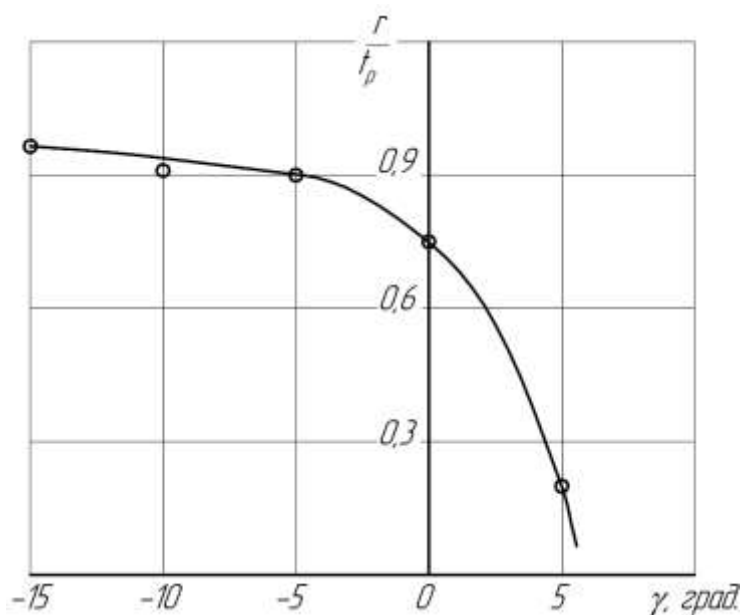


Рис.3.5. Залежність відношення радіусу затуплення ріжучої кромки різця r до повної глибини різання t_p від переднього кута різання γ при моделюванні різцем із чавуну СЧ20 при обробці латуні Л63

Форма і розмір стружки, а також загальний вид ріжучої частини мікрорізця показані в табл.3.1.

Для порівняльного уявлення про вплив власне кута γ на радіус заокруглення r ріжучої кромки і напрямок сходу стружки від матеріалу різця був проведений наступний експеримент. Процес контактної взаємодії виконувався гострозаточеним різцем зі швидкорізальної сталі, що має стійкість ріжучого леза набагато вищу, ніж у різця із чавуну. Після миттєвої зупинки процесу різання вирізалися коріння мікростружки, з яких далі виготовлялися мікрошліфи. Фотографії коренів стружок (рис.3.6) свідчать про те, що при куті $\gamma = +5^\circ$ спостерігається найбільша товщина зрізаного шару і вектор сходу стружки зберігає напрямок передньої поверхні з кутом $\gamma = +5^\circ$ (рис.3.6, а). При $\gamma = 0^\circ$ товщина зрізаного шару помітно зменшується, і вектор сходу стружки зберігає напрямок передньої поверхні з кутом $\gamma = 0^\circ$ (рис.3.6, б). Найменша товщина шару, що зрізається спостерігається при куті $\gamma = -5^\circ$ (рис.3.6, в) і вектор сходу стружки зберігає напрямок передньої поверхні з кутом $\gamma = -5^\circ$.

Таблиця 3.1 – Вид стружки і ріжучої частини мікрорізця після обробки

Кут γ , град.	Форма і розмір стружки	Вид різців до і після обробки
+5		
0		
-5		
-10		
-15	відсутня	



а)



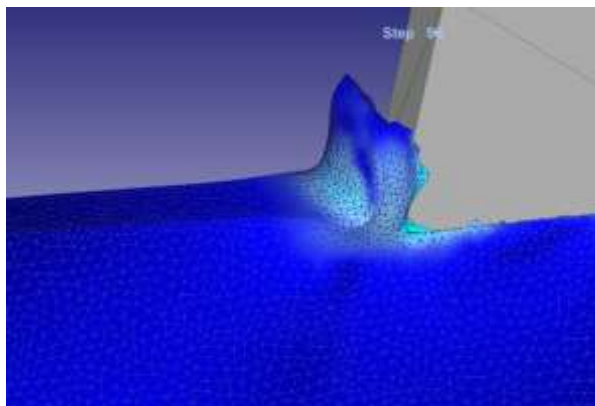
б)



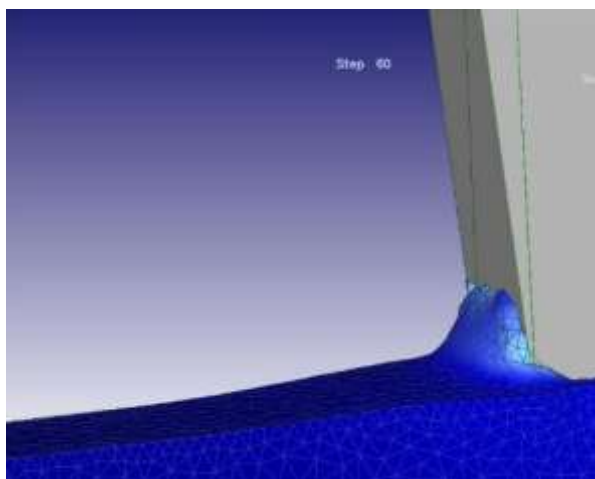
в)

Рис.3.6. Коріння мікростружки, отримані при обробці мікрорізцем при різних передніх кутах різання γ : а) $-\gamma = +5^\circ$; б) $-\gamma = 0^\circ$; в) $-\gamma = -5^\circ$, збільшення $\times 50$

Ефективність процесу мікрорізання на позитивних передніх кутах різання γ підтверджують також дані моделювання стружкоутворення з використанням програмного комплексу DEFORM-3D (рис.3.7).



а)



б)

Рис.3.7. Моделювання стружкоутворення з використанням програмного комплексу DEFORM-3D при різних значеннях переднього кута різання γ . а) $-\gamma = +5^\circ$; б) $-\gamma = -5^\circ$

Слід зазначити, що моделювання стружкоутворення з використанням програмного комплексу DEFORM-3D (рис.3.7) дозволяє отримати тільки кількісну оцінку, яка не враховує механіку процесу. Отримання якісної картини з урахуванням фізики процесу мікрорізання можливо тільки шляхом проведення експериментальних досліджень.

3.2. Дослідження сил мікрорізання при моделюванні процесу ФАБО

Наступним етапом досліджень став розгляд силових параметрів процесу в залежності від умов контактної взаємодії при ФАБО.

Експериментальне визначення залежності силового параметра – сили P_y , яка багато в чому визначає умови протікання мікрорізання, при різних кутах γ , дозволило встановити наступні закономірності.

При позитивних кутах γ вдається досягти досить великих глибин мікрорізання при значно менших зусиллях P_y , які прикладають на оброблювану поверхню (рис.3.8).

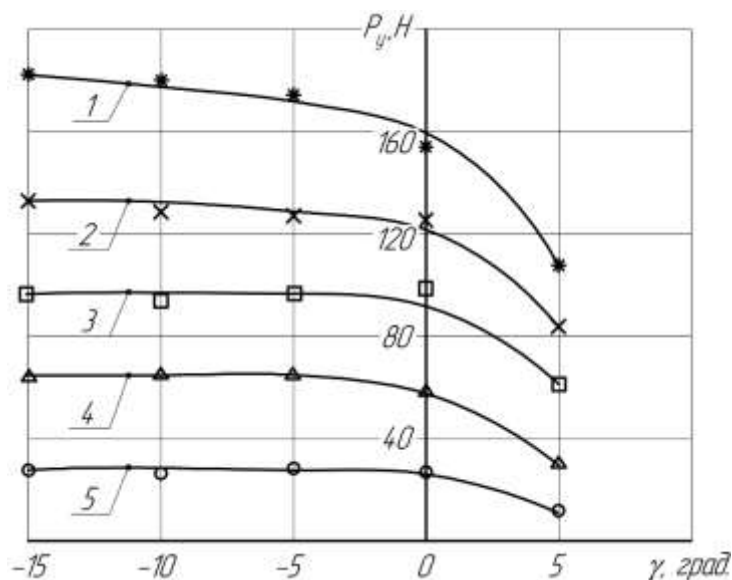


Рис.3.8. Залежність зусилля P_y від кута γ при моделюванні різання різцем із чавуну СЧ20 зразка із латуні Л63 (глибина різання t_p , мм: 1 – 0,6; 2 – 0,4; 3 – 0,3; 4 – 0,2; 5 – 0,1).

Як слідує із рис.3.8 залежність P_y від кута γ має якісно подібний характер при різних товщинах зрізу. Мінімальне значення P_y незалежно від номінальної товщини зрізу спостерігається при куті $\gamma = +5^\circ$. Зі зменшенням кута γ до 0° значення P_y зростає і подальше зменшення кута γ мало впливає на зростання сили P_y . Слід зазначити, що при великих товщинах зрізу ($t_p = 0,4; 0,6$) інтенсивність зміни P_y при γ від 0° до -15° дещо зростає.

Побудова залежності P_y від фактичної глибини різання t_ϕ дала змогу встановити, що залежність $P_y = f(t_\phi)$ має чітко виражений лінійний характер (рис.3.9).

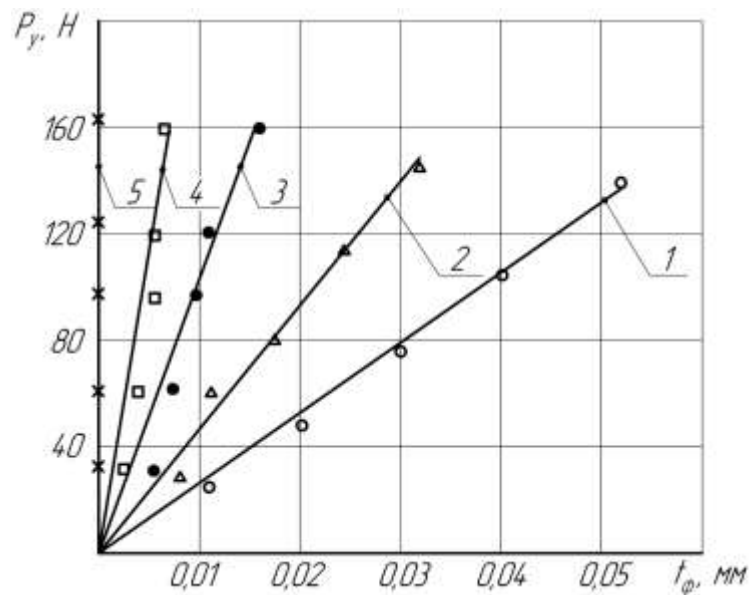


Рис.3.9. Залежність зусилля P_y від фактичної глибини різання t_ϕ при моделюванні мікрорізання різцем із чавуну СЧ20 зразка із латуні Л63 при куті різця γ : 1 – 5° ; 2 – 0° ; 3 – -5° ; 4 – -10° ; 5 – -15°

Зі зменшенням кута γ при постійному зусиллі величина t_ϕ знижується, що пояснюється погіршенням умов різання, різко зростає знос ріжучої кромки з утворенням радіусу затуплення r вершини різця, причому найбільш інтенсивно це відбувається при від'ємних кутах γ .

Виходячи із рис.3.9 зв'язок сили P_y з фактичною глибиною різання t_ϕ можна виразити наступною залежністю:

$$P_y = C_f \cdot t_\phi, \quad (3.2)$$

де C_f – коефіцієнт, що зв'язує зусилля P_y з фактичною глибиною різання t_ϕ в залежності від кута γ (рис.3.10), описується наступним рівнянням:

$$C_f = 86,9\gamma^2 - 883\gamma + 4896.$$

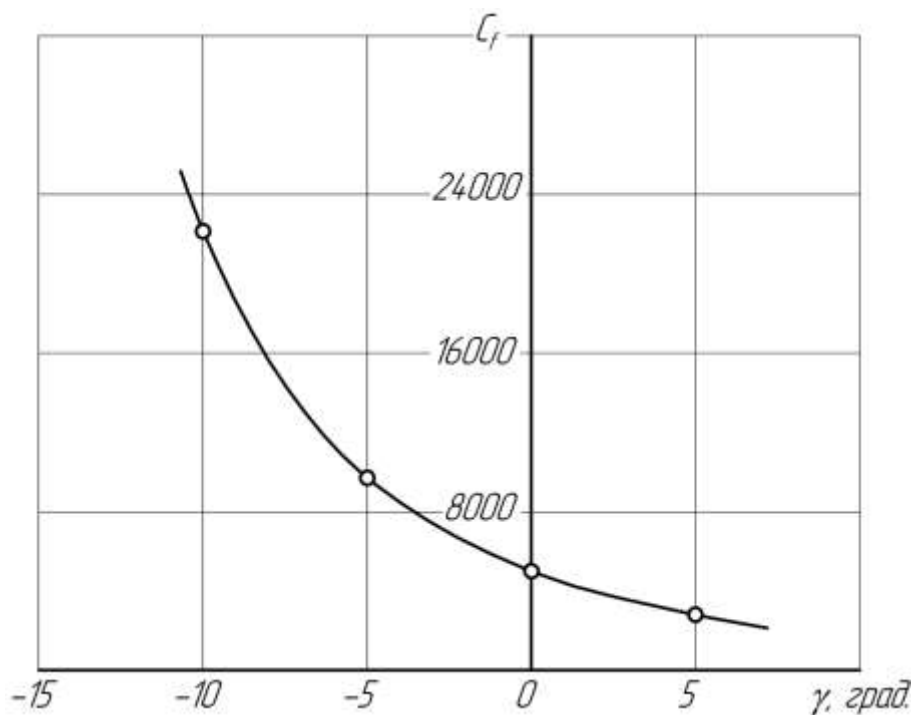


Рис.3.10. Залежність коефіцієнта C_f від кута γ при моделюванні різання різцем із чавуну СЧ20 зразка із латуні Л63

Або

$$P_y = (86,9\gamma^2 - 883\gamma + 4896) \cdot t_\phi. \quad (3.3)$$

Враховуючи залежність (3.3), яка свідчить про наявність пропорційного зв'язку між силою P_y і товщиною зрізу t_ϕ для отримання безрозмірного значення сили можуть бути використані методи теорії подібності і розмірності.

Нормальна складова сили P_n , що визначає технологічне зусилля притискання бруска до заготовки, залежить від: роду натираючого матеріалу, глибини мікрорізання t , ширини стружки B , геометрії мікровиступу (перш за все переднього кута різання γ і радіусу затуплення r), умов тертя, які визначаються коефіцієнтом тертя f .

Механічні властивості зміцнюваного матеріалу добре визначаються таким узагальнюючим параметром як твердість HV . В роботі [175] її використовували для аналізу силових параметрів при деформуючому протягуванні, а в [217] при різанні.

Запишемо функціональну залежність:

$$P_n = P_n(HV, t, B, r, \gamma, \alpha). \quad (3.4)$$

Відповідно до теорії розмірностей [203] вибираємо основні (визначальні) параметри: t (м), HV (Н/м²). Відзначимо, що визначальними вони є не з точки зору ступеня їх впливу на процес різання, а з точки зору незалежності їх розмірностей, так як розмірність одного з них не можна виразити через розмірність іншого. Інші параметри висловлюємо через ці два основні. Лінійні розмірності висловлюємо в одиницях t , а кут γ і коефіцієнт тертя f вже є безрозмірними. Тоді відповідно до [203]:

$$P_n = HV^a \cdot t^b \cdot \overline{P}_n \left[1, 1, \frac{B}{t}, \frac{r}{t}, \gamma, \alpha, f \right]. \quad (3.5)$$

Тут $\overline{P}_n$ є безрозмірною (відносною) силою, яку необхідно визначити із модельного експерименту.

Щоб розмірності лівої і правої частин (3.5) були однаковими, вибираємо показники ступенів: $a = 1$; $b = 2$:

$$P_n = HV \cdot t^2 \cdot \overline{P}_n. \quad (3.6)$$

За принципом суперпозиції очевидно, що $\overline{P}_n$ від ширини різку $\frac{B}{t}$ повинна залежати лінійно. Тоді (3.6) набуває вигляду

$$P_n = HV \cdot t \cdot B \cdot \overline{P}_n \left[\gamma, \alpha, \frac{r}{t}, f \right]. \quad (3.7)$$

У модельному експерименті кут $\gamma = 5^\circ$ був постійним як і коефіцієнт тертя f . Радіус затуплення r визначали експериментально і як показано нижче, він залежить тільки від переднього кута різання γ . Ширина різку $B = 3$ мм у всіх випадках була постійною.

Тоді безрозмірне зусилля:

$$\overline{P}_n \left[\frac{r}{t}, \gamma \right] = \frac{P_n}{HV \cdot t \cdot B}. \quad (3.8)$$

Із формули (3.8) слідує, що безрозмірна сила для кожного кута γ є величиною постійною. Твердість матеріалу бруска – латунь Л63 становить $H = 690 \text{ Н/м}^2$. Залежність $\overline{P}_n$ від γ , що визначена за (3.8), представлена на рис.3.11.

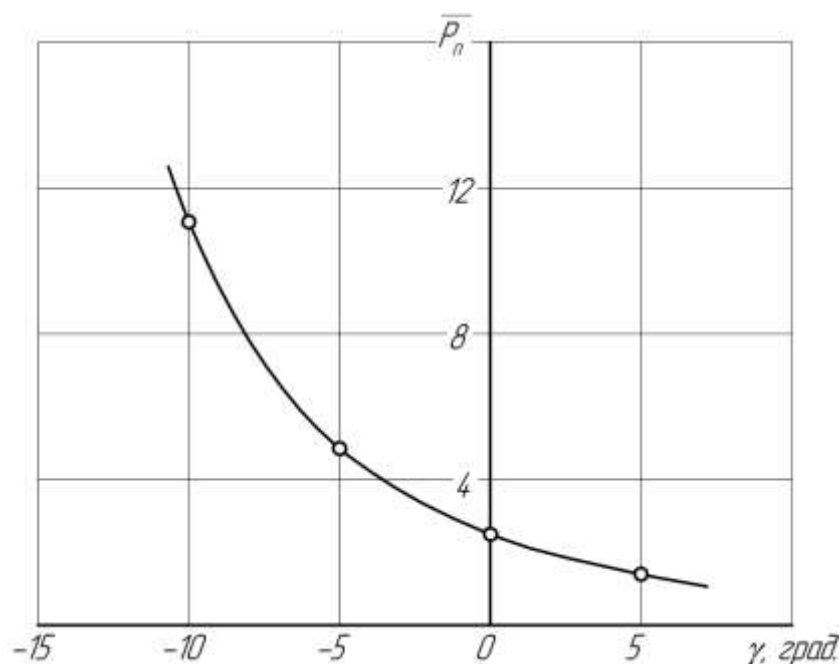


Рис.3.11. Залежність безрозмірної сили $\overline{P}_n$ від кута γ при моделюванні різання різцем із чавуну СЧ20 зразка із латуні Л63

Цю залежність можна апроксимувати аналітичною залежністю (3.9):

$$\overline{P}_n = 0,042\gamma^2 - 0,433\gamma + 2,4. \quad (3.9)$$

Залежність (3.9) дозволяє визначати силу P_y для будь-якого матеріалу і режимів різання, використовуючи залежність (3.8).

Як показано вище (3.5), залежність сили P_y від глибини різання t_p (повної глибини введення мікрорізця) також залежить від безрозмірного геометричного параметру $\frac{r}{t_p}$. При цьому і безрозмірна сила $\overline{P}_n$ також залежить від нього (3.8).

У відповідності із принципом самоорганізації всієї системи мікрорізання, а значить і з принципом мінімуму енергії цього процесу, формування профілю ріжучої кромки як за рахунок мікроруйнування на початковому етапі (рис.3.3, г), так і за рахунок трибозносу в подальшому (рис.3.3, д) має привести до

досить стабільної величини радіусу затуплення r . Отже, геометрія осередку пластичної деформації повинна зберігати геометричну подібність при різних глибинах різання t_p , а значить і при різних значеннях сили P_y .

Тоді, безрозмірний геометричний параметр $\frac{r}{t_p}$ повинен бути постійним і

в разі геометричної подібності осередку мікрорізання відношення $\frac{t_\phi}{t_p}$, $\frac{r}{t_p}$ і $\frac{r}{t_p}$

також повинні бути постійними.

Отже, сила P_y повинна лінійно залежати не тільки від t_p , а й від фактичної глибини знімання матеріалу t_ϕ .

Експериментальні дані (рис.3.9) це добре підтверджують, оскільки видна лінійна залежність P_y від t_ϕ :

$$P_y = C_f \cdot t_\phi.$$

Причому C_f , як слідує із (рис.3.10), залежить тільки від переднього кута різання γ .

Таким чином, всі експериментальні дані моделювання мікрорізання підтверджують правомірність використання принципів подібності та розмірностей для аналізу цього процесу.

3.3. Дослідження технологічних можливостей ФАБО

Розглянемо реальний процес ФАБО і проаналізуємо його технологічні можливості при мікрорізанні. Для цього проаналізуємо зміну товщини різання при моделюванні процесу.

3.3.1. Дослідження товщини мікрорізання

Моделювання процесу ФАБО показало, що ріжуче лезо чавунного мікрорізця інтенсивно зношується на самому початку в процесі взаємодії із латунної поверхнею. Враховуючи крихкість чавуну, це виражається в місцевому сколюванні ріжучої кромки, яке потім стабілізується і знос ріжучої кромки стає рівномірним. Як впливає з рис.3.3, 3.4, інтенсивність зносу

залежить від значення кута γ . Це в свою чергу впливає на фактичну глибину різання t_ϕ , що наочно ілюструється даними, наведеними на рис. 3.12.

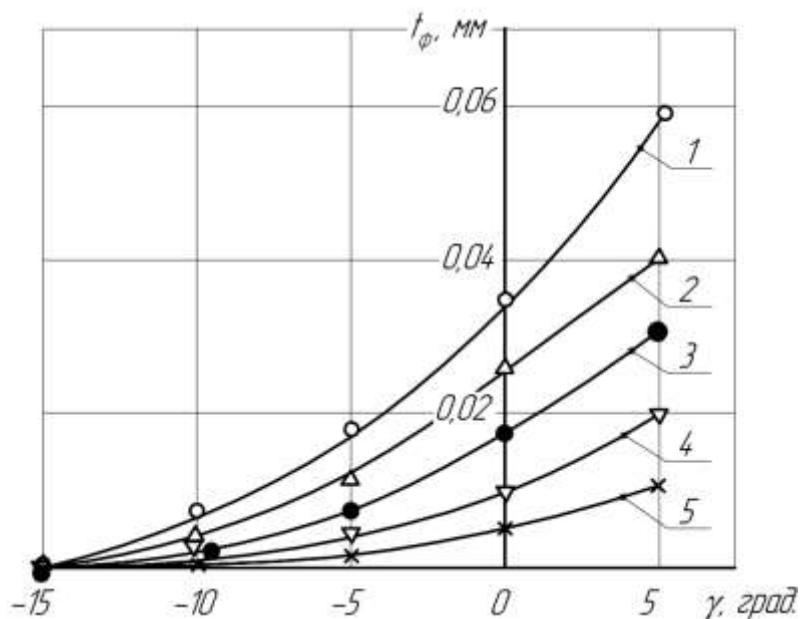


Рис.3.12. Залежність фактичної глибини мікрорізання t_ϕ від переднього кута різання γ при моделюванні мікрорізання мікрорізцем із чавуну СЧ20 поверхні латуні Л63 при номінальних товщинах мікрорізання $t_{ном}$, мм: 1 – 0,6; 2 – 0,4; 3 – 0,3; 4 – 0,2; 5 – 0,1

Із рис.3.12 слідує, що фактична товщина різання при зменшенні значень γ від $+5^\circ$ до -5° зменшується пропорційно куту, а потім монотонно зменшується до 0 при значенні $\gamma = -15^\circ$. Це пояснюється інтенсивним формуванням радіусу зносу ріжучої кромки (рис.3.3). Отже, для інтенсифікації першого етапу стружкоутворення ФАБО (мікрорізання) одиничні мікронерівності оброблюваної поверхні повинні взаємодіяти із латунною поверхнею маючи кут $\gamma \geq 0^\circ$.

Значення об'єму стружки V , що знімається з 1 мм^2 поверхні бруса, представлена на рис.3.13.

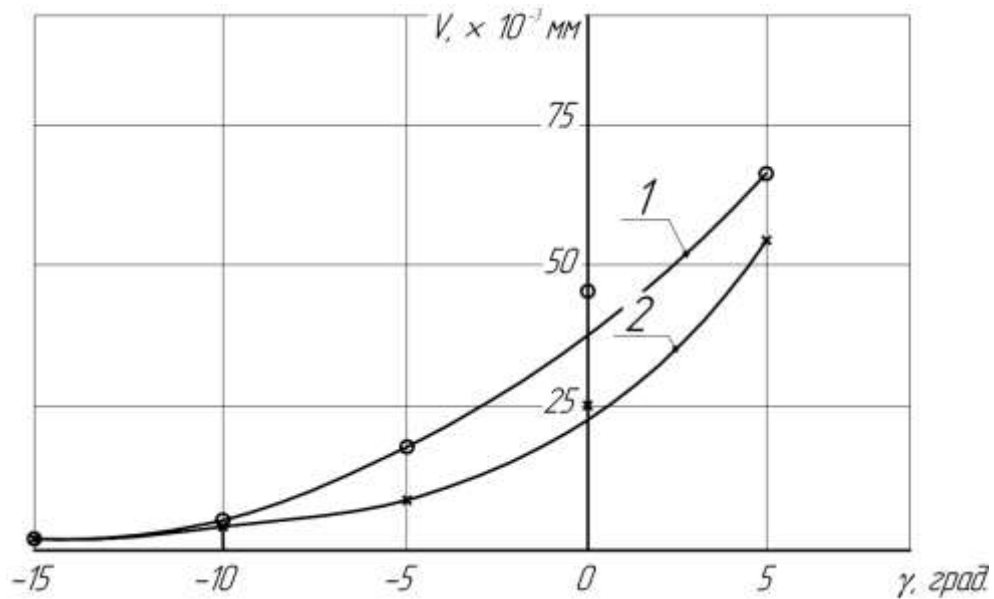


Рис.3.13. Залежність об'єму стружки V з одиниці площі від кута γ при моделюванні різання різцем із чавуну СЧ20 зразка із латуні Л63: 1 – $t_n = 0,6$ мм; 2 – $t_n = 0,4$ мм

Із рис.3.13 слідує, що зі зменшенням кута γ об'єм знятої мікростружки V зменшується незалежно від номінальних товщин різання, наближаючись до 0 при значенні $\gamma = -10^\circ \div -15^\circ$. Таким чином, для ефективного заповнення стружкою мікровпадин між мікровиступами необхідно створювати регулярний мікрорельєф з $\gamma = 5^\circ$.

Для кількісної оцінки ефективності мікрорізання при ФАБО введемо поняття – об'ємний ККД мікрорізання η , який визначається відповідно до залежності:

$$\eta = \frac{t_\phi}{t_p} = \frac{t_\phi}{t_\phi + r}. \quad (3.10)$$

Залежність об'ємного ККД мікрорізання η від кута γ , отримана із використанням встановленої залежності, представлена на рис.3.14.

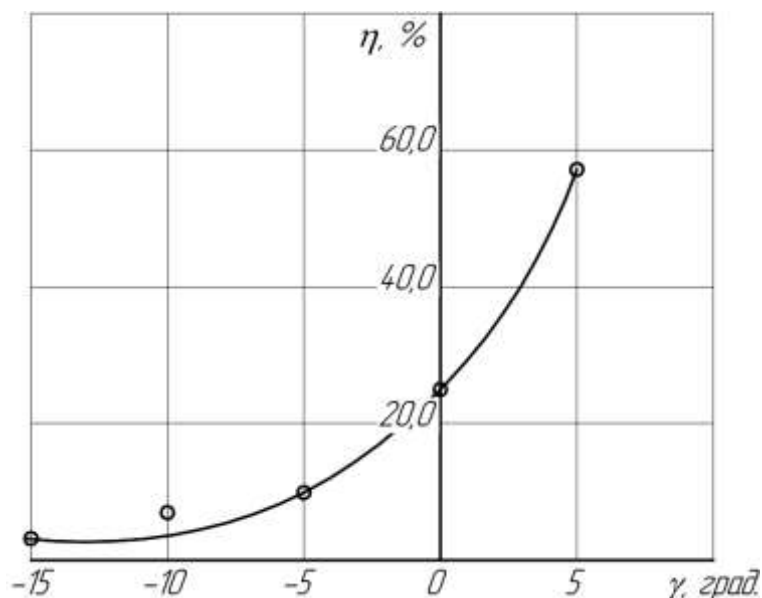


Рис.3.14. Залежність об'ємного ККД мікрорізання η від кута γ при моделюванні різання різцем із чавуну СЧ20 зразка із латуні Л63

Очевидно, що про ефективне мікрорізання при ФАБО можна стверджувати тільки при $\gamma \geq 0^\circ$ (рис.3.14).

3.3.2. Дослідження технологічних можливостей ФАБО

Використання модельного експерименту дозволяє оцінити технологічні можливості мікрорізання в процесі ФАБО.

Нехай сформовано регулярний мікрорельєф поверхні, що обробляється ФАБО. Відстань між мікровиступами дорівнює S , а ширина і довжина латунного бруска, відповідно, B і L .

Якщо технологічна сила притискання інструменту $P_{n\Sigma}$ прикладена в статичному центрі тиску, то сили P_n , що діють на кожну мікронерівність, розподілені рівномірно і однакові на кожному мікровиступі. Значить і фактична глибина мікрорізання t_ϕ буде однаковою для всіх мікрорізців.

Число мікровиступів на оброблюваній поверхні:

$$N = \frac{L}{S}, \quad (3.11)$$

де L – довжина латунного бруска;

S – відстань між мікрорізками.

Сила

$$P_n = \overline{P}_n(\gamma) \cdot B \cdot t_\phi \cdot HV, \quad (3.12)$$

де $\overline{P}_n$ – безрозмірне зусилля мікрорізання, яке визначається згідно залежності (3.9);

B – ширина латунного бруска;

HV – твердість за Віккерсом.

Технологічне зусилля

$$P_{n\Sigma} = P_n \cdot N = \overline{P}_n(\gamma) \cdot HV \cdot B \cdot t_\phi \cdot \frac{L}{S}. \quad (3.13)$$

Тоді товщина шару, що зрізається

$$t_\phi = \frac{P_{n\Sigma} \cdot S}{\overline{P}_n(\gamma) \cdot B \cdot L \cdot HV}. \quad (3.14)$$

Об'єм мікростружки, що зрізається одним мікрорізком

$$V_1 = t_\phi \cdot L \cdot B = \frac{P_{n\Sigma} \cdot S}{\overline{P}_n(\gamma) \cdot HV}. \quad (3.15)$$

Мікростружка заповнює мікрорідину між двома вершинами. Якщо врахувати нещільність заповнення впадини мікростружкою поправочним коефіцієнтом $b_1 > 1$, то

$$V_1 = \frac{P_{n\Sigma} \cdot S \cdot b_1}{\overline{P}_n(\gamma) \cdot HV}. \quad (3.16)$$

Як видно, V_1 не залежить від розмірів натираючого бруска B і L .

Площа поперечного перерізу мікрорідини, що заповнена стружкою

$$S_1 = \frac{V_1}{B} = \frac{P_{n\Sigma} \cdot S \cdot b_1}{\overline{P}_n(\gamma) \cdot B \cdot HV}. \quad (3.17)$$

Якщо S_{01} – площа мікрорідини, то процес її заповнення мікростружкою можна представити наступним чином:

$$\Delta S_1 = \frac{S_1}{S_{01}} \cdot 100\% = \frac{P_{n\Sigma} \cdot S \cdot b_1}{P_n(\gamma) \cdot B \cdot HV} \cdot 100\%. \quad (3.18)$$

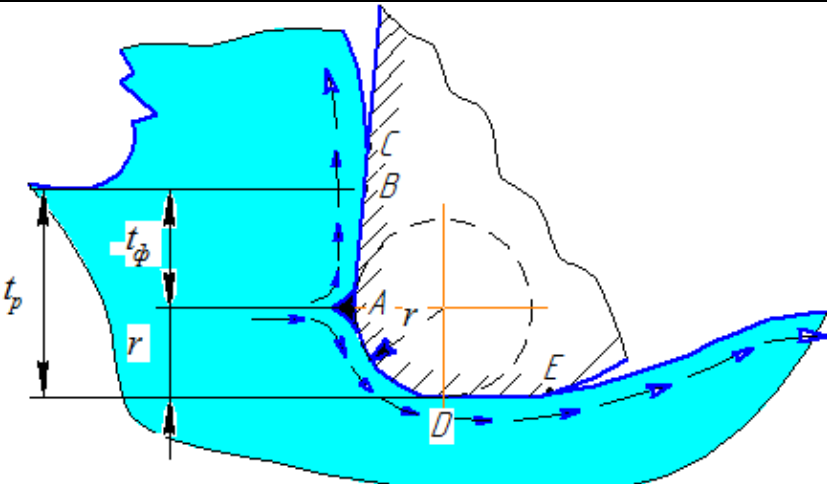
Представлені залежності (3.16–3.18) дозволяють виконувати технологічні розрахунки продуктивності першого етапу ФАБО – мікрорізання.

3.4. Вплив кута γ на дійсну схему взаємодії

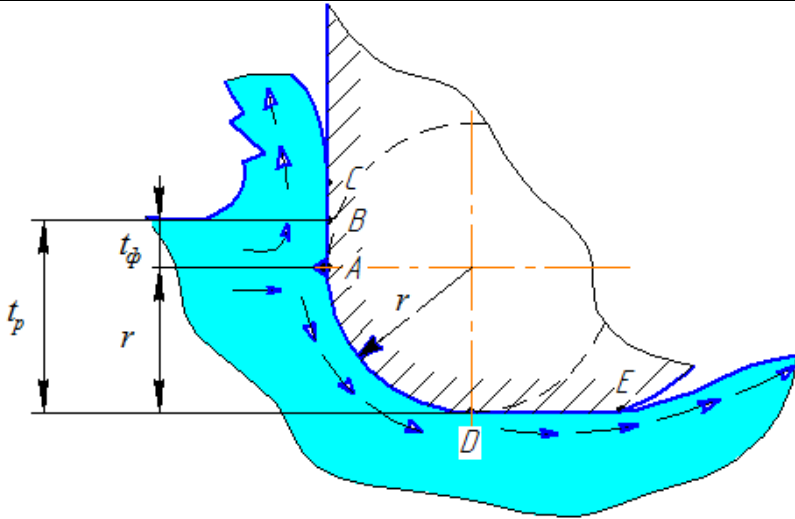
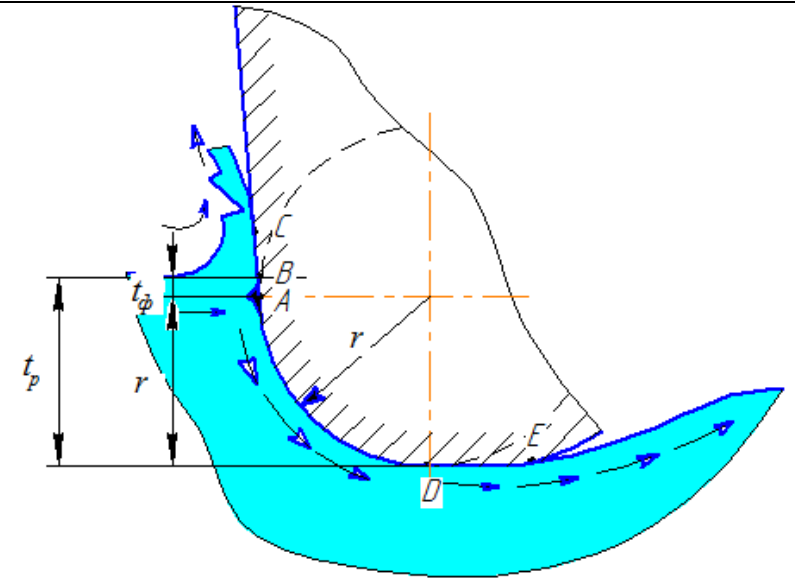
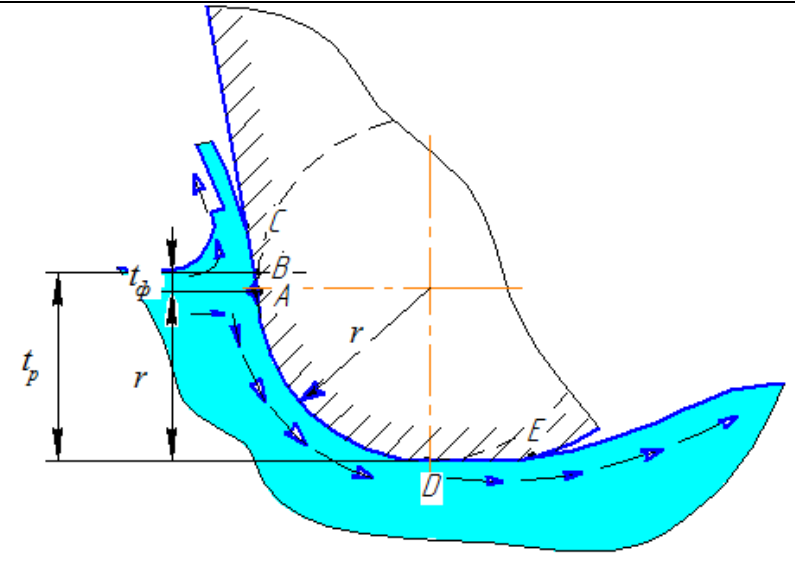
Як впливає із наведених вище результатів, оскільки кут γ істотно впливає на глибину різання, радіус заокруглення ріжучої кромки, то природно, він буде впливати на схему взаємодії контактуючих поверхонь при мікрорізанні.

Отримані експериментальні дані дозволили представити схеми взаємодії інструменту з оброблюваною поверхнею при різних кутах γ (табл.3.2).

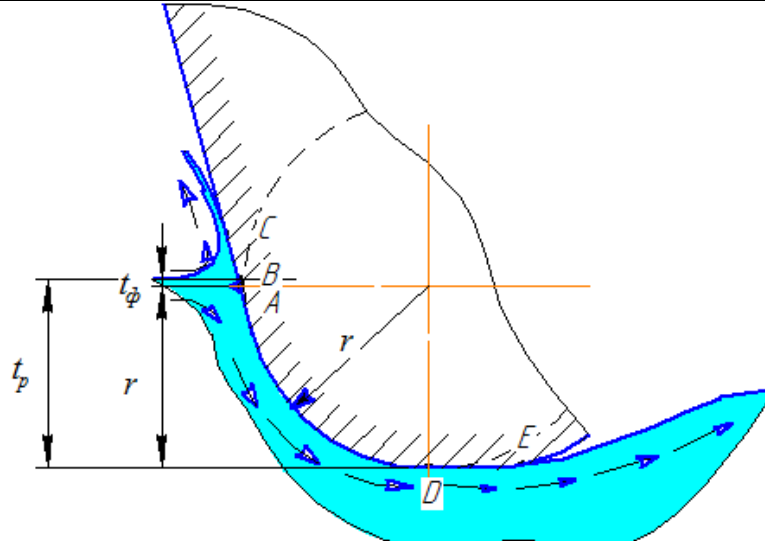
Таблиця 3.2 – Характерні схеми мікрорізання при ФАБО при різних кутах γ

Кут γ , град.	Схема процесу мікрорізання	Встановлені залежності
1 +5	2 	3 $t_\phi = 0,57t_p$ $r = 0,43t_p$

Продовження таблиці 3.2

1	2	3
0		$t_\phi = 0,25t_p$ $r = 0,75t_p$
-5		$t_\phi = 0,1t_p$ $r = 0,9t_p$
-10		$t_\phi = 0,083t_p$ $r = 0,917t_p$

Продовження таблиці 3.2

1	2	3
-15		$t_\phi = 0,032t_p$ $r = 0,968t_p$

Примітка: t_p – повна товщина оброблюваного шару; t_ϕ – фактична глибина різання; r – радіус затуплення вершини різця.

Аналіз представлених схем мікрорізання при ФАБО, отриманих на основі експериментального вивчення геометрії пластичної контактної зони, дозволив встановити наступні закономірності:

- зі зменшенням переднього кута різання γ радіус затуплення ріжучої кромки r збільшується, фактична глибина різання t_ϕ , а отже, і об'єм мікростружки – знижується;

- відношення радіусу затуплення ріжучої кромки r до повної товщини оброблюваного шару t_p залежить тільки від переднього кута різання γ ;

- зі збільшенням повної товщини оброблюваного шару t_p радіус затуплення ріжучої кромки r пропорційно збільшується, тобто безрозмірний радіус затуплення ріжучої кромки $\bar{r} = \frac{r}{t_p}$ залишається постійним, він залежить

тільки від переднього кута різання γ : $\bar{r} = \bar{r}(\gamma)$;

- при постійній товщині оброблюваного шару t_p схема мікрорізання залишається геометрично подібною і залежить тільки від переднього кута різання γ ;

- зменшення переднього кута різання γ сприяє деформаційному зміцненню натираючого матеріалу, що значно впливає на процес мікрорізання за рахунок збільшення натягу на криволінійній ділянці задньої поверхні.

3.5. Аналіз взаємодії задньої поверхні мікровиступу із латунним інструментом

Збільшення радіусу округлення ріжучої кромки інтенсифікує наступний етап процесу ФАБО – взаємодію задньої поверхні інструмента із латунною поверхнею.

У зоні контакту оброблюваного матеріалу на задній поверхні мають місце високі контактні тиски, що перевищують в 3 рази межу текучості латуні і приблизно рівні її твердості по HV . Тому на задній поверхні інструмента утворюється шар пластично зміцненого матеріалу d_{nl} і з'являється плівка із адгезійно-налиплої латуні (рис.3.15, 3.16). На рис.3.15 представлена зона А налипання латуні на задній поверхні чавунного мікрорізця, яка дозволила визначити розміри контактної зони АВЕ (див. рис.3.1).

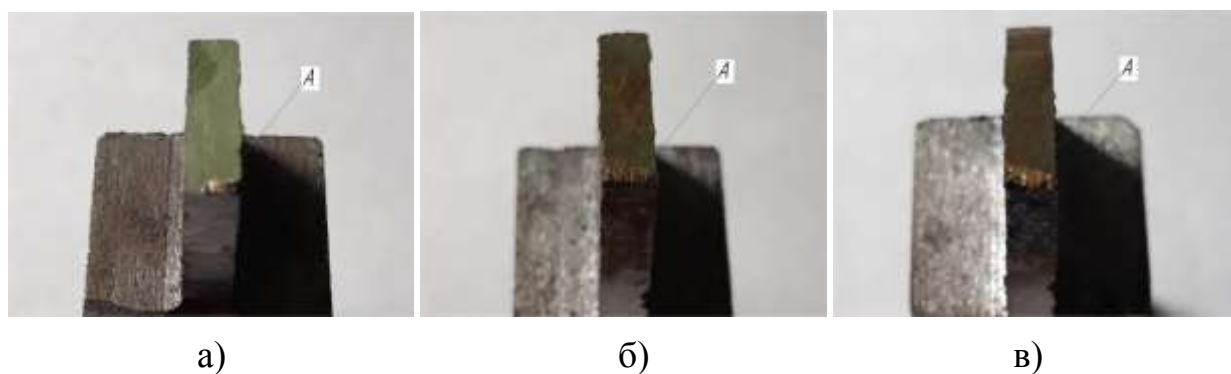


Рис.3.15. Налипання латуні (зона А) на ріжучій кромці мікрорізця із чавуну СЧ20 при натиранні латуні Л63 при передньому куті різання γ : а) $\gamma = +5^\circ$; б) $\gamma = 0^\circ$; в) $\gamma = -5^\circ$

Утворена антифрикційна плівка (рис.3.16) починає грати роль третього тіла, тобто твердого змащення, запобігаючи подальшому затупленню вершин мікронерівностей, а значення радіусу округлення r – стабілізується.



а)



б)



в)

Рис.3.16. Наліпання латуні на задній поверхні різця із чавуну СЧ20 при натиранні латуні Л63 при передньому куті різання γ : а) $\gamma = +5^\circ$; б) $\gamma = 0^\circ$; в) $\gamma = -15^\circ$, $\times 30$

Слід зазначити, що умова взаємодії латуні із задньою поверхнею моделі мікрорізня (вершини мікронерівностей) залежить від кута γ , який в основному і визначає знос ріжучої кромки. Це підтверджується експериментальними даними, наведеними на рис.3.17.

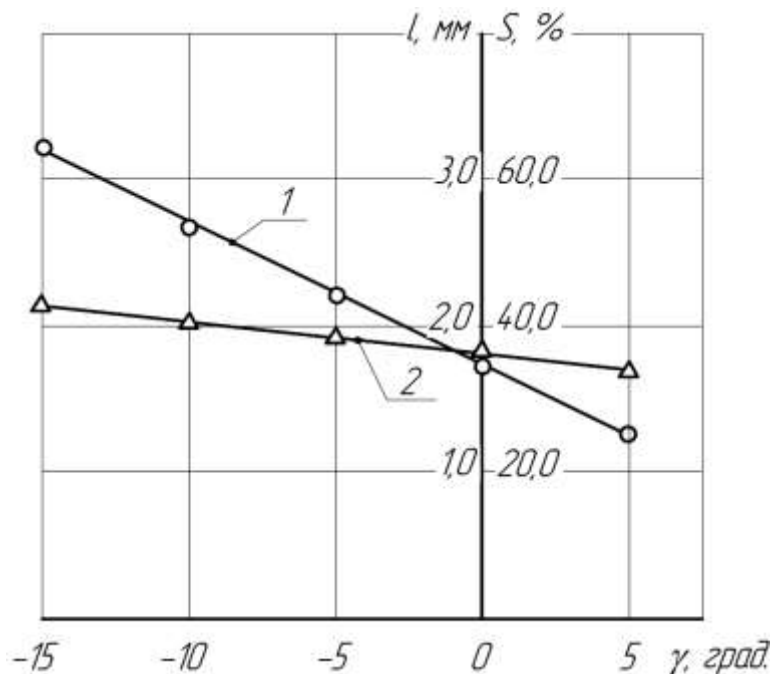


Рис.3.17. Залежність площі покриття латунню поверхні контакту S (крива 1) і довжини контакту l (крива 2) від кута γ при моделюванні мікрорізня із чавуну СЧ20 поверхні латуні Л63 при $t_{ном} = 0,6$ мм

Із рис.3.17 слідує, що протяжність контакту по задній грані l залежить від кута γ , причому зі зменшенням кута γ значення l дещо зростає (рис.3.17, крива 2), що, мабуть, обумовлено відсутністю мікрорізня при значенні $\gamma = -15^\circ$ і як наслідок збільшенням натягу на ділянці CD задньої межі (рис.3.1). При наступних циклах взаємодії, адгезійно закріплений шар латуні грає роль технологічного твердого змащення, інтенсифікуючи процес нанесення антифрикційного покриття і підвищуючи його якість.

Вивчення умов контактної взаємодії показало істотний взаємовплив інструменту (одиничної мікронерівності) і латунної поверхні, з якої відбувається зняття мікростружки. Ця мікростружка, розміщуючись у впадинах мікронерівностей, знижує шорсткість і утворює на другому етапі латунне

покриття. Отже, безпосередньо процес ФАБО необхідно розглядати з позицій системного підходу і принципів самоорганізації [242]. В даному випадку взаємодія одиначної мікронерівності із латунною поверхнею буде нерівноважним термодинамічним процесом, в якому мають місце самоорганізуючі реакції [243].

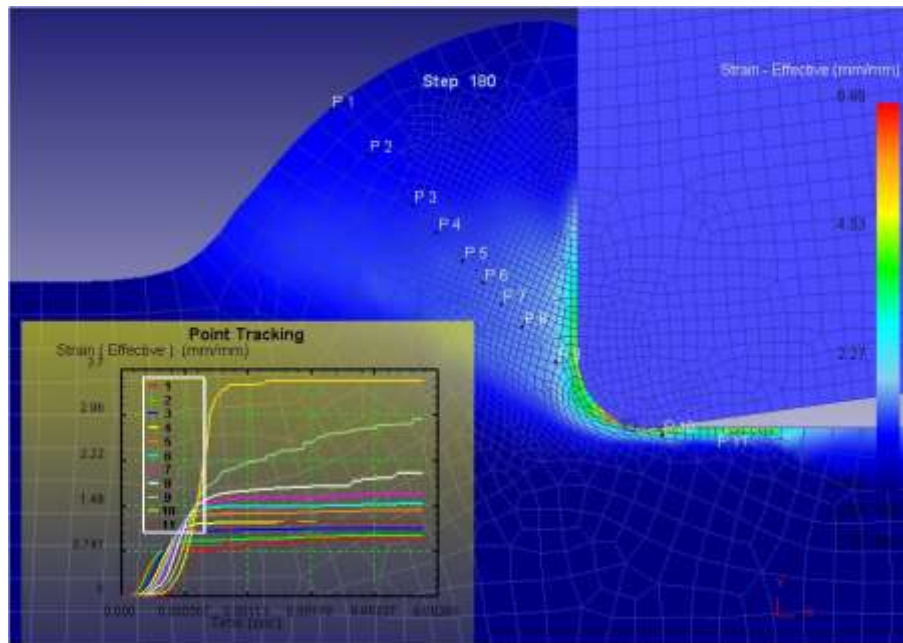
Внутрішнім проявом такої самоорганізації слід очікувати:

- розвиток рівноважної шорсткості (що збігається з експлуатаційною), незалежно від вихідної мікрогеометрії поверхні тертя;
- підвищення фактичної площі контакту, округлення вершин мікронерівностей за рахунок припрацювального зносу;
- отримання зміцненого поверхневого шару і формування сприятливих залишкових напружень.

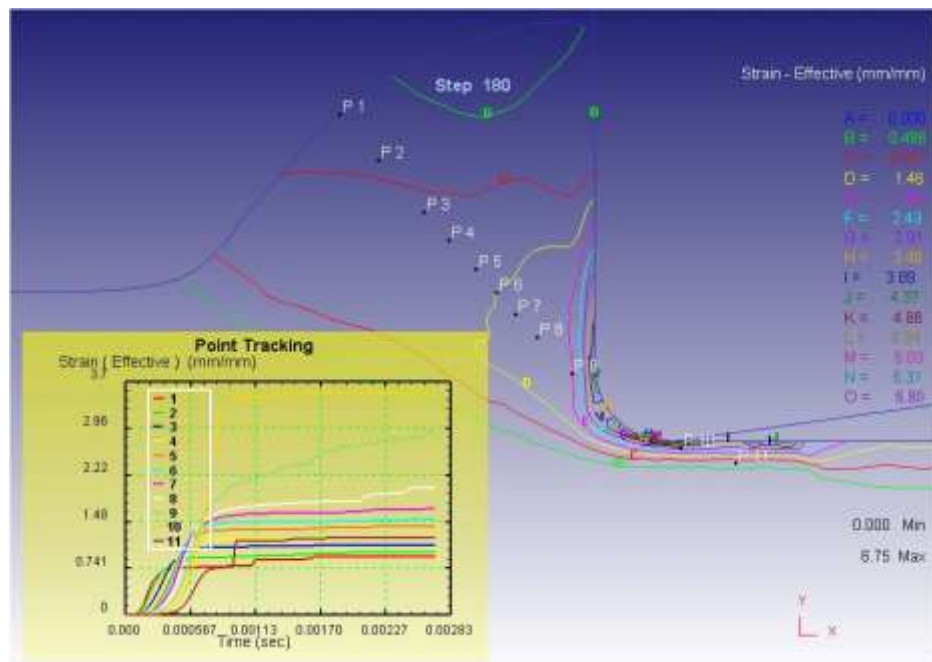
3.6. Результати досліджень механіки мікрорізання за допомогою МСЕ

За допомогою методики симуляції процесу мікрорізання з використанням МСЕ, описаної в п.р.2.4.7, були проведені дослідження НДС та деформаційного зміцнення поверхневого шару латуні в процесі мікрорізання. Розрахунок проводився покроково. Величина кроку визначалася тимчасовим кроком мікрорізання і лишалася незмінною протягом усього розрахункового процесу. Після того, як значення всіх параметрів НДС стабілізувалися (в межах 3%), розрахунок припинявся. На рис.3.18–3.25 представлені основні результати моделювання.

Для практичного використання при проектуванні першого етапу ФАБО – мікрорізання, найбільший інтерес представляє ступінь зміцнення поверхневого шару латунного бруска, яка визначається величиною накопиченої деформації ϵ_0 (Strain Effective), яка свідчить про ступінь зміцнення деформованого матеріалу. Її розподіл в зоні мікрорізання представлено на рис.3.18.



а)



б)

Рис.3.18. Розподіл накопиченої деформації e_0 в зоні мікрорізання: а) – поле розподілу e_0 ; б) – ізолінії e_0

Виконаний розрахунок відповідає таким умовам мікрорізання:

- передній кут $\gamma = 0^\circ$ (як найбільш ефективний з точки зору стружкоутворення, так і з точки зору технологічних можливостей нарізування ріжучого мікропрофілю чавунної поверхні);

- глибина мікрорізання t_p на підставі експериментальних даних (п.р.3.3) приблизно в 2 рази більша за радіус округлення r вершини мікрорізка (для $\gamma = 0^\circ$, $r = 0,06$ мм).

При цьому найважливішим явищем в даному процесі є те, що процес мікрорізання супроводжується на початковому етапі інтенсивним зносом ріжучої кромки. Він відбувається до того моменту, коли вся система «мікрорізець, що зношується – латунний зразок» не приходить до сталого стану самоорганізації [242]. Співвідношення радіусу округлення вершини мікровиступу і глибини різання приймалось відповідно до експериментальних даних $\frac{r}{t_p} \approx 2$, викладених в п.р. 3.3.

На рис.3.18 чітко видно, що глибина зміцненого шару латунної поверхні в кілька разів менша радіусу затуплення вершини мікронерівності $r \approx 0,06$ мм. При цьому спостерігається дуже великий градієнт e_0 за глибиною поверхневого шару. Його максимальні значення поширюються в глибину приблизно на 0,01 мм. Тому такий характер зміцнення не може істотно вплинути на процес мікрорізання при наступних проходах I етапу ФАБО, і тим більше, на його силові характеристики. Це означає, що при повторному мікрорізанні (повторному проході інструменту) вплив деформаційного зміцнення від попереднього проходу є незначним, і його можна не враховувати в технологічних розрахунках.

Розподілення накопиченої деформації та мікротвердості за глибиною зміцненого поверхневого шару представлено на рис.3.19. Вони отримані двома способами: теоретично за допомогою МСЕ (рис.3.18) і експериментально методом вимірювання мікротвердості [226].

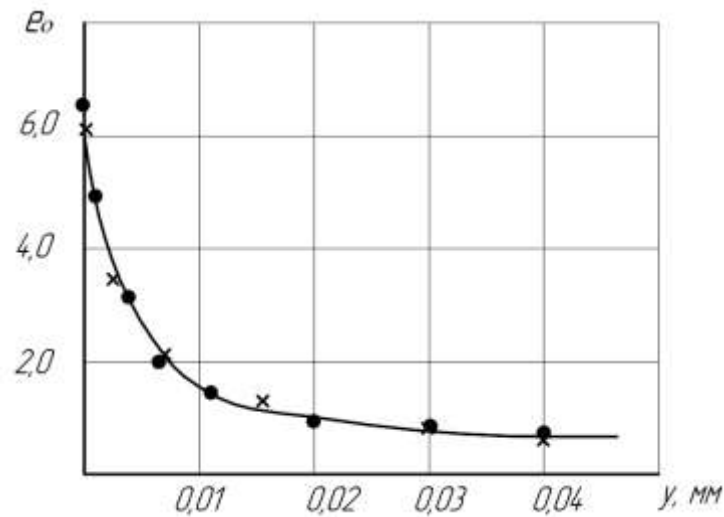


Рис.3.19. Розподіл накопиченої деформації e_0 за глибиною зміцненого поверхневого шару латунного зразка y : ● – за МСЕ; × – за розподілом мікротвердості HV_{10} при навантаженні 10 г

За розподілом мікротвердості – на підставі тарувального графіку, який пов'язує її з величиною інтенсивності напружень σ_0 . У свою чергу σ_0 пов'язано з e_0 за допомогою експериментально отриманої залежності (рис.2.28). На основі експериментального характеру розподілу HV_{10} було отримано розподіл e_0 .

Як видно співпадіння ступеня зміцнення поверхневого шару, що визначалося теоретично і експериментально, цілком задовільно.

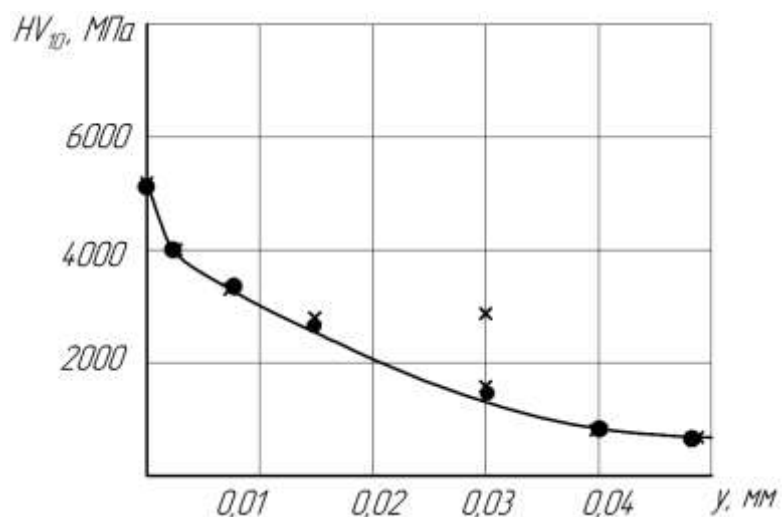


Рис.3.20. Розподіл мікротвердості HV_{10} за глибиною зміцненого поверхневого шару латунного зразка y : ● – за МСЕ; × – за розподілом мікротвердості HV_{10} при навантаженні 10 г

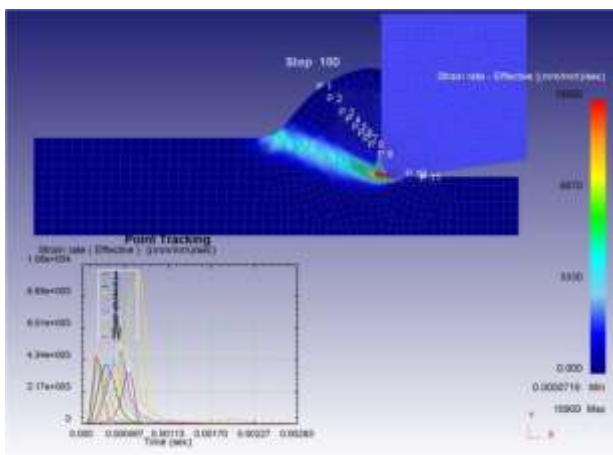
Додатково було вивчено і напружено-деформований стан в зоні мікрорізання за такими параметрами:

- інтенсивність швидкостей деформацій (Straine rate);
- інтенсивність напружень (Stress Effective);
- нормальні напруження σ_x (SX) і σ_y (SY);
- швидкість течії матеріалу (Total Velocity).

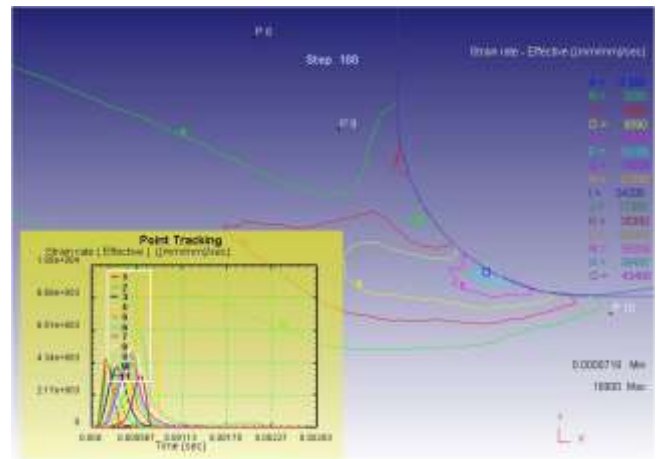
Величина σ_y визначає величину контактних напружень на задній поверхні інструменту – мікрорізця.

Аналіз результатів симулювання процесів мікрорізання дозволив виявити такі їх закономірності.

На рис.3.21 представлено розподіл інтенсивності швидкостей деформації. Чітко видно, що дуже мала область найбільш інтенсивної пластичної деформації розташована у нижній частині округленої поверхні вершини різця. Саме тут, де починається інтенсивна адгезія латуні на чавун, і відбувається деформаційне зміцнення поверхні латунного зразка.



а)

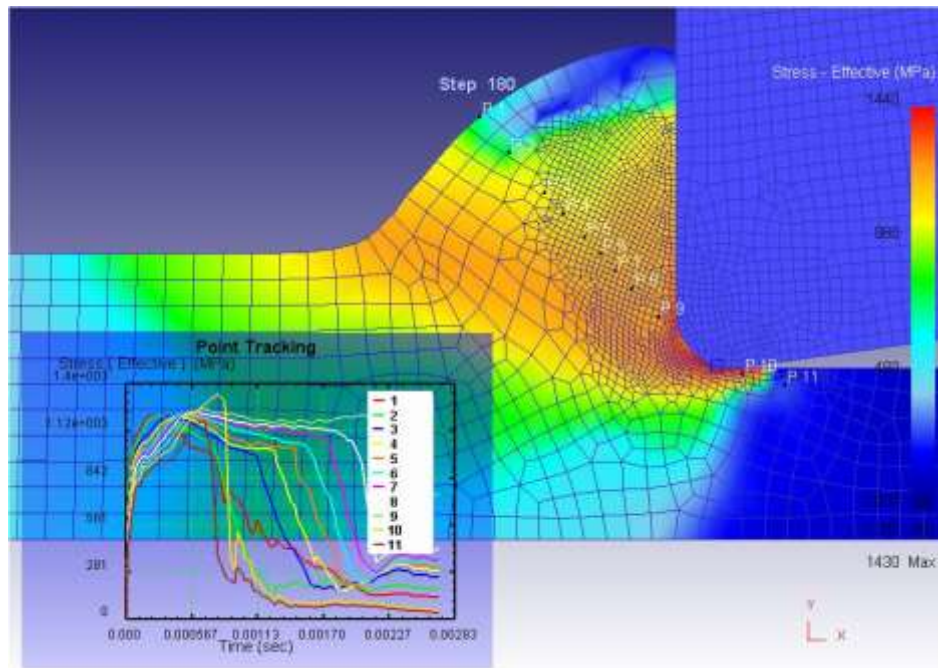


б)

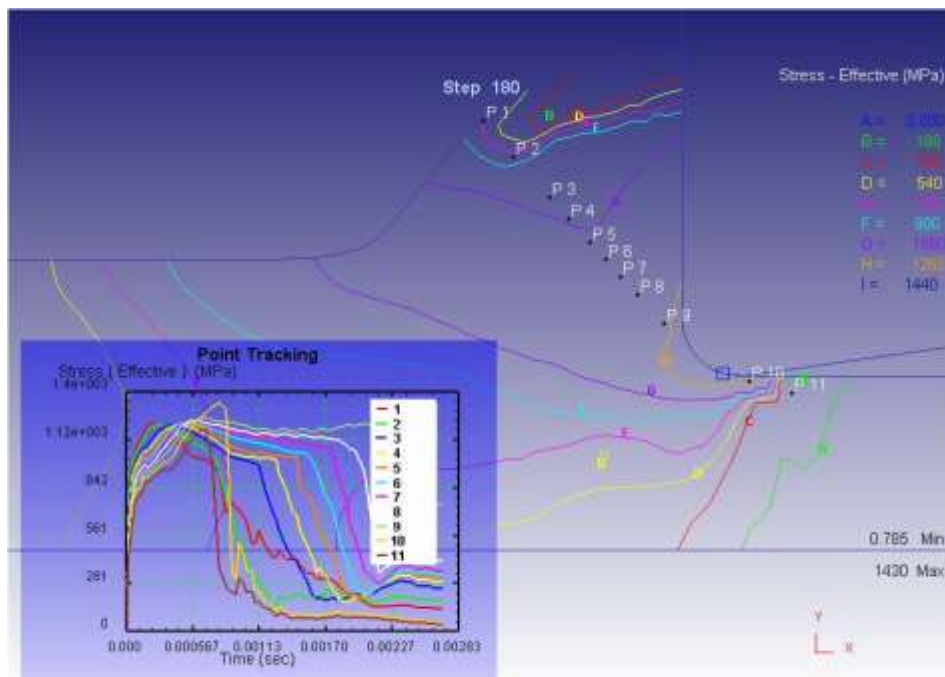
Рис.3.21. Розподіл інтенсивності швидкостей деформацій $\xi = \frac{de_0}{dt}$ в зоні мікрорізання: а) – поле розподілу ξ ; б) – ізолінії ξ

Представлений на рис.3.22 розподіл інтенсивності напружень також добре показує ступінь зміцнення в зоні контакту. Її максимальна величина

$\sigma_0^{\max} = 1440 \text{ МПа} = 1,44 \text{ ГПа}$ також свідчить про дуже високе зміцнення, але дуже тонкого поверхневого шару – близько 0,02 мм.



а)



б)

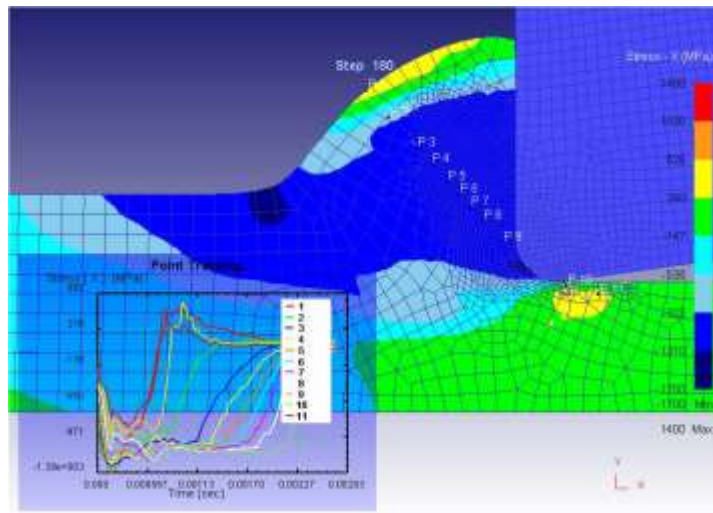
Рис.3.22. Розподіл інтенсивності напружень σ_0 в зоні мікрорізання: а) – поле розподілу σ_0 ; б) – ізолінії

На рис.3.23 представлено розподіл нормальних напружень σ_x і σ_y . Характерною особливістю його розподілу є те, що відразу після виходу з контакту із закругленою радіусною частиною ріжучої мікронерівності на поверхні латунної заготовки в поверхневому шарі латунної заготовки виникають дуже великі **розтягуючі** напруження $\sigma_x \approx 2000$ МПа. Природно, що таке розтягнення латунь витримати не може. Тому в цій надмалій поверхневій зоні повинні виникати мікротріщини, які повинні полегшити процес мікрорізання при наступних проходах на I етапі ФАБО.

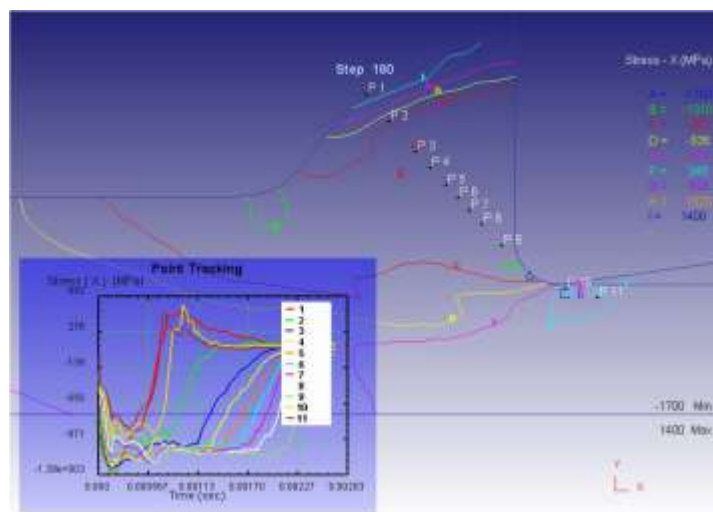
Як видно з рис.3.23, в σ_y в контактній зоні на задній поверхні дуже великі і складають близько 1,4 ГПа. Такий високий контактний тиск і забезпечує налипання латуні на поверхню чавунної деталі в даній області на I етапі ФАБО – мікрорізанні.

На наступних традиційно застосовуваних режимах натирання величини контактного тиску істотно (на порядок) менші цієї величини. Тому стає зрозумілою важливість формування осередків налипання латуні, які мають місце саме на I етапі ФАБО. Надалі саме вони стають основою утворення необхідної антифрикційної латунної плівки на чавунній поверхні.

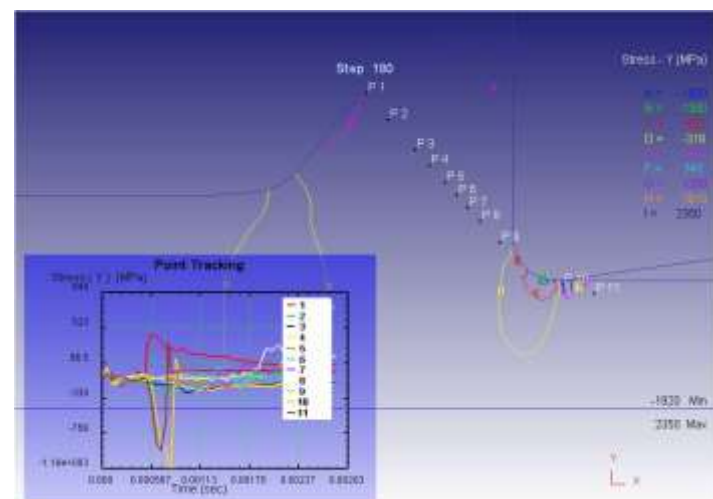
Розподіл температури в зоні мікрорізання показано на рис.3.24. Як видно, її максимальне значення $t \approx 150^\circ\text{C}$ виникає на передній контактній поверхні мікрорізця і це підвищення t не має істотного впливу на термічне знеміцнення поверхневого шару латунного інструменту на I етапі ФАБО. Хоча вплив температури в зоні контакту при подальших етапах адгезійного натирання при ФАБО вимагає додаткового аналізу.



а)

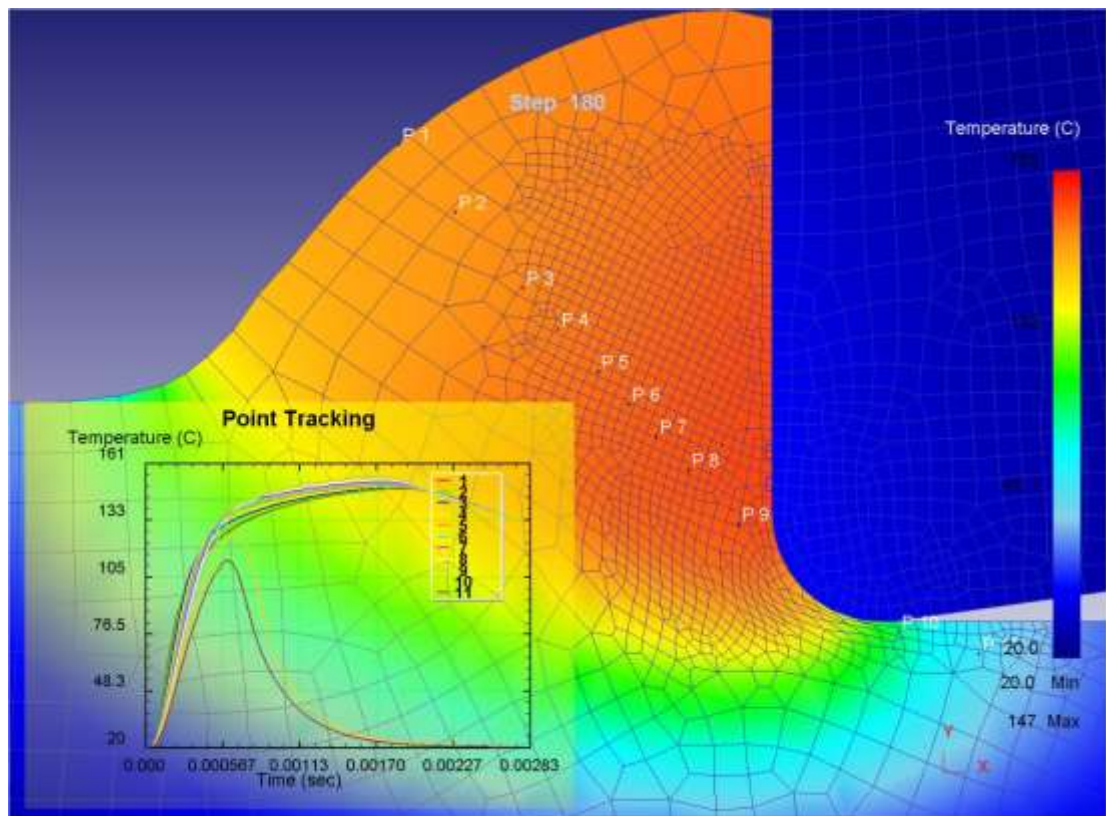


б)

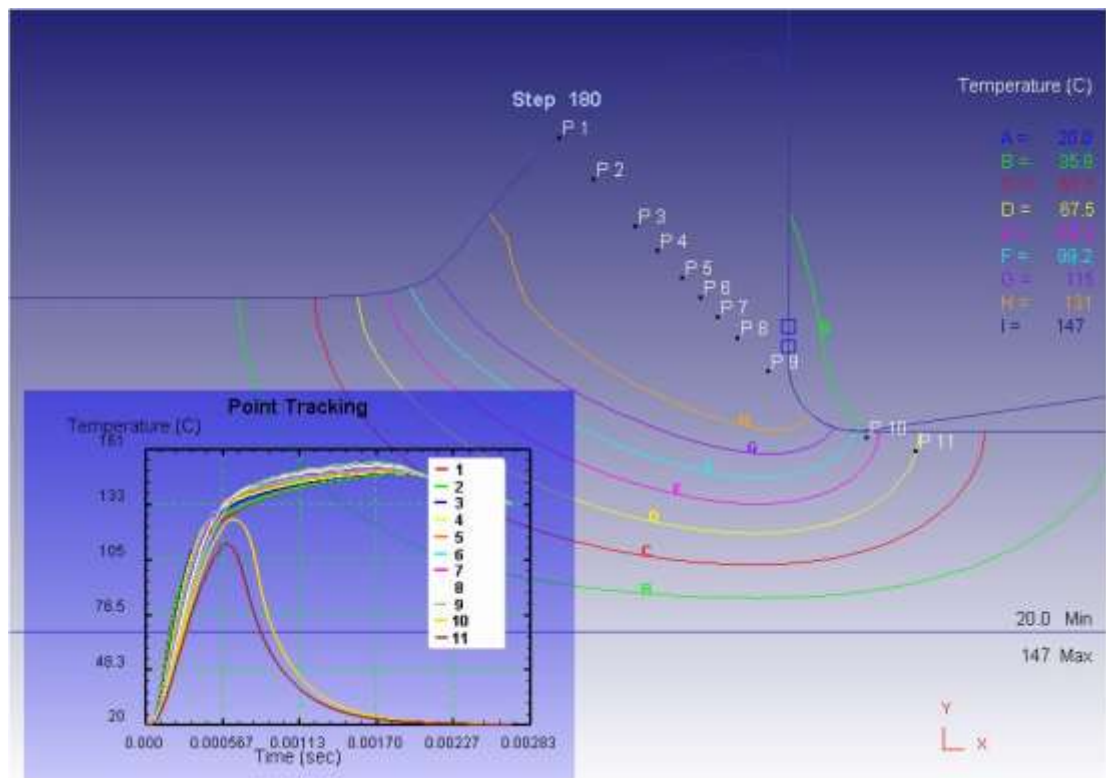


в)

Рис.3.23. Розподіл нормального напруження σ_x (а, б) і σ_y (в) у зоні мікрорізання: а) – поле розподілу; б, в) – ізолінії



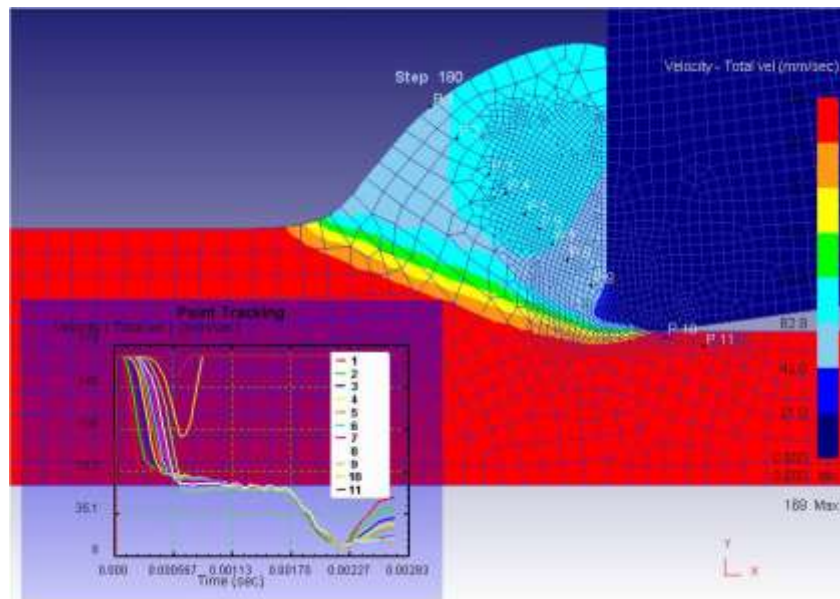
а)



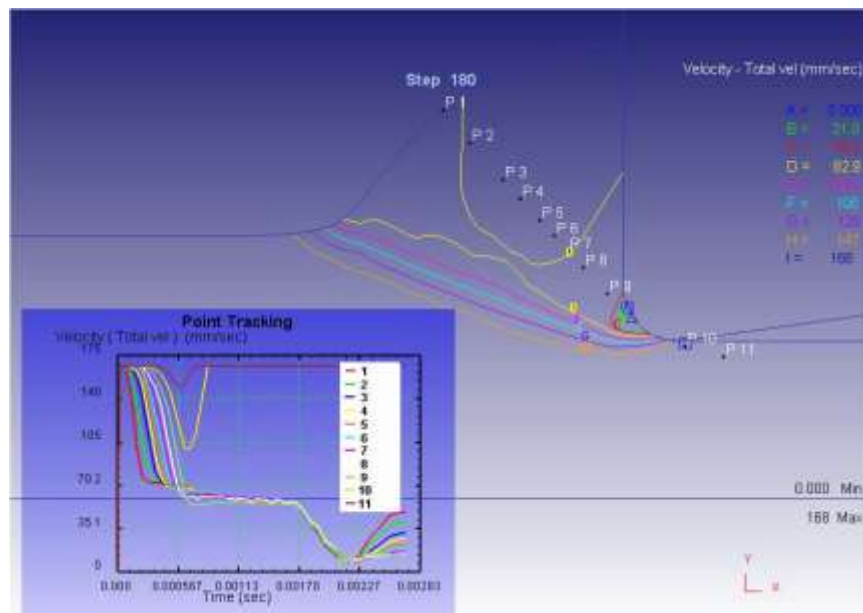
б)

Рис.3.24. Розподіл температури в зоні різання: а) – поле розподілу; б) – ізолінії

На рис.3.25 в якості інформаційного матеріалу представлено поле швидкостей течії в зоні мікрорізання. Добре видно, що в початковій точці округлення затупленої вершини мікрорізця, яке виникає внаслідок самоорганізації складного процесу взаємодії в оброблюваному матеріалі, виникає зона поділу набігаючого матеріалу на мікростружку і на деформаційно зміцнюючий шар обробленої поверхні.



а)



б)

Рис.3.25. Розподіл швидкостей течії в зоні різання: а) – поле розподілу; б) – ізолінії

Таким чином, аналіз механіки деформування поверхневого шару латунного зразка, виконаного за допомогою МСЕ і з урахуванням експериментально встановлених даних дозволив встановити технологічно важливі закономірності:

- дуже велике деформаційне зміцнення латунної поверхні має дуже малу глибину проникнення і не має помітного впливу на процес мікрорізання при наступних проходах I етапу технологічної операції ФАБО;

- відразу за контактною поверхнею в поверхневому шарі виникають дуже великі розтягуючі напруження, що призводить до утворення поверхневих мікротріщин, а значить і до полегшення мікрорізання на наступних проходах;

- на задній поверхні різця виникають дуже великі контактні тиски, що в 3 і більше разів перевищують межу плинності латуні, що викликає її інтенсивне налипання на чавунну оброблювану поверхню і, як наслідок, формування адгезійно міцних осередків майбутнього покриття, які і забезпечать в значній мірі його якість;

- формування тонкого адгезійно міцного підшару на першому етапі ФАБО – мікрорізанні в значній мірі визначає і якість всього отриманого покриття;

- температура в зоні мікрорізання не перевищує 150°C і не викликає термічного знеміцнення.

3.7. Висновки по розділу 3

Аналіз наведеного матеріалу дозволяє сформулювати наступні висновки:

1. Експериментально встановлено закономірності взаємодії мікронеровостей обробленої поверхні з інструментом при ФАБО, які визначаються принципом пристосовності системи «інструмент – заготовка».

2. Доведено, що при взаємодії мікронерівності з латунним інструментом практично відразу відбувається формування затупленої вершини мікронерівності з радіусом округлення, який в подальшому залишається практично незмінним.

3. Формування радіусу округлення на початковому етапі відбувається за рахунок мікроруйнування, який після досягнення оптимального з точки зору мінімуму енергетики процесу мікрорізання відповідно до принципу самоорганізації закінчує своє формування за рахунок зносу від сил тертя. Причому, радіус округлення ріжучої кромки безпосередньо залежить від значень переднього кута різання γ .

4. На задній поверхні моделі різця – мікронерівності, через наявність високих контактних тисків, що в більш ніж три рази перевищують межу плинності латунного зразка, відбувається налипання антифрикційного матеріалу (латуні). Ці ділянки в подальшому будуть грати роль осередків поширення адгезійної латунної плівки на оброблюваній фрикційно-механічним методом поверхні.

5. З точки зору максимальної ефективності процесу мікрорізання і заповнення мікровпадин між мікронерівностями їх геометрія повинна забезпечувати передній кут різання $\gamma = 0 \div +5^\circ$.

6. Виявлені закономірності взаємодії мікронерівностей заготовки з латунним інструментом дозволяють розробити теоретичну модель для першого етапу ФАБО, що забезпечить ефективне протікання процесу мікрорізання і заповнення мікровпадин натираючим матеріалом.

7. Запропоновано розглядати процес ФАБО з позицій системного підходу і принципів самоорганізації, що дозволить прогнозувати досягнення оптимальних параметрів якості поверхневого шару: рівноважній шорсткості, сприятливого мікрорельєфу, необхідних зміцнення і залишкових напружень.

8. Формування тонкого адгезійно міцного підшару на першому етапі ФАБО мікрорізання в значній мірі визначає і якість всього покриття.

4. ДОСЛІДЖЕННЯ ПЛАСТИЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАЛОПЛАСТИЧНИХ МАТЕРІАЛІВ

Для оцінки якості обробленої деталі широко використовують параметр, що характеризує дефектність поверхневого шару – ресурс використаної пластичності [174, 175, 244]. Параметри пластичності є одними із важливих характеристик якості обробленої деталі та її працездатності, особливо в умовах дії циклічних експлуатаційних навантажень, наприклад, для чавунних гільз циліндрів двигунів внутрішнього згорання.

Вивчення цього показника стає особливо актуальним при обробці пластичним деформуванням малопластичних матеріалів і такого конструкційного матеріалу як графітовмісний чавун, можливості пластичної формозміни якого обмежені руйнуванням.

4.1. Технологічне управління ресурсом пластичності при деформуючому протягуванні

Аналіз розрахункової схеми зміни параметрів деформації за один цикл деформування (рис.1.10) показує, що основне накопичення пошкоджень відбувається у позаконтактній зоні перед ділянкою контакту, де має місце напружений стан стиснення в умовах плоскої деформації. Зменшення цієї зони призводить до збільшення ресурсу пластичності оброблюваного матеріалу. Технологічний вплив на розміри цієї зони можна здійснити зміною величини натягу на елемент. Причому, як зазначено у роботі [245], чим менше натяг на елемент, тим менше позаконтактна зона. Тому, при заданій величині сумарної деформації отворів, деформування кожним елементом необхідно здійснювати при мінімально допустимих натягах. Зазначене положення підтверджується експериментальними даними (рис.4.1), наведеними в роботі [180].

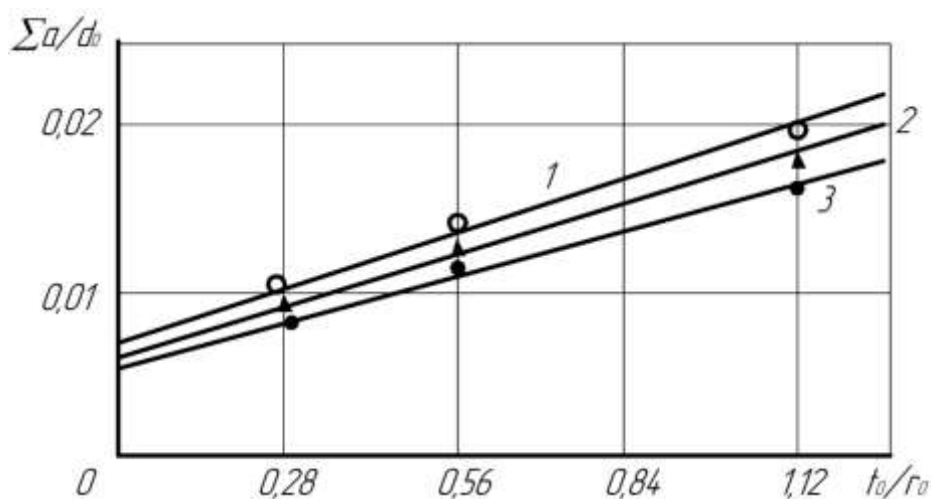


Рис.4.1. Залежність накопиченої деформації до руйнування $\Sigma a / d_0$ від t_0 / r_0 при обробці втулок із чавуну СЧ20 деформуючими елементами з кутом $\alpha = 4^\circ$ і натягами на елемент a / d_0 : 1 – 0,0014; 2 – 0,0028; 3 – 0,0042 [180]

Як слідує з рис.4.1, гранична деформація до руйнування зростає при мінімальних натягах на елемент.

Що стосується позаконтактної зони, розташованої за ділянкою контакту, то виходячи з умов безперервності течії матеріалу на границях контактної і позаконтактних зон, матеріал зі стану потужного об'ємного стиснення в зоні контакту переходить до менш інтенсивного стискання в умовах плоскої деформації [175]. Поява градієнту зміни напруження на границях поділу ділянки контакту і позаконтактної зони за ним, викликає зміну напружень. Це в свою чергу призводить до появи осьових розтягуючих напружень, що різко збільшує накопичення мікрodefektів у позаконтактній зоні і, як наслідок цього, відбувається вичерпання ресурсу пластичності.

Технологічний вплив на параметри позаконтактної зони за ділянкою контакту, згідно роботи [245], можна здійснити зміною кута нахилу твірної робочого конуса – α . Причому, чим менше кут α , тим менше параметри позаконтактної зони. Таким чином, для збільшення ресурсу пластичності при обробці виробів із чавуну необхідно потрібну деформацію здійснювати при мінімально необхідних кутах α і натягах на елемент.

Варіантом технологічного впливу на ресурс пластичності виробів із малопластичних матеріалів є також збільшення товстостінності заготовки при деформуючому протягуванні, а саме – збільшення товстостінності заготовки з чавуну збільшує її пластичність при ДПР (рис.4.1). Тому, при обробці тонкостінних заготовок, ресурс пластичності яких незначний, необхідно збільшувати їх товщину за рахунок розміщення оброблюваних заготовок в додатковий корпус, внутрішній діаметр якого дорівнює зовнішньому діаметру оброблюваної заготовки. Зазначений технологічний прийом збільшить товстостінність заготовки, а отже, і гідростатичний тиск на внутрішню область заготовки, що сприяє збільшенню її пластичності.

Вищенаведені дані вказують на можливість пластичної деформації виробів із чавуну, але для кількісного визначення величини значень граничних деформацій, вибору значень деформації роздачі, залишкової пластичності, необхідно побудувати діаграму пластичності чавуну.

Для побудови діаграми пластичності згідно [171, 173, 177] необхідно виконати механічні випробування досліджуваних матеріалів в умовах простого навантаження і деформування, коли напруження і деформації змінюються пропорційно одному параметру. Для пластичних матеріалів автори [171, 173, 177] рекомендують проведення випробувань на розтяг, кручення, стиснення, а автор [175] – на двовісний розтяг. Для такого малопластичного матеріалу як чавун випробування на розтяг, двовісний розтяг показали практично повну відсутність пластичної деформації, тобто мало місце крихке руйнування зразків. У той же час, при випробуваннях на стиснення, де показник напруженого стану $\eta = -1$, була зафіксована незначна пластична деформація зразків. Незначна пластична деформація (менше 2,5%) присутня і при руйнуванні зразків під час кручення.

Особливістю діаграми пластичності для малопластичних матеріалів, зокрема графітовмісних чавунів, є необхідність створення напруженого стану, що забезпечує істотні від'ємні значення показника жорсткості напруженого стану η , які дозволяють досягти значних пластичних деформацій.

У роботах [246, 247] запропоновані трудомісткі методики випробувань матеріалів в умовах сильного гідростатичного стиснення в камерах високого тиску стиснення із застосуванням складного і коштовного обладнання.

Таким чином, існуючі практично доступні для технологічної практики методики визначення залишкової деформації для малопластичних матеріалів забезпечують значення показника жорсткості напруженого стану тільки в межах $\eta = -1$. Це не дозволяє отримати продовження діаграми пластичності в область сильного гідростатичного стиснення, де можливе досягнення великих пластичних деформацій без руйнування, що дало б можливість вивчати технологічні процеси обробки тиском таких матеріалів.

Отже, виникає необхідність у розробці методики для визначення пластичної деформації до руйнування при значних від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану $\eta \leq -1$. В літературі відсутні дані випробувань при таких показниках напруженого стану.

4.2. Обґрунтування методики побудови діаграми пластичності для малопластичних матеріалів при від'ємних значеннях показників напруженого стану η

Науковою основою розробки такої методики є розгляд НДС трубної заготовки в процесі її рівномірної осадки.

В роботі [175] отримано рішення для деформованого стану трубних заготовок в процесі їх рівномірної роздачі, коли їх поперечні перерізи залишаються пластичними і осьові деформації незмінні по довжині вздовж осі z (рис.4.2):

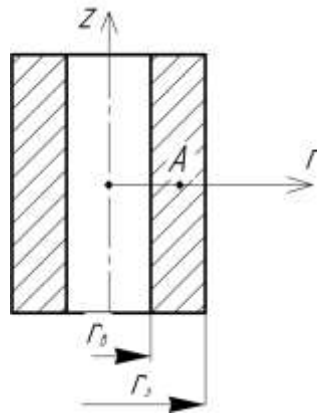


Рис.4.2. Розрахункова схема

$$e_{\varphi} = \left(e_{\varphi_0} + \frac{k}{2} \right) \left(\frac{r_g}{r} \right)^2 - \frac{k}{2}, \quad (4.1)$$

де k – відносна осьова деформація, постійна по всьому об'єму заготовки;

e_{φ} – окружна деформація в т.А з координатою r ;

r_g, r_z – внутрішній і зовнішній радіуси.

Інтенсивність деформації (накопичена деформація) e_0 дорівнює:

$$e_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_{\varphi}^2 + k \cdot e_{\varphi} + k^2}. \quad (4.2)$$

Дане рішення можна застосувати і до випадку осьового стиснення циліндричного зразка, укладеного по зовнішній поверхні в жорстку циліндричну обойму (рис.4.3).

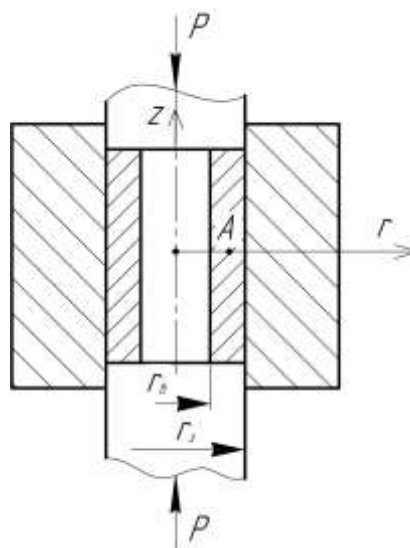


Рис.4.3. Схема осьового стиснення зразка в жорсткій обоймі

Якщо по границям зразка, обойми і стискаючих пуансонів застосувати високоефективне змащування, то силами тертя там можна знехтувати.

При цьому, очевидно, на зовнішній поверхні зразка при $r = r_3$ окружна деформація

$$e_{\varphi_3} = 0. \quad (4.3)$$

Підставляючи ці значення в (4.1), отримуємо

$$e_{\varphi} = \frac{k}{2} \left[\left(\frac{r_H}{r} \right)^2 - 1 \right]. \quad (4.4)$$

Оскільки осьова деформація

$$e_z = k < 0, \quad (4.5)$$

то з умови нестискаємості

$$e_z + e_{\varphi} + e_r = 0 \quad (4.6)$$

отримуємо вираз для радіальної деформації

$$e_r = -\frac{k}{2} \left(\frac{r_3}{r} \right)^2. \quad (4.7)$$

Підставляючи (4.4) і (4.5) у вираз (4.2), отримуємо

$$e_0 = \frac{k}{\sqrt{3}} \sqrt{\left(\frac{r_3}{r} \right)^4 + 3}. \quad (4.8)$$

Напружений стан в зразку, що стискається, визначаємо за відомими в теорії пластичності залежностями.

Будемо розглядати малі деформації. Оскільки всі компоненти тензора деформацій пропорційні одному параметру k , див. (4.1), (4.4), (4.7) і (4.8), то процес деформування є монотонним і можна використовувати більш просту (з математичної точки зору) деформаційну теорію пластичності, яка встановлює наступний зв'язок між тензорами напружень і тензорами деформацій [175]:

$$\sigma_r = \frac{2}{3} \frac{e_r}{e_0} \sigma_0(e_0) + \sigma; \quad (4.9)$$

$$\sigma_{\varphi} = \frac{2 e_{\varphi}}{3 e_0} \sigma_0(e_0) + \sigma; \quad (4.10)$$

$$\sigma_z = \frac{2 k}{3 e_0} \sigma_0(e_0) + \sigma, \quad (4.11)$$

де σ_r , σ_{φ} , σ_z – відповідно радіальне, окружне і осьове напруження;

$$\sigma = \frac{\sigma_r + \sigma_{\varphi} + \sigma_z}{3} \quad (4.12)$$

є гідростатичний тиск (середнє напруження);

$\sigma_0(e_0)$ – інтенсивність напружень, що залежить для зміцненого матеріалу від стану деформування матеріалу зразка – від e_0 . Ця залежність визначається експериментально, а її графічне представлення називається: крива зміцнення, крива течії та ін.;

для незміцненого матеріалу

$$\sigma_0 = \sigma_T = \text{const}, \quad (4.13)$$

де σ_T – межа текучості.

Додатковим рівнянням є диференціальне рівняння рівноваги, яке у разі нашої осесиметричної задачі має вигляд [175]:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_{\varphi}}{r} = 0. \quad (4.14)$$

Після постановки (4.9) і (4.10) воно набуває вигляду

$$d\sigma_r = \left[\frac{2 e_{\varphi}}{3 e_0} \sigma_0(e_0) - \frac{2 e_r}{3 e_0} \sigma_0(e_0) \right] \frac{dr}{r}. \quad (4.15)$$

Підставляючи в нього апроксимацію $\sigma_0(e_0)$, (4.4), (4.7), (4.8) і інтегруючи від r_0 до поточного радіусу r , отримуємо величину σ_r в довільній точці А (рис.4.2).

Величину гідростатичного тиску знаходимо із (4.9):

$$\sigma = \sigma_r - \frac{2 e_r}{3 e_0} \sigma_0(e_0), \quad (4.16)$$

а за (4.10), (4.11) обчислюємо напруження σ_{φ} і σ_z .

На внутрішній поверхні зразка при $r=r_\epsilon$ деформації рівні

$$e_{\varphi\epsilon} = \frac{k}{2} \left[\left(\frac{r_3}{r_\epsilon} \right)^2 - 1 \right]; \quad (4.17)$$

$$e_{r\epsilon} = -\frac{k}{2} \left(\frac{r_3}{r_\epsilon} \right)^2; \quad (4.18)$$

$$e_{0\epsilon} = \frac{|k|}{\sqrt{3}} \sqrt{\left(\frac{r_3}{r_\epsilon} \right)^4 + 3}. \quad (4.19)$$

Оскільки на вільній внутрішній поверхні $\sigma_r = 0$, то із (4.9) отримуємо

$$\sigma = -\frac{2}{3} \frac{e_{r\epsilon}}{e_{0\epsilon}} \sigma_0(e_{0\epsilon}). \quad (4.20)$$

Коефіцієнт жорсткості напруженого стану

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_0(e_0)}. \quad (4.21)$$

Коефіцієнт жорсткості напруженого стану необхідний для оцінки пластичності деформованого матеріалу зразка.

Із (4.20) отримуємо його значення на внутрішній поверхні:

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_0 d(e_0)} = -2 \frac{e_{r\epsilon}}{e_{0\epsilon}} \sigma_0(e_{0\epsilon}). \quad (4.22)$$

Підставляючи в (4.22) вираження (4.7) і (4.8) можна обчислити η в довільній точці А (рис.4.2).

Зокрема, на вільній внутрішній поверхні:

$$\eta = -2 \frac{-\frac{k}{2} \left(\frac{r_3}{r_\epsilon} \right)^2}{\frac{|k|}{\sqrt{3}} \sqrt{\left(\frac{r_3}{r_\epsilon} \right)^4 + 3}} = -\sqrt{3} \frac{\left(\frac{r_3}{r_\epsilon} \right)^2}{\sqrt{\left(\frac{r_3}{r_\epsilon} \right)^4 + 3}}. \quad (4.23)$$

Тут в останньому виразі (4.23) знак мінус поставлений з урахуванням того, що $k < 0$.

У тому випадку, якщо зразок є збірним, що вміщує декілька циліндрів з різних матеріалів, то інтегрування рівняння (4.15) здійснюється від внутрішньої вільної поверхні послідовно для кожного шару.

Так, для прикладу, розглянемо випадок (рис.4.4).

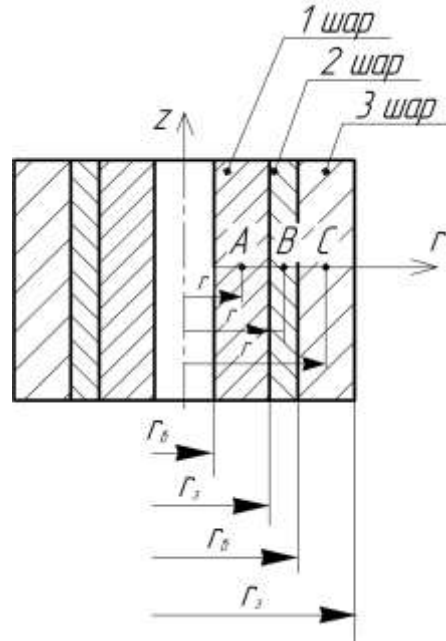


Рис.4.4. Розрахункова схема для збірного зразка

Для т. А:

$$\sigma_r = \int_{r_\theta}^r \frac{2}{3} \left[\frac{e_\phi}{e_0} \sigma_{01}(e_0) - \frac{e_r}{e_0} \sigma_{01}(e_0) \right] \frac{dr}{r}; \quad (4.24)$$

— для т. В:

$$\sigma_r = \int_{r_\theta}^{r_1} \frac{2}{3} \left[\frac{e_\phi}{e_0} \sigma_{01}(e_0) - \frac{e_r}{e_0} \sigma_{01}(e_0) \right] \frac{dr}{r} + \int_{r_1}^r \frac{2}{3} \left[\frac{e_\phi}{e_0} \sigma_{02}(e_0) - \frac{e_r}{e_0} \sigma_{02}(e_0) \right] \frac{dr}{r}; \quad (4.25)$$

— для т. С:

$$\sigma_r = \int_{r_\theta}^{r_1} \frac{2}{3} \left[\frac{e_\phi}{e_0} \sigma_{01}(e_0) - \frac{e_r}{e_0} \sigma_{01}(e_0) \right] \frac{dr}{r} + \int_{r_1}^{r_2} \frac{2}{3} \left[\frac{e_\phi}{e_0} \sigma_{02}(e_0) - \frac{e_r}{e_0} \sigma_{02}(e_0) \right] \frac{dr}{r} + \int_{r_2}^r \frac{2}{3} \left[\frac{e_\phi}{e_0} \sigma_{03}(e_0) - \frac{e_r}{e_0} \sigma_{03}(e_0) \right] \frac{dr}{r}, \quad (4.26)$$

де $\sigma_{01}(e_0)$, $\sigma_{02}(e_0)$ і $\sigma_{03}(e_0)$ є апроксимації кривих зміцнення матеріалів, відповідно, першого, другого і третього циліндричних шарів збірного зразка.

Гідростатичний тиск σ визначається з (4.9) з урахуванням знайденого σ_r :

$$\sigma = \sigma_z - \frac{2}{3} \frac{e_r}{e_0} \sigma_0(e_0). \quad (4.27)$$

Підставляючи (4.27) в (4.10) і (4.11) знайдемо значення σ_φ , σ_z .

Для того, щоб розрахувати повне зусилля стиснення P необхідно виконати інтегрування по площі поперечного перерізу зразка

$$P = \int_{r_0}^{r_H} \sigma_z \cdot 2\pi r dr. \quad (4.28)$$

$$\text{Напруження } \sigma_z = \frac{2}{3} \frac{k}{e_0(r)} \cdot \sigma_0(e_0(r)) + \sigma_r$$

$$dP = \sigma_z \cdot 2\pi r dr.$$

Тоді з виразу (4.28)

$$P = 2\pi \int_{r_0}^{r_H} \sigma_z \cdot r dr. \quad (4.29)$$

4.3. Розрахунок НДС при осадці трубчастого зразка із чавуну

Розроблена модель стиснення чавунного трубчастого зразка дозволила здійснити розрахунок його НДС згідно блок-схеми (рис.4.5).

При підготовці матеріалів до розрахунку, апроксимуємо експериментально отриману криву зміцнення чавуну СЧ20 залежністю $\sigma_0 = a(e_0)^b$. Параметри a і b визначали методом найменших квадратів: $\sigma_0 = 952,42 \cdot e_0^{0,167}$.

Розрахунки проводили з постійним кроком осьової деформації $k = 0,1$ згідно запропонованого алгоритму (рис.4.5). На рис.4.6 показана зміна параметрів тензора деформації, напружень, гідростатичного тиску, показника жорсткості напруженого стану відносно радіуса отвору в зразку із чавуну СЧ20 в межах $1 \leq r \leq 3$, тобто від внутрішньої поверхні отвору до зовнішньої поверхні зразка.

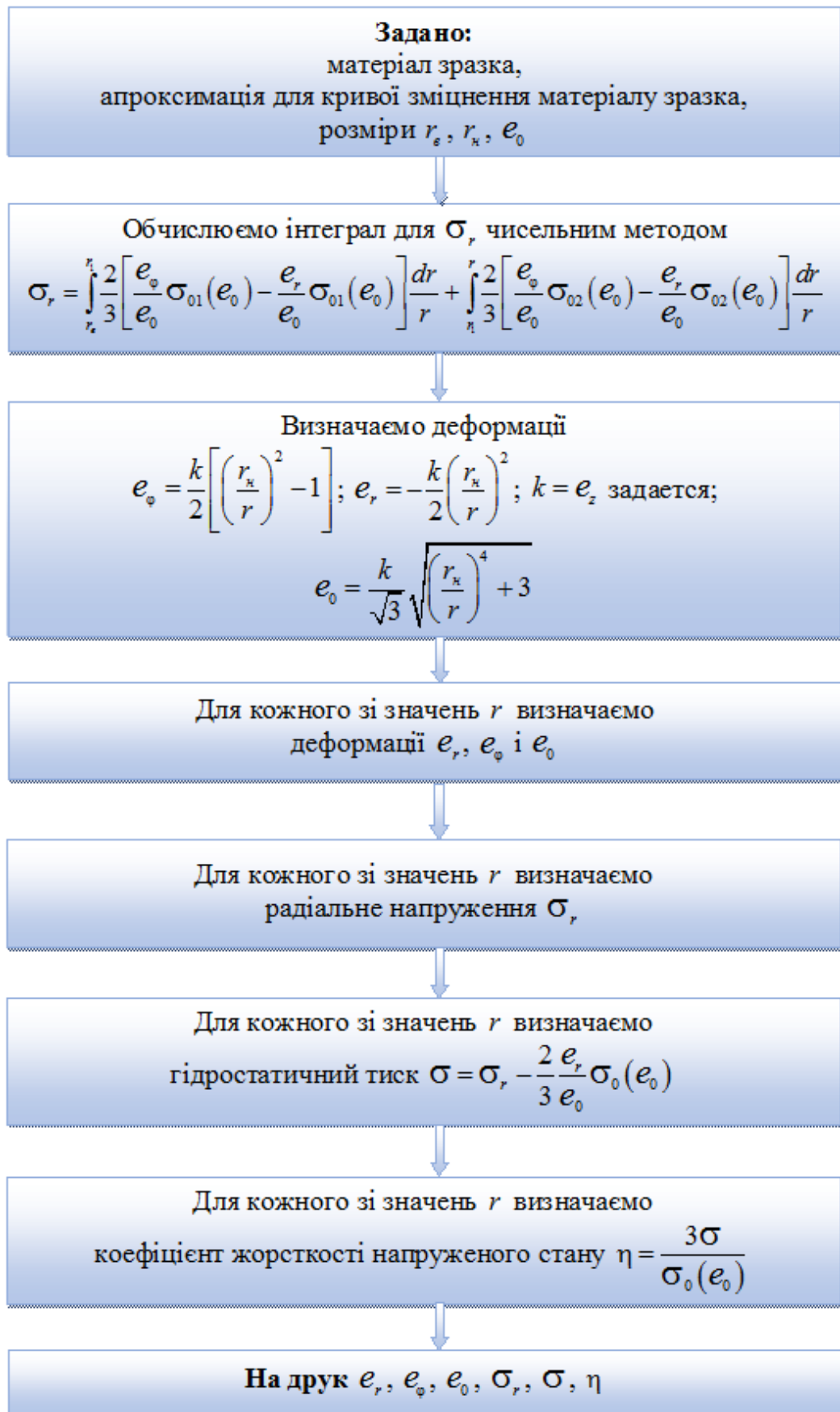


Рис.4.5. Блок-схема розрахунку параметрів НДС при осадці трубчастого зразка

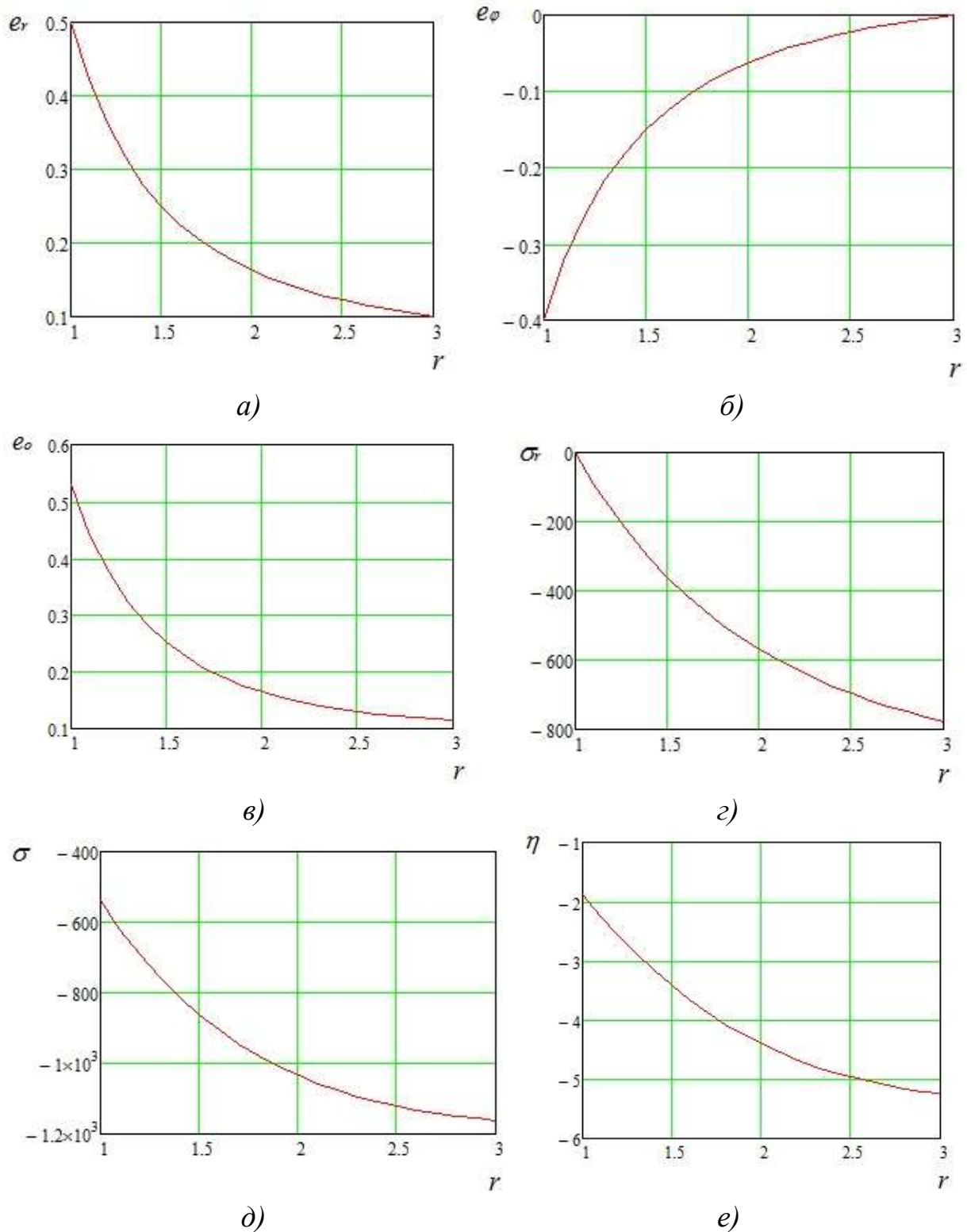


Рис.4.6. Зміна параметрів тензорів деформацій, напружень, гідростатичного тиску і показника жорсткості напруженого стану від радіусу заготовки із чавуну в межах $1 \leq r \leq 3$: а) – радіальної деформації e_r ; б) – окружної деформації e_ϕ ; в) – інтенсивності деформацій e_o ; г) – радіального напруження σ_r ; д) – гідростатичного тиску σ ; е) – показника жорсткості напруженого стану η

Як слідує із рис.4.6, *а*, радіальна деформація монотонно зменшується від свого максимального значення, що відповідає радіусу внутрішньої поверхні отвору, до мінімального значення, яке відповідає зовнішній поверхні зразка. У той же час через обмеження переміщення жорсткої зовнішньої обойми, окружна деформація має від'ємне значення з максимумом по модулю на внутрішній поверхні отвору, а на зовнішній воно дорівнює нулю (рис.4.6, *б*).

Максимальне значення інтенсивності деформації (рис.4.6, *в*) відповідає мінімальному значенню радіусу, тобто поверхні отвору зразка, мінімальне її значення відповідає зовнішній поверхні зразка.

Що стосується радіального стискаючого напруження σ_r (рис.4.6, *г*), то на внутрішній поверхні отвору зразка воно дорівнює нулю, а в міру збільшення радіусу, його значення по модулю зростає, досягаючи свого максимуму на зовнішній поверхні зразка. Протилежним чином веде себе гідростатичний тиск (рис.4.6, *д*). Його максимальне від'ємне значення має місце при мінімальному радіусі зразка, а мінімальне відповідає максимальному радіусу зразка.

Коефіцієнт жорсткості напруженого стану η (рис.4.6, *е*) змінює своє значення по товщині стінки від мінімального за модулем при $r = 1$, $\eta \approx -2$ до максимального значення при $r = 3$, $\eta \approx -5$. Слід зазначити, що всі значення η від'ємні. Така зміна вказує на можливість отримання різних від'ємних значень η в залежності від товщини стінки зразка.

Тому виконували розрахунки, при яких радіус зразка r змінювався в наступних межах $1 \leq r \leq 2$; $1 \leq r \leq 2,5$; $1 \leq r \leq 5$ (рис.4.7-4.9). Результати розрахунків згідно зазначених діапазонів дозволили встановити вплив радіусу на параметри напруженого стану (рис.4.10). Отримані залежності (рис.4.10) свідчать, що параметри e_r , e_φ , e_0 , σ_r , σ і η змінюються пропорційно радіусу. Це дозволяє управляти цими параметрами, що особливо важливо при виборі необхідного значення показника жорсткості напруженого стану.

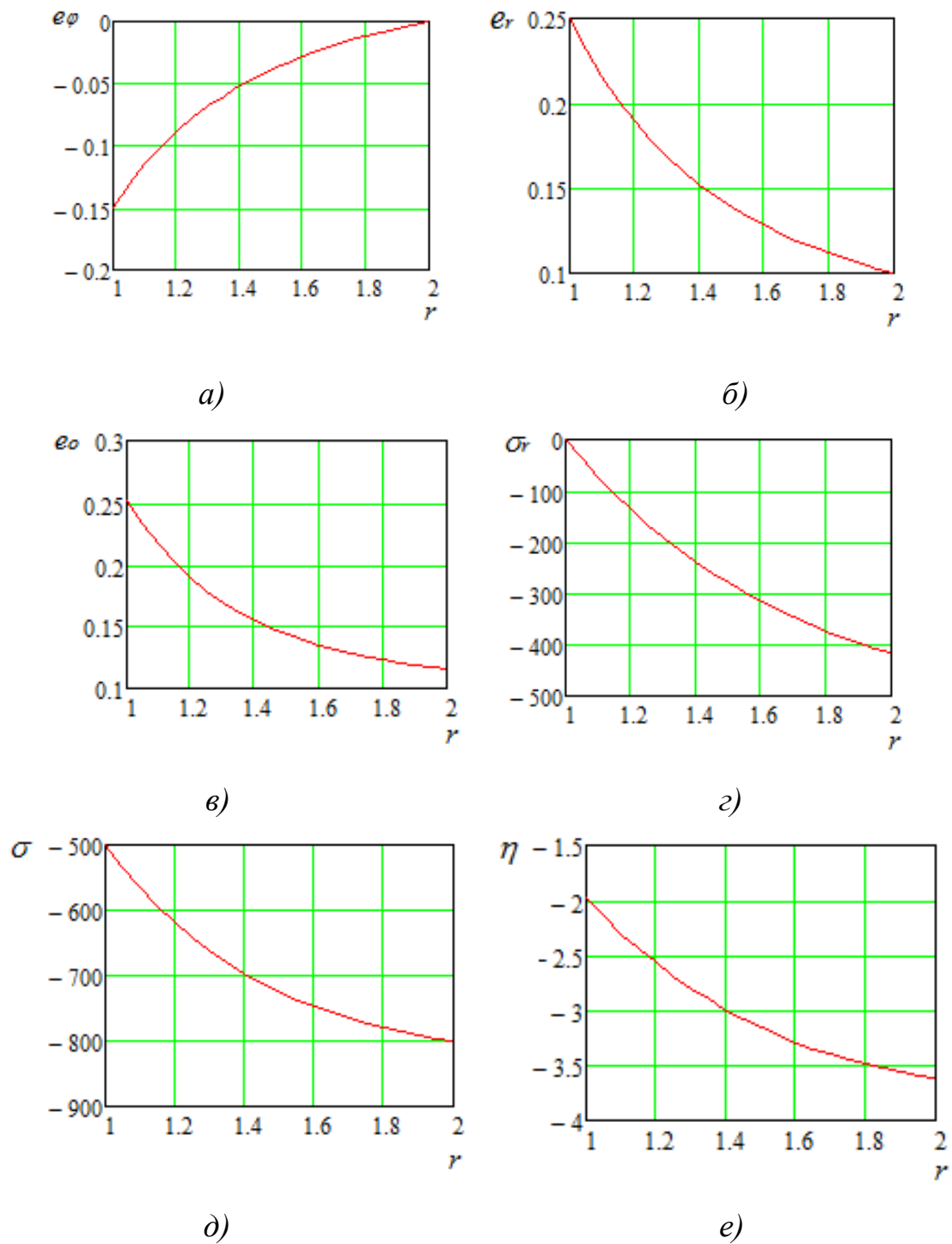


Рис.4.7. Зміна параметрів тензорів деформацій, напружень, гідростатичного тиску і показника жорсткості напруженого стану від радіусу заготовки із чавуну в межах $1 \leq r \leq 2$: а) – радіальної деформації e_r ; б) – окружної деформації e_φ ; в) – інтенсивності деформацій e_o ; г) – радіального напруження σ_r ; д) – гідростатичного тиску σ ; е) – показника жорсткості напруженого стану η

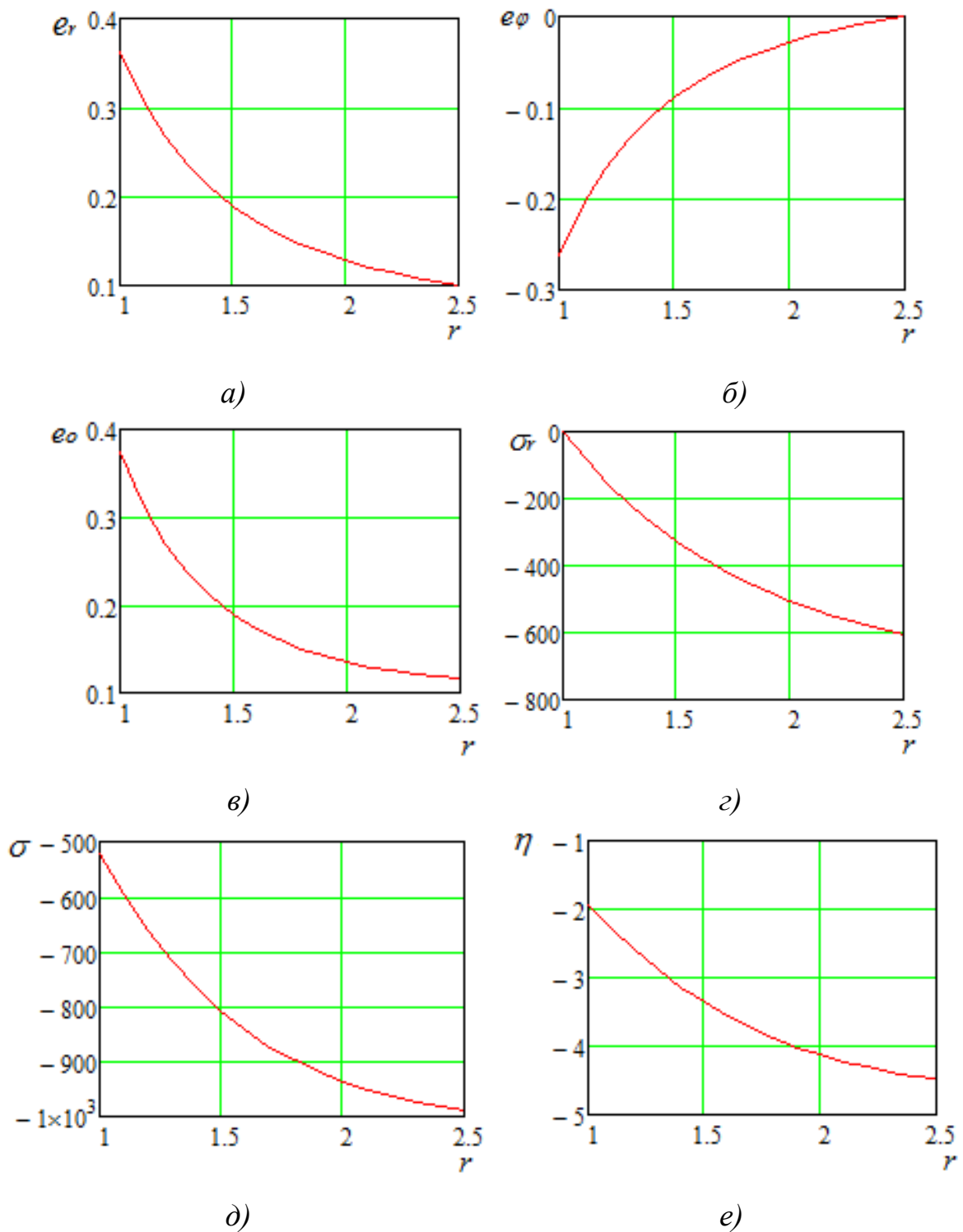


Рис.4.8. Зміна параметрів тензорів деформацій, напружень, гідростатичного тиску і показника жорсткості напруженого стану від радіусу заготовки із чавуну в межах $1 \leq r \leq 2,5$: а) – радіальної деформації e_r ; б) – окружної деформації e_φ ; в) – інтенсивності деформацій e_o ; г) – радіального напруження σ_r ; д) – гідростатичного тиску σ ; е) – показника жорсткості напруженого стану η

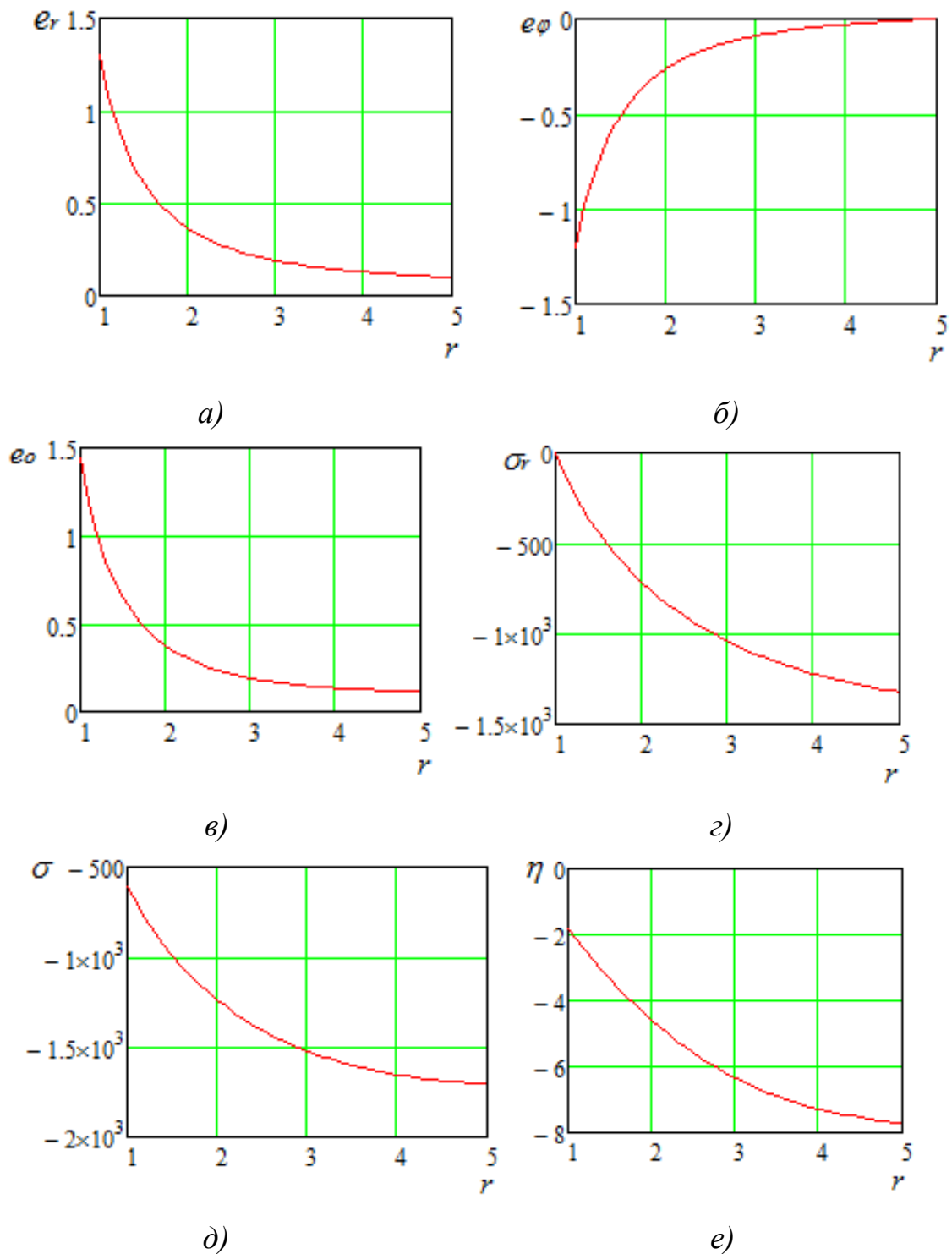


Рис.4.9. Зміна параметрів тензорів деформацій, напружень, гідростатичного тиску і показника жорсткості напруженого стану від радіусу заготовки із чавуну в межах $1 \leq r \leq 5,0$: а) – радіальної деформації e_r ; б) – окружної деформації e_φ ; в) – інтенсивності деформацій e_o ; г) – радіального напруження σ_r ; д) – гідростатичного тиску σ ; е) – показника жорсткості напруженого стану η

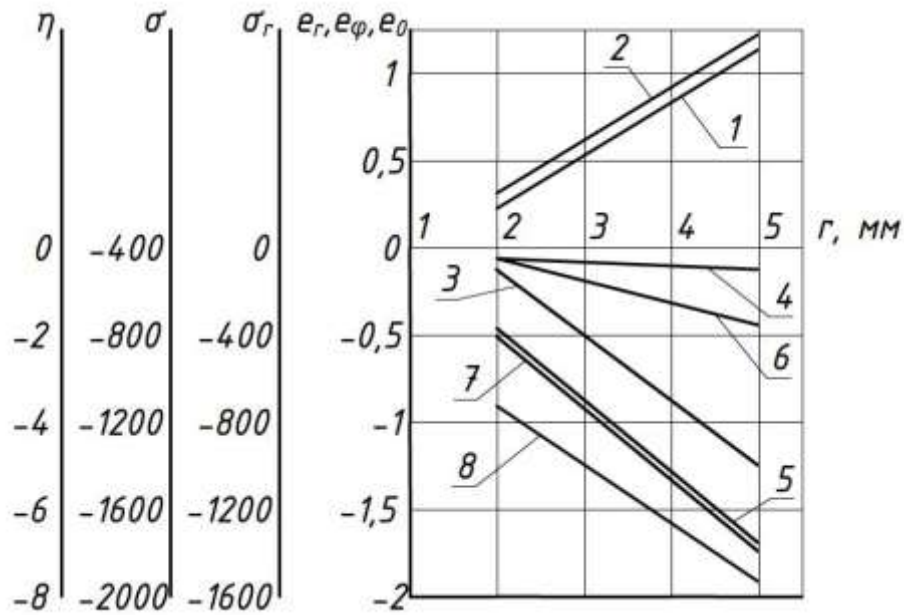


Рис.4.10. Залежність деформації e_r , e_ϕ , e_o , напружень σ_r , гідростатичного тиску σ , показника жорсткості напруженого стану η від радіуса r за розрахунками, виконаними згідно з розробленою моделлю: 1 – e_r ; 2 – e_o ; 3 – e_ϕ при r_{min} ; 4 – σ_r при r_{min} ; 5 – σ_r при r_{max} ; 6 – σ при r_{min} ; 7 – σ при r_{max} ; 8 – η

Розрахунки, виконані при деформуванні чавунного зразка в поєднанні із різними матеріалами, наприклад, з міддю (рис.4.11), латунню (рис.4.12), свинцем (рис.4.13) показали незалежність значень деформації від матеріалу, що пояснюється тим, що значення деформації отримані тільки із умови нестискаємості матеріалу.

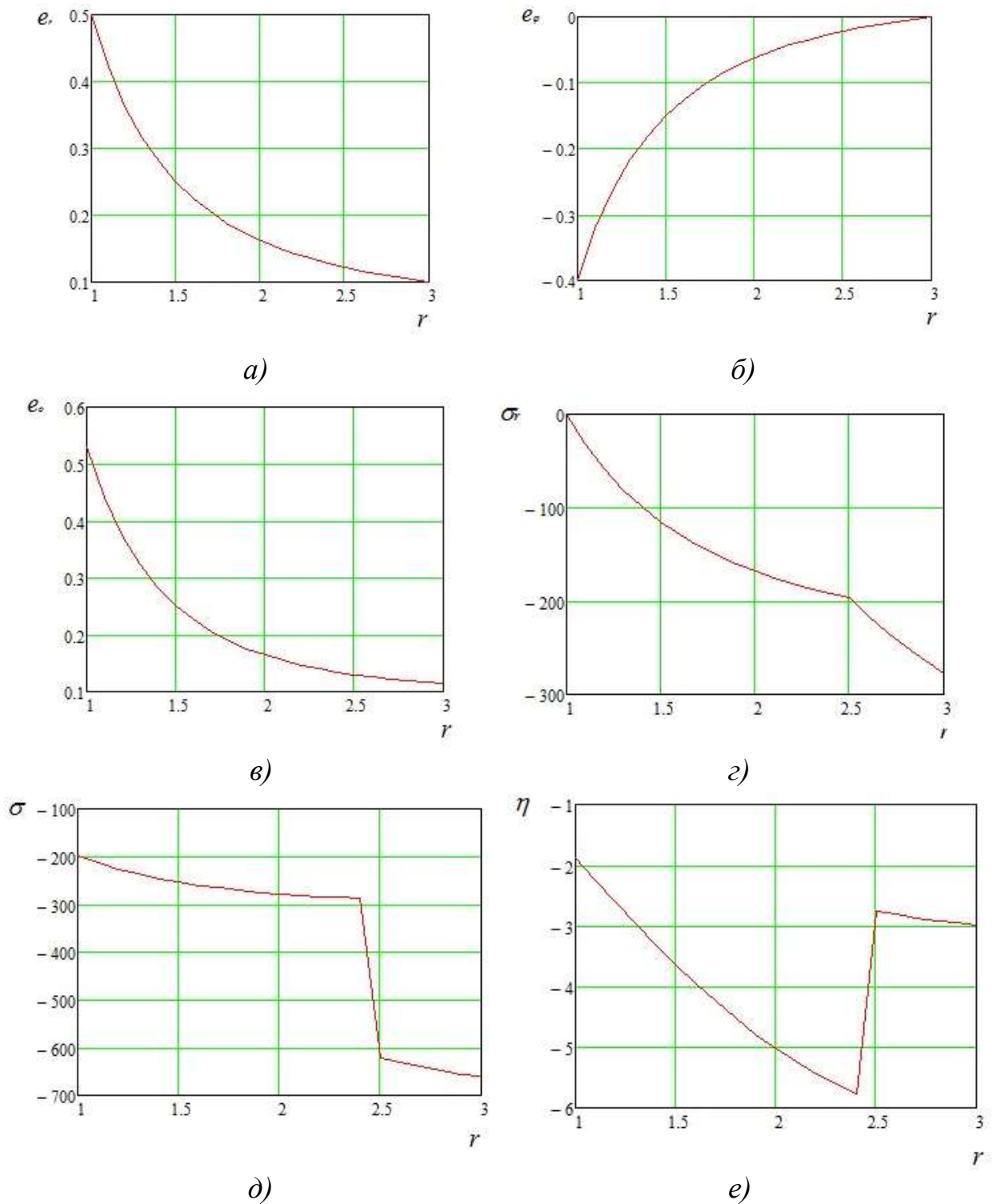


Рис.4.11. Зміна параметрів тензора деформації, напружень, гідростатичного тиску, показника жорсткості напруженого стану від зміни радіусу заготовки із чавуну в межах $1 \leq r \leq 3$ при спільному деформуванні з міддю: а) – радіальної деформації e_r ; б) – окружної деформації e_ϕ ; в) – інтенсивності деформацій e_o ; г) – радіального напруження σ_r ; д) – гідростатичного тиску σ ; е) – показника жорсткості напруженого стану η

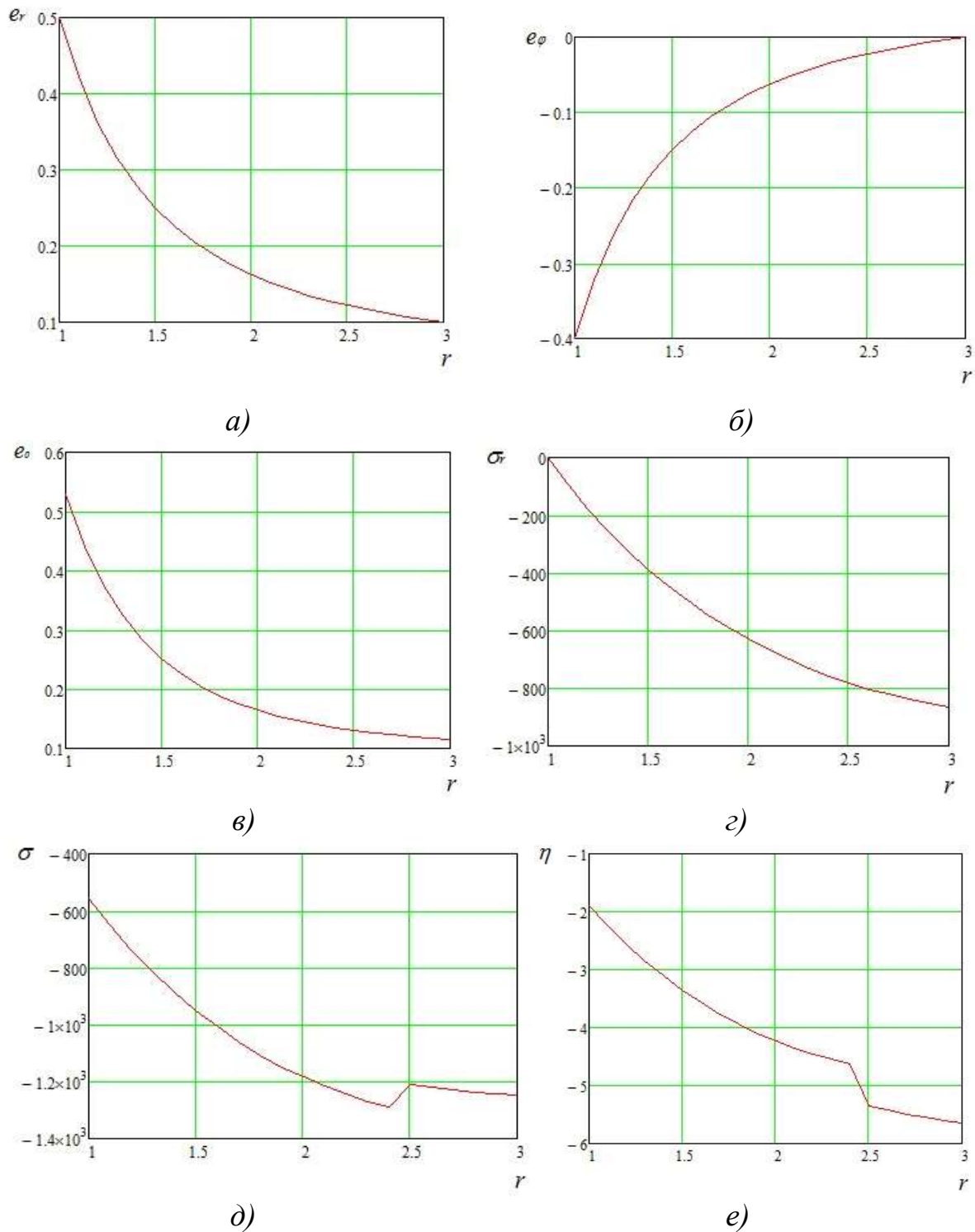


Рис.4.12. Зміна параметрів тензора деформації, напружень, гідростатичного тиску, показника жорсткості напруженого стану від зміни радіусу заготовки із чавуну в межах $1 \leq r \leq 3$ при спільному деформуванні з латунню: а) – радіальної деформації e_r ; б) – окружної деформації e_φ ; в) – інтенсивності деформацій e_o ; г) – радіального напруження σ_r ; д) – гідростатичного тиску σ ; е) – показника жорсткості напруженого стану η

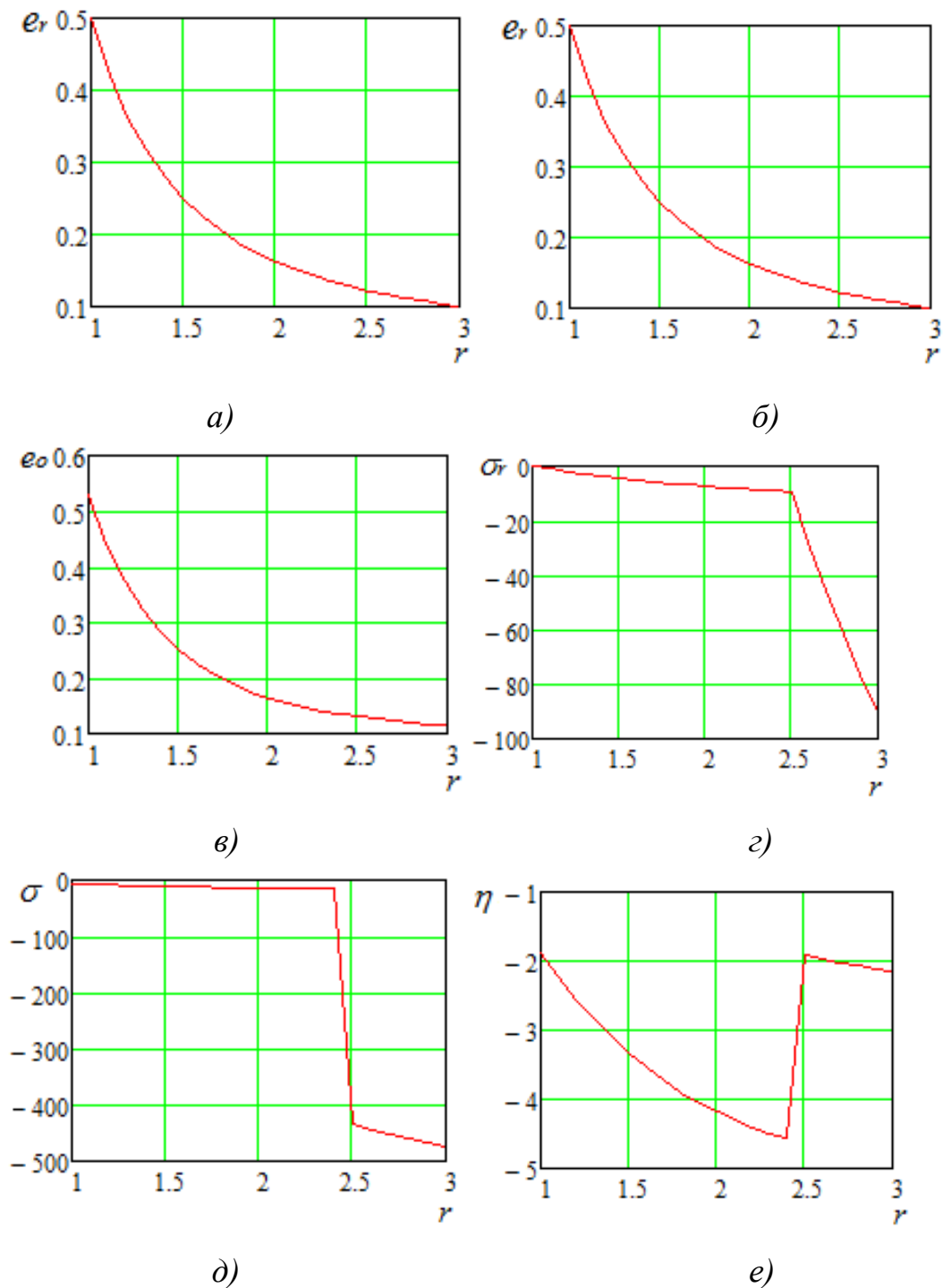


Рис.4.13. Зміна параметрів тензора деформації, напружень, гідростатичного тиску, показника жорсткості напруженого стану від зміни радіусу заготовки із чавуну в межах $1 \leq r \leq 3$ при спільному деформуванні зі свинцем: а) – радіальної деформації e_r ; б) – окружної деформації e_ϕ ; в) – інтенсивності деформацій e_o ; г) – радіального напруження σ_r ; д) – гідростатичного тиску σ ; е) – показника жорсткості напруженого стану η

Як слідує з рис.4.11–4.13 (д, е), при використанні інших матеріалів спільно із чавуном при стисненні комбінованого зразка в умовах обмеженої окружної деформації, з'являється можливість для зміни гідростатичного тиску σ і показника напруженого стану η за товщиною стінки, тобто в залежності від діапазону зміни r .

4.4. Дослідження напружено-деформованого стану осаджених зразків за допомогою МСЕ

Для оцінки точності аналітичної моделі, описаної в п.4.2, задачу осадки циліндричного чавунного зразка моделювали за допомогою МСЕ.

Дослідження проводилися за вищеописаною методикою (п.2.6).

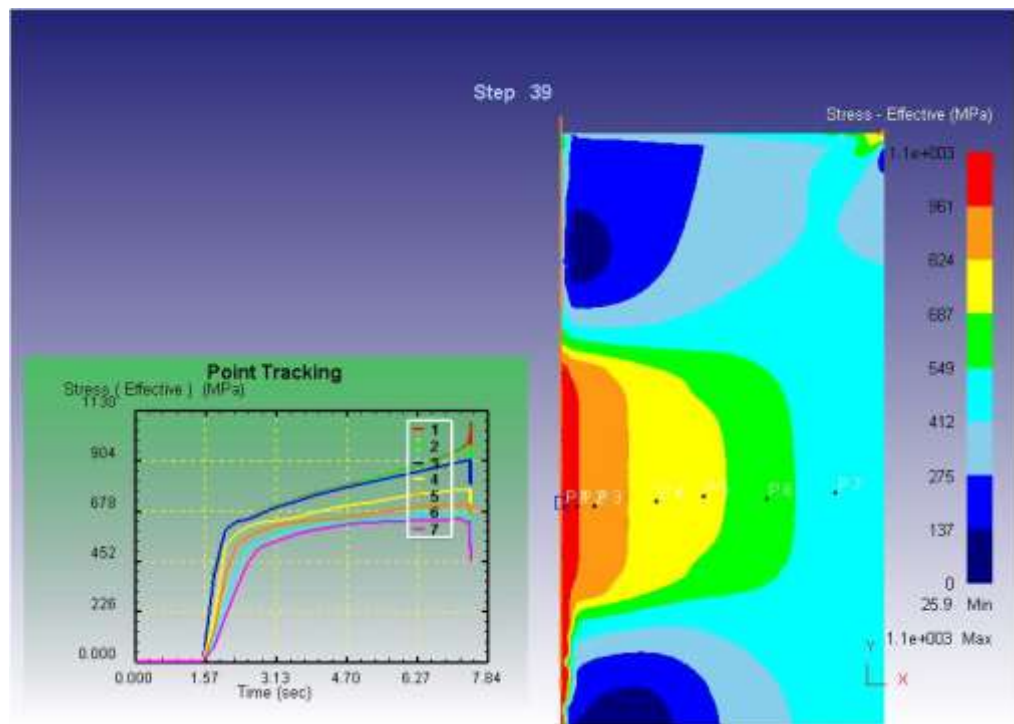
Максимальний ступінь осадки відповідав повному закриттю внутрішнього отвору зразка. Його початковий внутрішній радіус – $r_{вн} = 2$ мм, а зовнішній – $r_{зов} = 8$ мм. Висота деформованого зразка $H = 8$ мм.

Осадка моделювалася покроково. Весь діапазон осадки був розбитий на 40 кроків. Коли на останньому кроці (рис.4.14, а і рис.4.14, б) різко починала зростати сила стиснення і величина інтенсивності напружень процес симуляції зупиняли. Слід відзначити, що при схлопуванні отвору в центрі зразка у його торців з'являються клиновидні жорсткі області, а НДС стає істотно неоднорідним. Тільки в його серцевині зберігається схема одновісного стиснення.

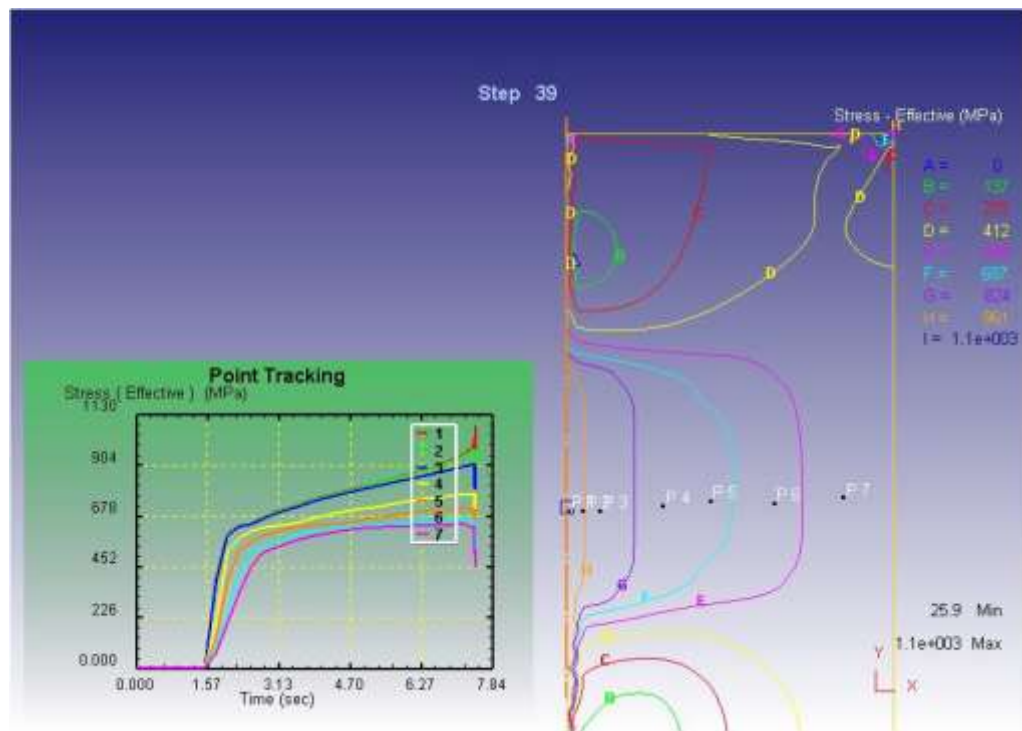
На рис.4.15–4.21 представлені результати розрахунків НДС для 10-го кроку осадки, коли середня осьова деформація стиснутого зразка дорівнює 0,1 (10%).

На рис.4.15, а, б – представлено розподіл інтенсивності деформації e_0 .

Як видно, у зовнішньої поверхні зразка, яка контактує з жорсткою матрицею, вона мала і зростає до внутрішньої поверхні.

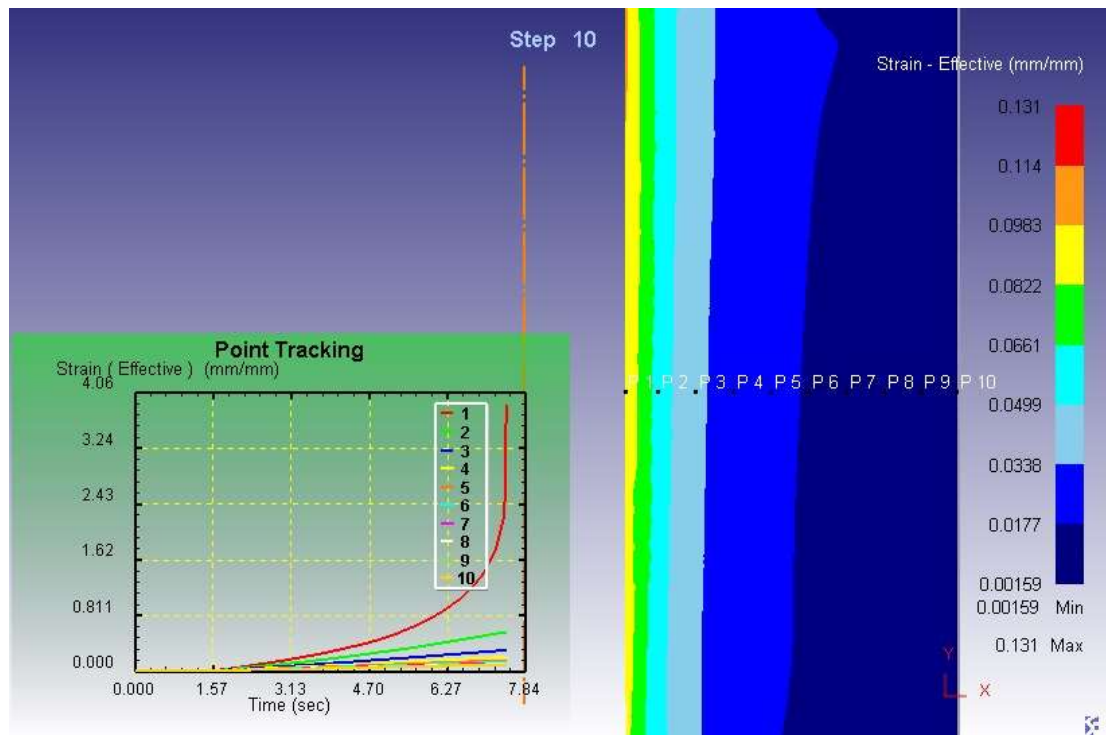


a)

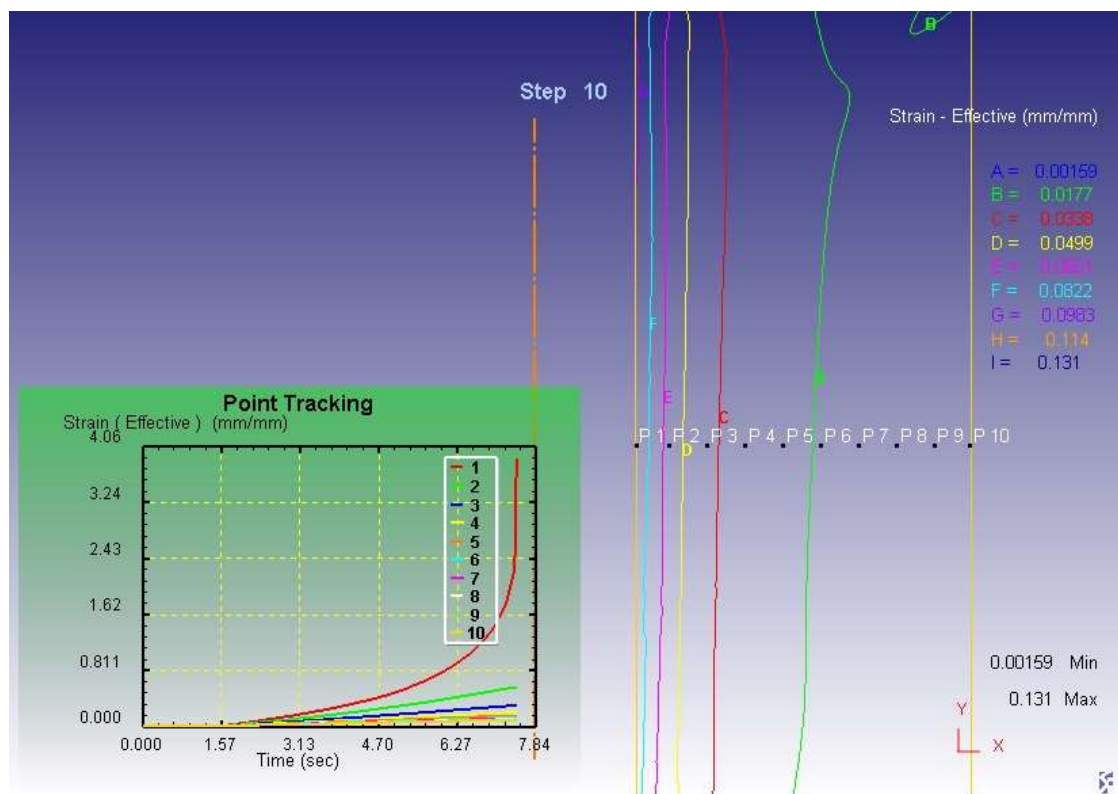


б)

Рис.4.14. Розподіл інтенсивності напружень σ_o зразка на останньому кроці і графіки її зміни за всю історію деформування: а) – поле розподілу інтенсивності напружень σ_o ; б) – ізолінії інтенсивності напружень σ_o



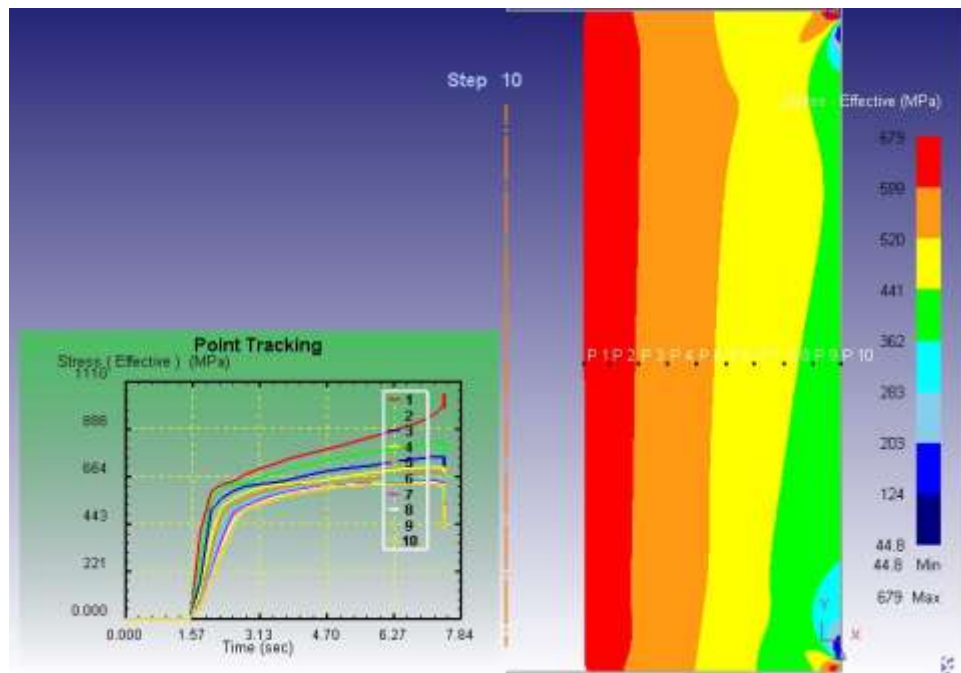
a)



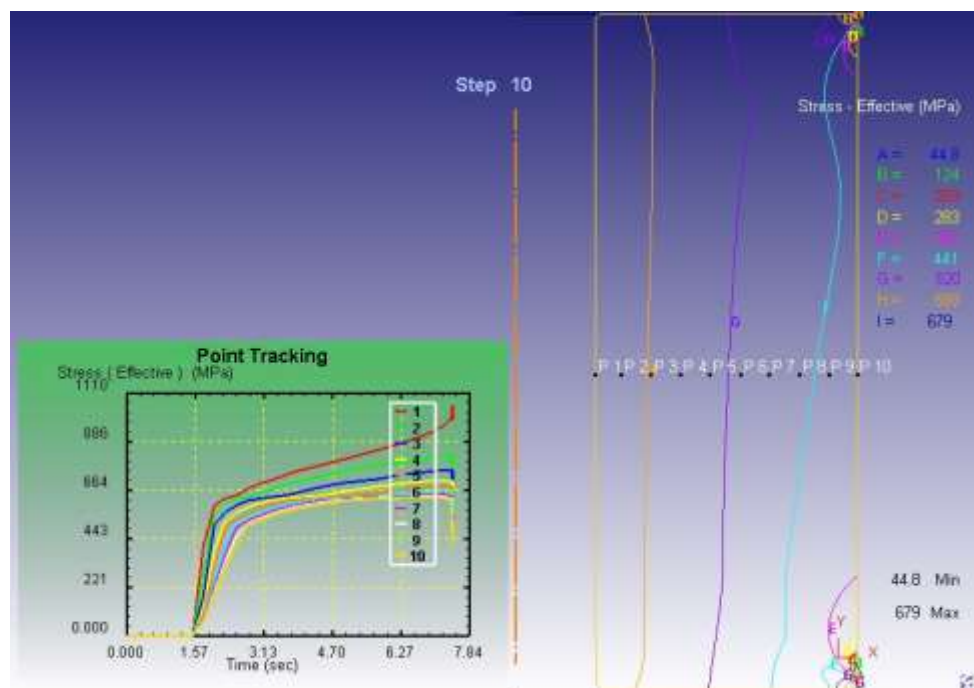
б)

Рис.4.15. Розподіл накопиченої деформації ϵ_0 зразка на 10 кроці деформування: а) – поле розподілу накопиченої деформації ϵ_0 ; б) – ізолінії накопиченої деформації ϵ_0

На рис.4.16, а, б – представлено розподіл інтенсивності напружень σ_o , яка, слідуючи закономірностям зміни ϵ_o , також зростає до центру зразка.



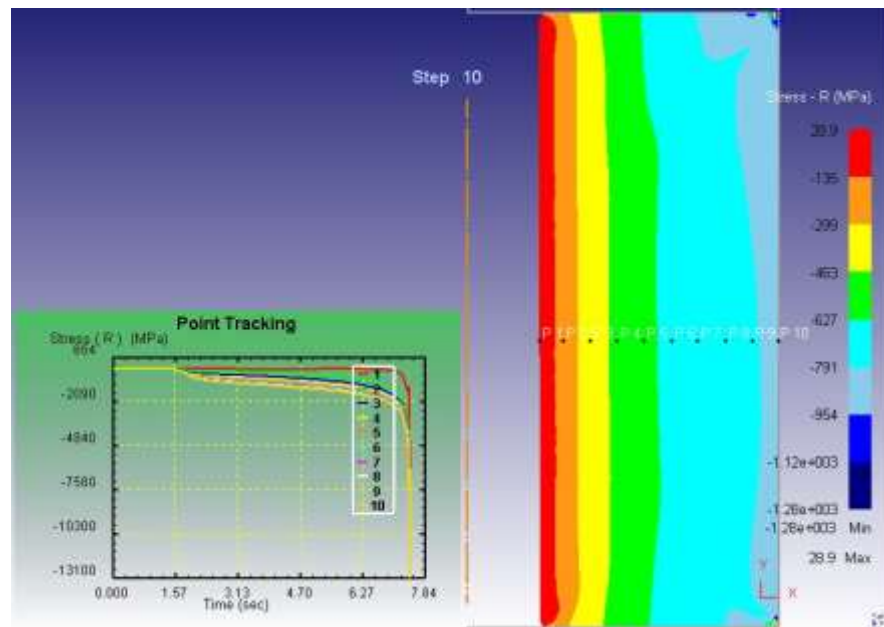
а)



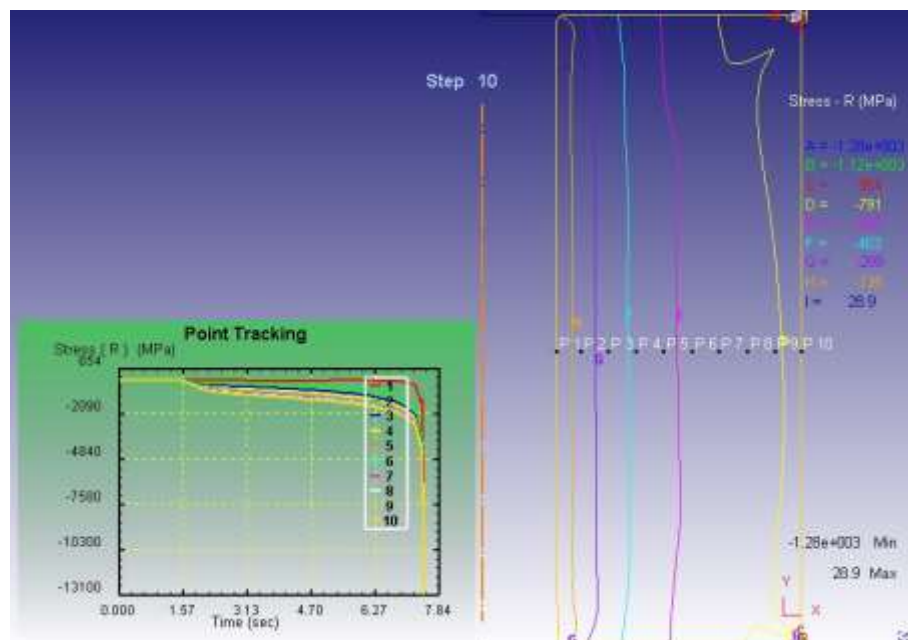
б)

Рис.4.16. Розподіл інтенсивності напружень σ_o зразка на 10 кроці деформування: а) – поле розподілу інтенсивності напружень σ_o ; б) – ізолінії інтенсивності напружень σ_o

Радіальне напруження σ_r (рис.4.17, а, б) від'ємне і за модулем збільшується до зовнішньої поверхні. На внутрішній вільній поверхні воно трохи відрізняється від нуля, що пов'язано з неминучими похибками чисельного моделювання МСЕ.



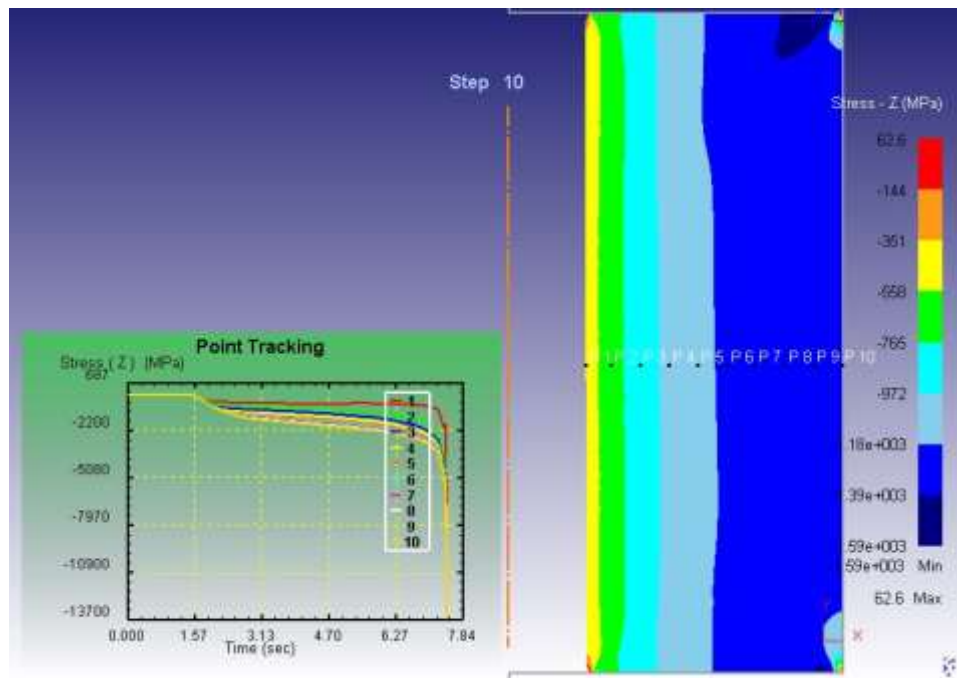
а)



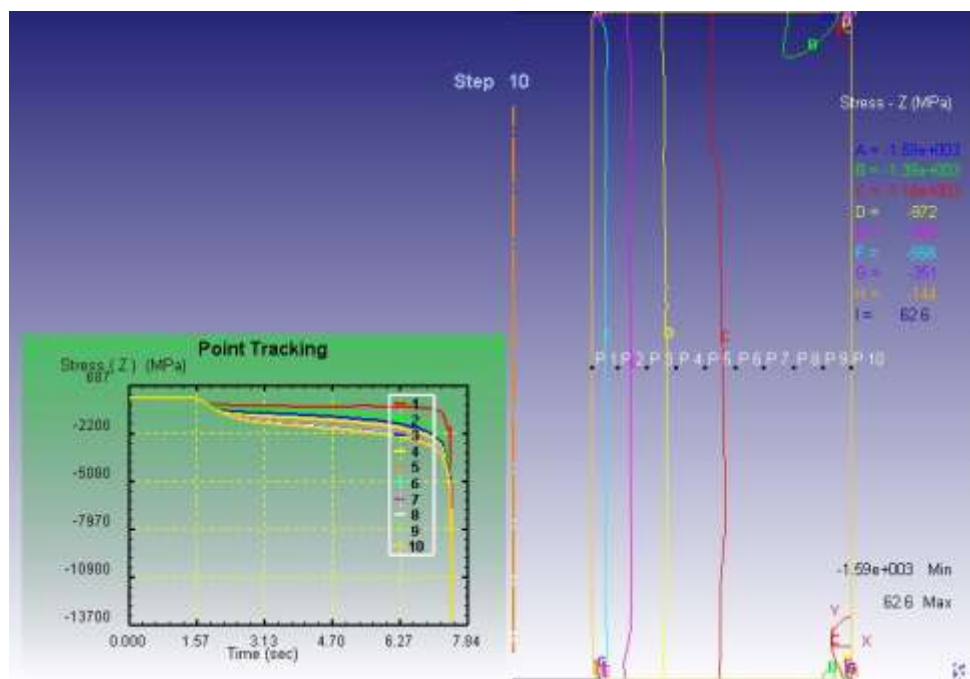
б)

Рис.4.17. Розподіл радіального напруження σ_r зразка на 10 кроці деформування: а) – поле розподілу радіального напруження σ_r ; б) – ізолінії розподілу радіального напруження σ_r

Осьове напруження σ_z (рис.4.18, а, б) – стискаюче і зростає до зовнішньої поверхні, що говорить про нерівномірний розподіл контактних тисків між зразком і пуансоном.



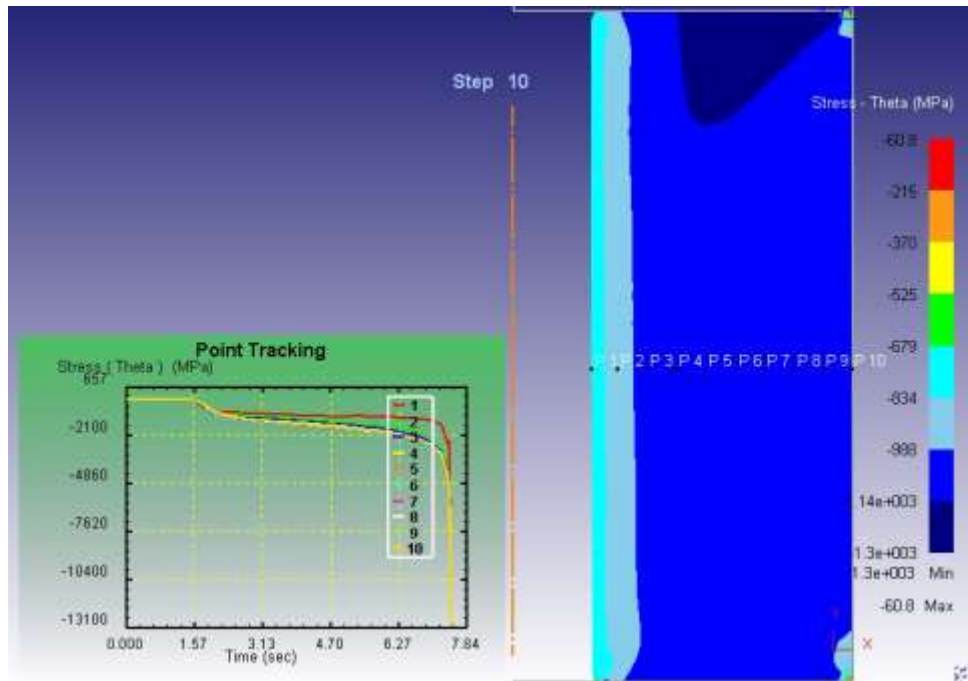
а)



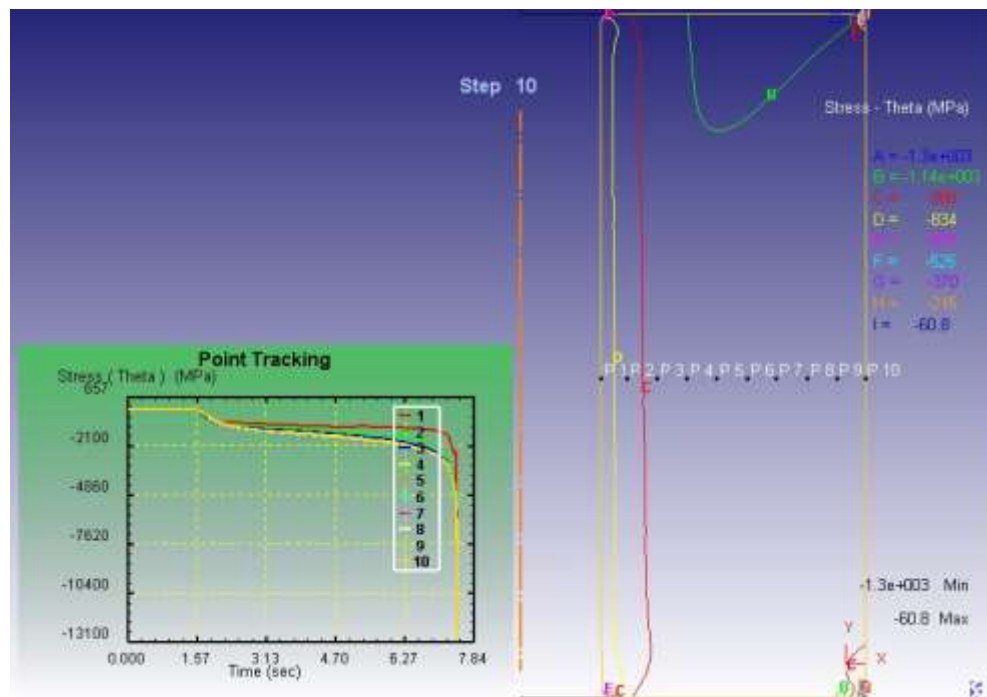
б)

Рис.4.18. Розподіл осьового напруження σ_z зразка на 10 кроці деформування: а) – поле розподілу осьового напруження σ_z ; б) – ізолінії розподілу осьового напруження σ_z

Окружні напруження σ_φ (рис.4.19, а, б) стискаючі і також зростають до периферії.



а)

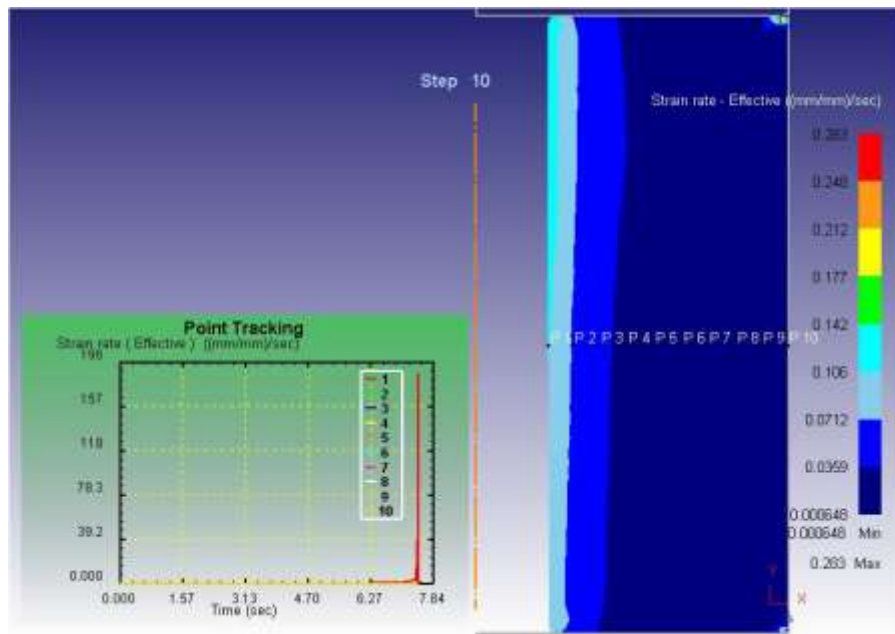


б)

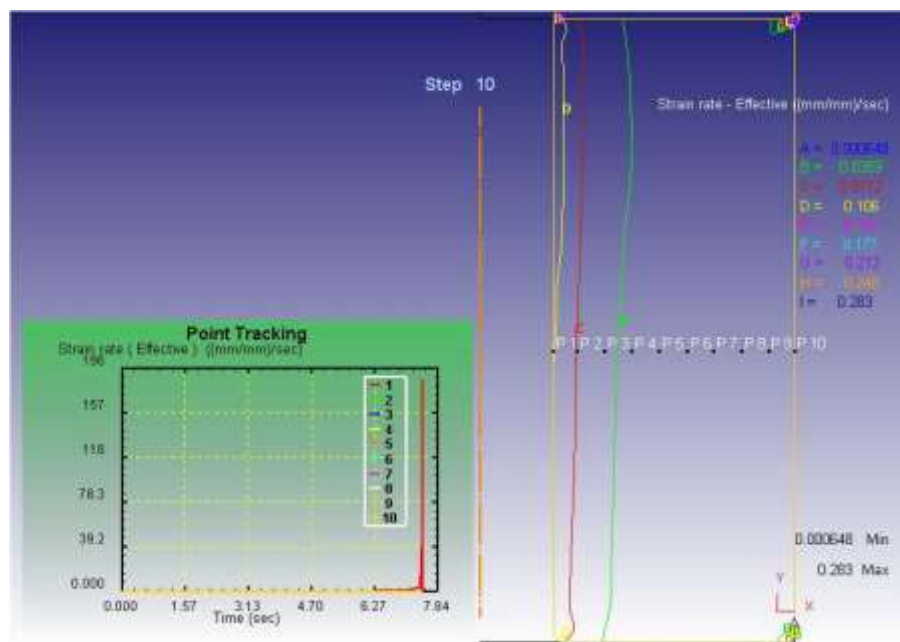
Рис.4.19. Розподіл окружного напруження σ_φ на 10 кроці деформування:

а) – поле розподілу окружного напруження σ_φ ; б) – ізолінії розподілу окружного напруження σ_φ

На рис.4.20, а, б представлено розподіл інтенсивності швидкостей деформації ξ_o , яке також суттєво нерівномірне і зростає до внутрішньої вільної поверхні.



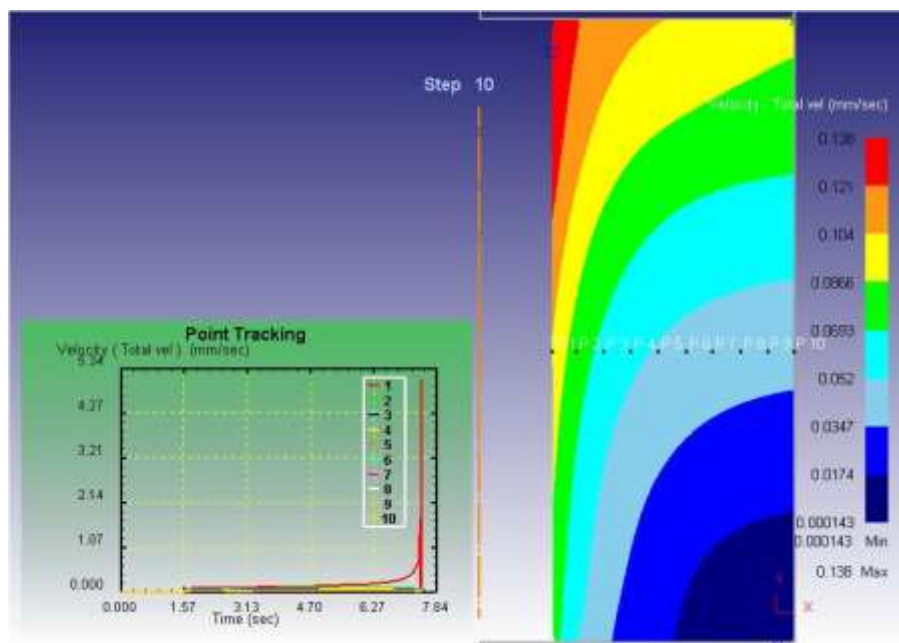
а)



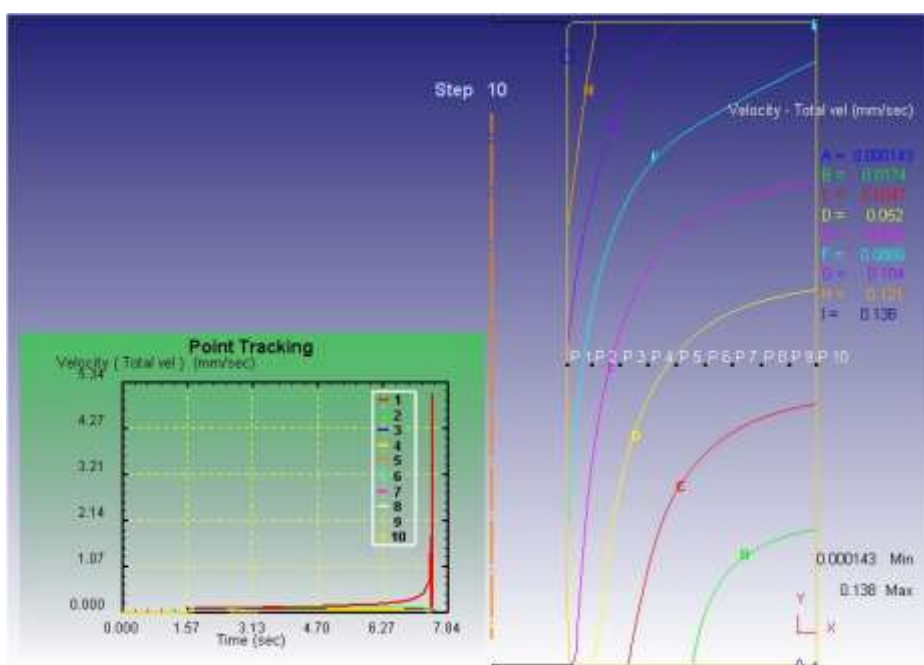
б)

Рис.4.20. Розподіл інтенсивності швидкостей деформації ξ_o на 10 кроці деформування: а) – поле розподілу швидкостей деформації ξ_o ; б) – ізолінії розподілу швидкостей деформації ξ_o

Для ілюстрації процесу на рис.4.21, а, б показано розподіл швидкостей руху частинок матеріалу при наступних граничних умовах: нижній пуансон нерухомий, а верхній переміщається зі швидкістю $V = 0,1$ мм/с. Як видно і за висотою і за товщиною зразка має місце нерівномірний рух його матеріалу.



а)



б)

Рис.4.21. Розподіл швидкості руху частинок матеріалу зразка на 10 кроці деформування: а) – поле розподілу швидкості руху; б) – ізолінії розподілу швидкості руху

Виконаний аналіз НДС показує істотну нерівномірність його розподілу за об'ємом осадженого зразка, тобто істотна відмінність схеми осадки з обмеженням радіальних переміщень по зовнішній поверхні зразка від відомої схеми вільної осадки циліндричного зразка. Останнє необхідно враховувати при експериментальному визначенні пластичності матеріалів.

У табл.4.1 для різних розрахункових точок p1 – p10 наведені результати розрахунків напруженого стану для ступеня осадки $k = -0,1$. Тут же приведені значення гідростатичного тиску, розрахованих за формулою:

$$\sigma = \frac{\sigma_x + \sigma_r + \sigma_\phi}{3}$$

і коефіцієнта жорсткості напруженого стану:

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_0}.$$

Таблиця 4.1 – Розрахунок напруженого стану при ступені осадки $k = -0,1$

№	Напруження, МПа				Гідростатичний тиск σ , МПа	Коефіцієнт жорсткості напруженого стану, η
	σ_0	σ_x	σ_y	σ_z		
1	642,47	-40,28	-484,79	-776,90	-433,99	-2,0265
2	626,90	-197,16	-664,05	-909,62	-590,281	-2,82474
3	596,76	-371,07	-867,29	-1033,16	-757,174	-3,80642
4	555,61	-523,25	-1047,72	-1105,39	-892,12	-4,81702
5	522,71	-632,89	-1178,71	-1128,78	-980,127	-5,62527
6	505,16	-698,22	-1255,00	-1127,00	-1026,74	-6,0975
7	479,68	-739,01	-1281,87	-1104,81	-1041,9	-6,5162
8	450,12	-769,99	-1286,30	-1075,72	-1044	-6,95824
9	434,61	-788,00	-1288,39	-1058,64	-1045,01	-7,21341
10	421,93	-803,42	-1289,23	-1043,49	-1045,38	-7,43294

Як видно, гідростатичний тиск зростає до 1 ГПа, а коефіцієнт жорсткості у внутрішній поверхні отвору дорівнює -2, а у контактної зовнішньої поверхні він досягає великих від'ємних значень – до -7,4, що відповідає великому ступеню об'ємного стиснення, яке має місце при ДПР в зоні контакту інструменту з заготовкою.

Отже, запропонована методика визначення пластичних властивостей малопластичного чавуну СЧ20 може бути використана для дослідження механіки деформування при ДПР чавунних гільз в процесі створення якісного латунного покриття.

На рис.4.22, а, б наведено розподіл за товщиною стінки гідростатичного тиску σ і коефіцієнта жорсткості η для різних ступенів осадки $k = 0,05 \div 0,4$. Воно показує, що величина η істотно змінюється за товщиною стінки, що дозволяє здійснювати процес деформування чавуну СЧ20 при різних значеннях коефіцієнта жорсткості η і використовувати отримані результати для побудови його діаграми пластичності.

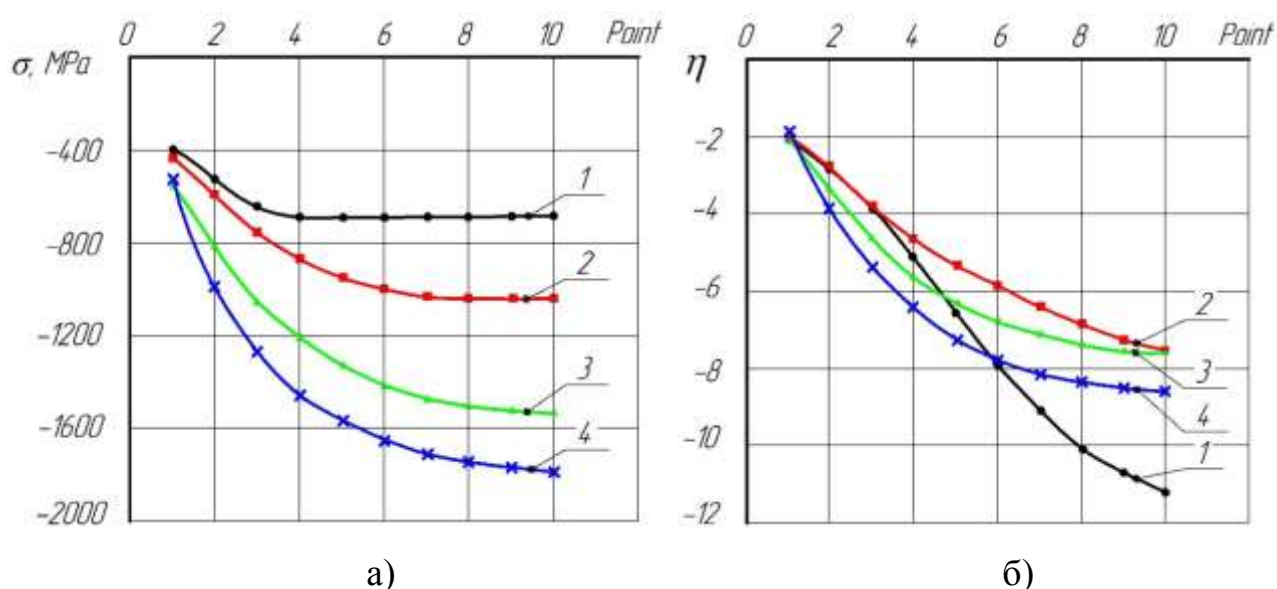


Рис.4.22. Розподіл гідростатичного тиску σ за товщиною стінки зразка (а) і коефіцієнта жорсткості напруженого стану η (б) зразка при різних ступенях його осадки k : 1 – $k = 0,05$; 2 – $k = 0,1$; 3 – $k = 0,3$; 4 – $k = 0,4$

Як видно в робочому діапазоні ступеня осадки $k = 0,1 \div 0,4$ величина η у внутрішній і зовнішній поверхнях зразка практично не змінюється, а в середині товщини ця зміна становить близько 12%, що дозволяє підтримувати практично сталість величини η , що особливо важливо для побудови діаграми пластичності. А суттєве відхилення від цієї умови для малого ступеню осадки з $k = 0,05$ (5%) практично не значимо, тому що гранична деформація чавуну при

стисненні не перевищує 12%. Більш наочно відмічені закономірності зміни η спостерігаються на рис.4.23.

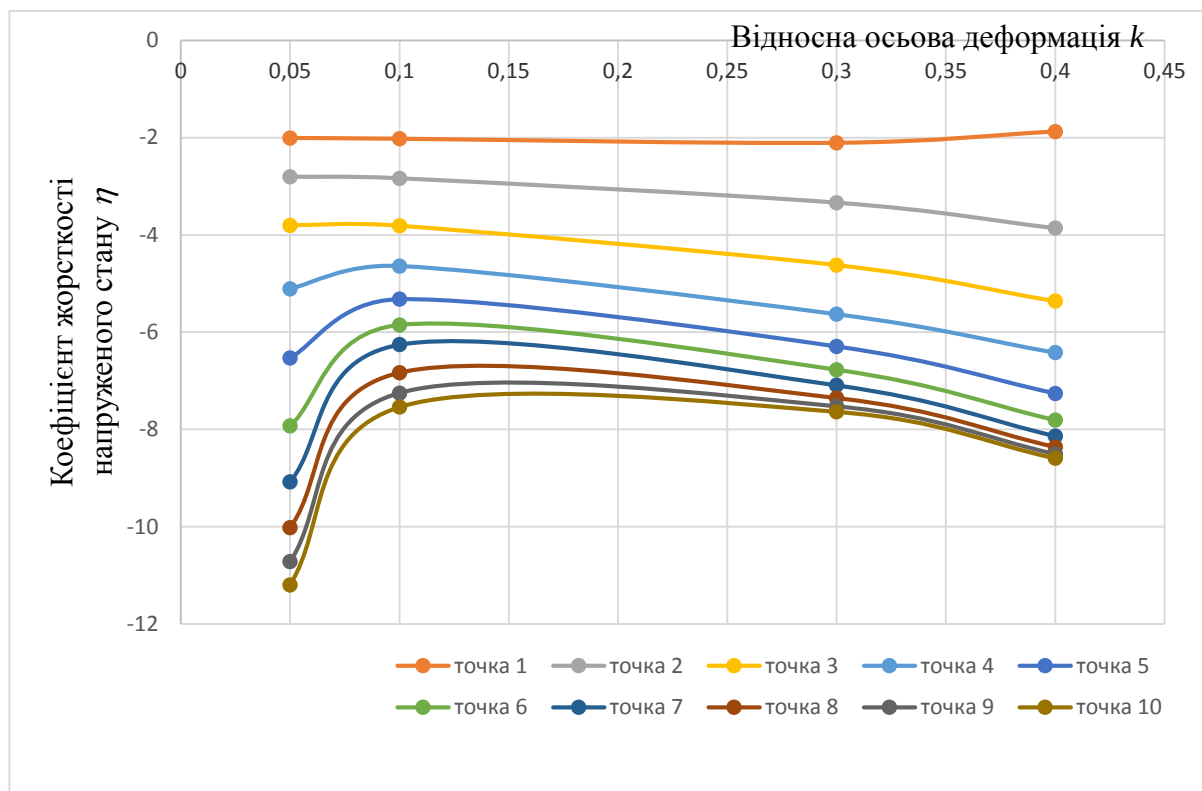


Рис.4.23. Зміна коефіцієнта жорсткості напруженого стану η в залежності від ступеня осадки зразка k

Порівняння результатів моделювання осадки зразка, отриманих за допомогою МСЕ і розрахункової аналітичної моделі (п.р.4.2), показує їх гарне співпадіння, як за величиною накопиченої деформації, так і за величиною коефіцієнта жорсткості напруженого стану η .

4.5. Результати експериментальних досліджень пластичних властивостей чавуну

Одним із основних факторів, що визначає допустимий рівень деформації при обробці деталей методом пластичного деформування є величина, що характеризує ступінь ресурсу використання пластичності обробленого матеріалу, в даному випадку – чавуну СЧ20. Її оцінку проводили в два етапи:

- побудовою діаграми пластичності, яка є механічною характеристикою оброблюваного матеріалу;

- визначенням ресурсу використаної пластичності за рахунок побудови історії деформування, яка відображає процес накопичення пошкоджень досліджуваного матеріалу, а, отже, є характеристикою самого процесу деформування.

Як відомо [177], діаграму пластичності будують в координатах «показник жорсткості напруженого стану η – накопичена деформація до руйнування e_{np} ».

Пластичність чавуну визначалася як накопичена інтенсивність пластичних деформацій до появи першої мікротріщини [177]:

$$e_p = \int_0^{t_p} \varepsilon_i dt, \quad (4.30)$$

де e_p – гранична пластична деформація або пластичність;

ε_i – інтенсивність швидкостей деформації;

t – час деформування, який до моменту руйнування стає рівним t_p .

В якості міри пластичності приймаємо накопичення інтенсивності деформації ε_i , яка при простому деформуванні стає рівною інтенсивності логарифмічної деформації.

Як зазначалося вище, процес деформування виробів із чавуну можливий тільки при від’ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану η . Незважаючи на це, ми провели випробування на розтягнення зразків із чавуну СЧ20.

Досліди проводилися на універсальній випробувальній машині УИМ-50м. Проведені дослідження показали, що при розтягуванні зразків із чавуну СЧ20 має місце крихке руйнування без утворення шийки в зоні розриву (рис.4.24).



Рис.4.24. Зразки при випробуванні на розтяг

Із розірваного зразка були виготовлені шліфи для визначення ступеня зміцнення у зоні, що примикає до поверхні розриву. Твердість вимірювалася за шкалою Віккерса при навантаженні на зразок $P = 49$ Н в декількох точках, рівномірно розташованих за довжиною зразка, починаючи від поверхні розриву. Дані по визначенню зміцнення досліджуваного зразка представлені в табл.4.2.

Таблиця 4.2 – Розподіл твердості за довжиною досліджуваного зразка із чавуну СЧ20 при навантаженні $P = 49$ Н

№ п/п	Відстань від поверхні розриву, мм	HV , МПа
1	0,5	168
2	1,0	173
3	1,5	169
4	2,0	175
5	2,5	172
6	3,0	171

Як слідує із табл.4.2, твердість у всіх досліджуваних точках практично однакова і відповідає початковій твердості зразка. Відсутність зміцнення вказує на те, що зразок перед руйнуванням пластично не деформувався. Крім того, при випробуванні на розрив, не було відзначено утворення шийки (рис.4.24), тобто розмір циліндричної частини не змінювався.

Тоді деформація

$$e_i = \ln \frac{L_1}{L_0} = 0, \quad (4.31)$$

де L_1, L_0 – кінцева і початкова довжина зразка по циліндричній частині.

Таким чином, при значенні $\eta = +1$ деформація до руйнування дорівнює 0.

Випробування з визначення граничної деформації при крученні зразків із чавуну проводили згідно методики, описаної в роботі [177]. Для цього використовувалася машина КМ-50-1 для випробування зразків на кручення з обертовим моментом до 0,5 кН·м, а також зразки спеціальної форми (рис.4.25) з нанесеними на циліндричну частину лініями, розташованими вздовж осі зразка.



Рис.4.25. Зразки для проведення випробувань на кручення

При випробуванні отримали 3 величини: φ – кут повороту рухомої частини машини під час навантаження, град.; α – кут нахилу нанесених ліній щодо початкового положення, град.; M – величину граничного моменту, відповідного появі руйнування, Н·м.

Гранична зсувна деформація при крученні визначалася за формулою:

$$e_{np} = \frac{tg\alpha}{\sqrt{3}} \text{ або } e_{np} = \frac{r\alpha}{\sqrt{3}L}, \quad (4.32)$$

де r – радіус зразка, мм;

L – базова довжина, мм.

Проведені випробування показали, що гранична деформація до руйнування невелика і не перевищує 3,0%. Таким чином, при показнику напруженого стану $\eta = 0$ гранична деформація до руйнування дорівнює 3%.

Наступним видом випробування для побудови діаграми пластичності є випробування на стиснення у відповідності з ГОСТ 25.503-97.

Для цього з досліджуваного матеріалу виготовлялися зразки діаметром 15 мм і висотою 30 мм, з торцевими циліндричними виточками глибиною 1 мм і діаметром 13 мм (рис.4.26).



Рис.4.26. Зразки для проведення випробувань на стиснення

Виточка заповнювалася твердим змащенням на основі колоїдного графіту, що дозволило отримати відносно великі однорідні деформації до 13%. Випробування проводились на універсальній випробувальній машині УИМ-50м, призначеної для статичних випробувань матеріалів, головним чином

металів, деталей та виробів на розтяг, стиснення і вигин, а також для виробництва технологічних проб на загин при вимірюваних зусиллях до 500 кН. Середня похибка силовимірювача машини, починаючи з 20 кН і вище, не перевищує $\pm 1\%$ величини дійсного навантаження на затискачах машини для кожного її значення. Ціна поділки шкали силовимірювача при діапазоні вимірюваних навантажень від 0 до 500 кН становить 1 кН.

Для отримання граничної деформації до руйнування проводилося осьове стиснення зразка до руйнування. Зруйнований зразок наведено на рис.4.27.



Рис.4.27. Загальний вигляд зруйнованого зразка із чавуну СЧ20 при проведенні випробувань на стиснення

Для побудови кривої течії зразки стискалися до певного навантаження і вимірювалися їх розміри.

Гранична ступінь деформації при стисненні визначалася за формулою:

$$e_{np} = \ln \frac{h}{h_0}, \quad (4.33)$$

або виходячи із умов рівності обсягів матеріалу до і після деформування

$$e_{np} = 2 \ln \frac{d}{d_0}, \quad (4.34)$$

де h, d – кінцеві висота і діаметр зразка;

h_0, d_0 – початкові висота і діаметр зразка.

На рис.4.28 наведено криву течії чавуну СЧ20, з якої слідує, що гранична деформація, що відповідає показнику напруженого стану $\eta = -1$, $e_{np} = 12,5$ %.

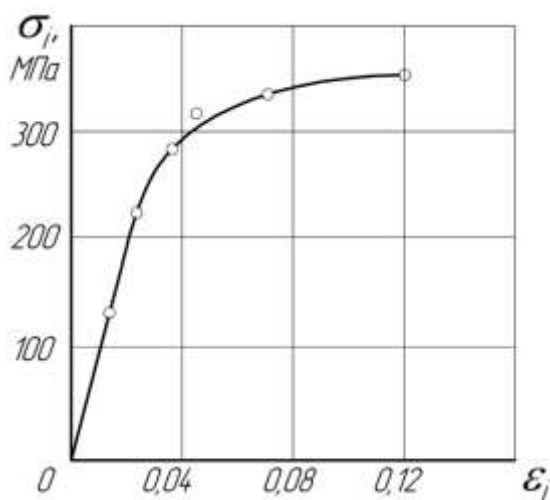


Рис.4.28. Крива течії чавуну СЧ20

Для визначення НДС пластичної області зразка для стиснення використовувалася методика [173], заснована на припущенні про те, що між твердістю деформованого матеріалу та інтенсивністю напруженого стану існує однозначна функціональна залежність, яка представлена у вигляді тарувального графіка $HV(\sigma_0)$. Для її побудови проводились заміри твердості на циліндричних зразках (рис.4.26), стиснутих із різним ступенем деформації. Твердість вимірювалася в меридіональному перерізі в області центру зразка. Відповідне значення інтенсивності напружень визначали виходячи із залежності:

$$\sigma = \frac{4P}{\pi d^2}, \quad (4.35)$$

де P – осьова сила;

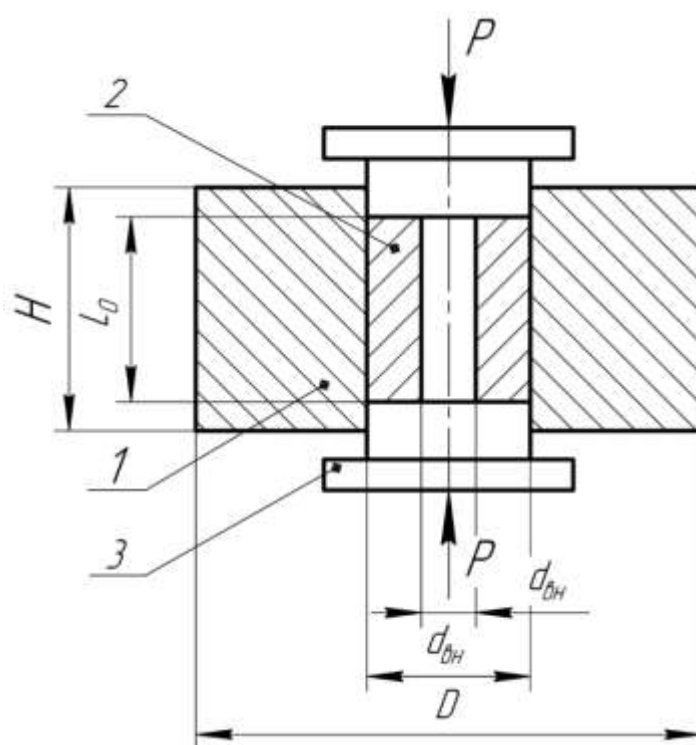
d – діаметр осадженого зразка.

4.6. Деформування зразків із чавуну при різних від'ємних показниках жорсткості НДС

Розглянемо деформування трубчастих зразків при їх стисненні в осьовому напрямку. Наведені розрахунки і дані моделювання дозволяють скласти програму випробувань складених зразків із чавуну з різних матеріалів при значних від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану η .

Для проведення випробувань розроблено та виготовлено спеціальний пристрій (рис.4.29, а, б), що складається із випробувального зразка 2, сполученого з обоймою 1 для стиснення, а також двох пуансонів 3. Випробувальний зразок 2 являє собою втулку з нескінченною товщиною стінки ($t \geq d_0$), яка пластично не деформується і забезпечує відсутність пластичних деформацій (ϵ_ϕ) на зовнішній поверхні зразка. Осьове стиснення виконується двома пуансонами 3, що переміщуються назустріч один одному із зусиллям P і контактуючими своїми торцевими площинами зі зразком 2, а циліндричними поверхнями з внутрішньою бічною поверхнею обойми 1. Зразок 2 при стисненні його торців пуансонами 3 деформується в осьовому і радіальному напрямках.

Для визначення граничної деформації до руйнування зразок, встановлений в спеціальний пристрій, плавно навантажувався осьовою стискаючою силою. Початок руйнування фіксувався в момент появи характерного короткочасного хрусткого звуку, за допомогою стежачої стрілки силівимірювача, а також перетворювачем сили і переміщень із самописним приладом.



a)



б)

Рис.4.29. Пристрій для стиснення зразків: а) – схема пристрою; б) – загальний вигляд

Перший дослід було проведено при стисненні збірного зразка, що складається із чавунної тонкостінної втулки і свинцю (рис.4.30).

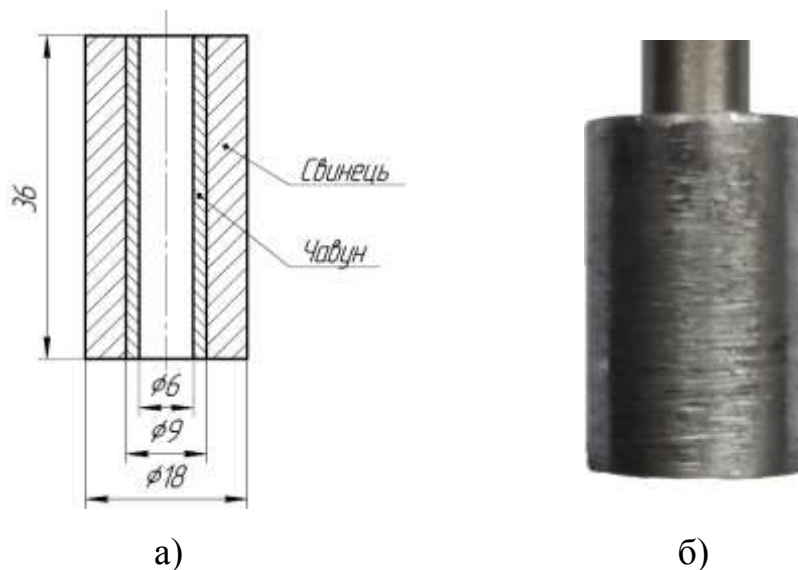


Рис.4.30. Складений зразок «чавун – свинець»: а) – розміри зразка; б) – загальний вигляд

Розміри зразка (рис.4.30, а), вибрані згідно розрахунків, забезпечили деформування чавуну при $\eta = -1,89$.

На рис.4.31 показаний загальний вигляд пристрою для стиснення збірного зразка.



Рис.4.31. Загальний вигляд пристрою при проведенні експериментів з стиснення збірного зразка «чавун – свинець»

Пристрій з досліджуваним зразком (рис.4.31) встановлювалися на універсальній випробувальній машині УИМ-50м і проводилися випробування на стиснення (рис.4.32).



Рис.4.32. Робоча зона пристрою для стиснення досліджуваних зразків

У процесі осадки зразка при осьовій деформації $k = -0,048$ сталося руйнування чавунної втулки. Встановлено (рис.4.33), що руйнування має крихкий характер. Помічено нестійкість деформування.



Рис.4.33. Руйнування збірного зразка «чавун – свинець»: а) – зовнішній вигляд чавунного зразка; б) – ділянка зразка з руйнуванням

На наш погляд, вибір свинцю в якості матеріалу, що передає радіальний тиск на чавунну втулку при осьовому стисненні зразка, не забезпечив нормальне протікання процесу. Свинець – незміцнюючий матеріал, а чавунний зразок, пластично деформуючись, починає зміцнюватись. Відсутність зміцнення свинцю при створенні тиску призводить до втрати стійкості деформування (рис.4.33, а) і чавунний зразок зруйнувався при сумарній деформації $e_0 \approx 26\%$. Сумарна деформація чавунного зразка розраховувалася відповідно до алгоритму (рис.4.5) за формулою:

$$e_0 = \frac{k}{\sqrt{3}} \sqrt{\left(\frac{r_h}{r}\right)^4 + 3}. \quad (4.36)$$

Це дуже значна пластична деформація для такого напівкрихкого матеріалу як чавун СЧ20.

Дані щодо зміни розміру чавунного зразка і розрахунок сумарної деформації наведені в табл.4.3.

У нашому випадку, при деформації змінюється внутрішній діаметр чавунної втулки, що викликає зменшення початкового внутрішнього діаметру d_0 і впливає на співвідношення $\frac{r_h}{r_0}$. Врахуємо цей вплив. Величина зменшення радіусу зразка r_0 визначалася виходячи із залежності:

$$\Delta r = r_0 e_\phi < 0, \quad (4.37)$$

де r_0 – початковий радіус зразка;

e_ϕ – окружна деформація, яка визначається за залежністю

$$e_\phi = \frac{k}{2} \left[\left(\frac{r_h}{r} \right)^2 - 1 \right]. \quad (4.38)$$

Тоді значення радіусу отвору після деформації отвору

$$r_1 = r_0 - \Delta r, \quad (4.39)$$

і, природно, $r_1 < r_0$.

Зміну радіусу враховано в розрахунках, наведених в табл.4.3.

Враховуючи недоліки, що мають місце при обробці збірного зразка «чавун – свинець», було вибрано інше поєднання матеріалу збірного зразка: «чавун СЧ20 – латунь Л63».

Слід зазначити, що латунь Л63 зміцнюючий матеріал, ефективно використовується в якості антифрикційного покриття, нанесеного методом ФАБО на попередньо підготовлену поверхню виробів із чавуну.

На рис.4.34 показано креслення і зовнішній вигляд збірного зразка «чавун – латунь» до руйнування. При даній парі збірного зразка процес стиснення відбувається більш стійко. Осьова деформація до руйнування дорівнює $k = -0,096$. Зовнішній вигляд зразка з тріщиною показаний на рис.4.35 (а, б), а сама тріщина на рис.4.35 (в). Розміри зразка до і після деформування приведені в табл.4.3. Як видно з рис.4.35 (в), вид руйнування чавунного зразка – змішаний. Слід зазначити, що поряд з появою пластичних ділянок вичерпання ресурсу пластичності тріщина має ділянки крихкого руйнування.

Проведені дослідження дозволили встановити показники деформування для збірного зразка «чавун – латунь»: загальна деформація чавунного зразка склала $\epsilon_0 = 51 \%$ при коефіцієнті жорсткості $\eta = -1,89$. Основні закономірності таких значних деформацій у відомій літературі відсутні.

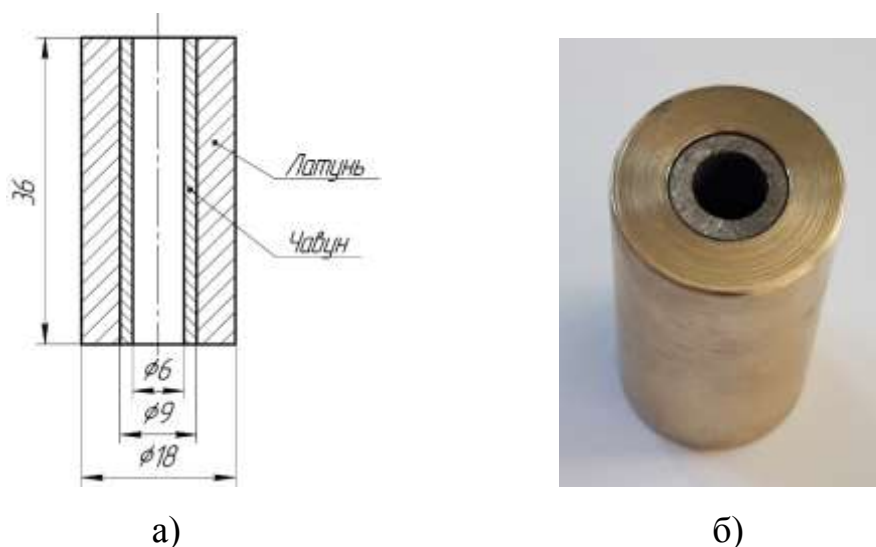


Рис.4.34. Збірний зразок «чавун СЧ20 – латунь Л63»: а) – розміри зразка; б) – загальний вигляд

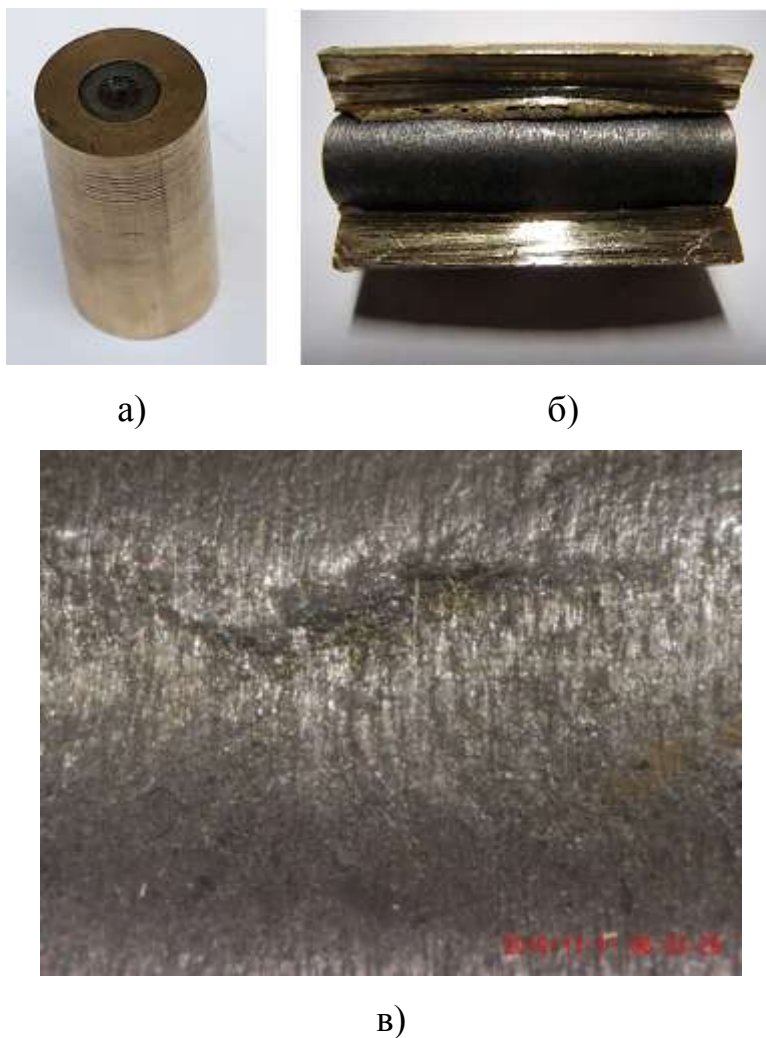
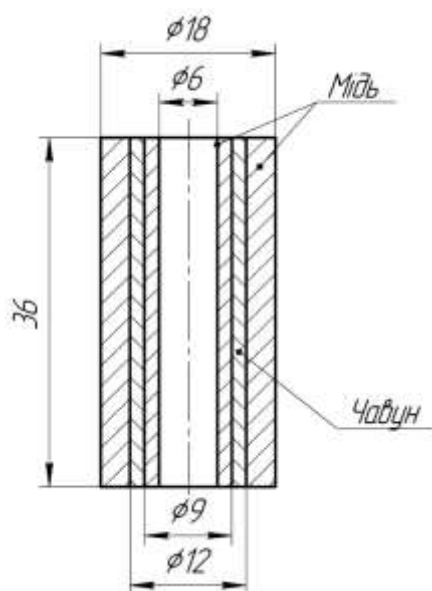


Рис.4.35. Вигляд збірного зразку «чавун СЧ20 – латунь Л63» після деформування: а) – загальний вигляд збірного зразку; б) – розрізаний збірний зразок; в) – тріщина в чавунному зразку

Наступний експеримент був проведений для збірного із трьох втулок зразка «мідь М1 – чавун СЧ20 – мідь М1» (рис.4.36). Розміри зразка забезпечили деформування при $\eta = -3,6$.



а)



б)

Рис.4.36. Збірний зразок «мідь М1 – чавун СЧ20 – мідь М1»: а) – розміри зразка; б) – загальний вигляд

В цьому випадку була досягнута ще більша пластична деформація до руйнування $\epsilon_0 = 71\%$, а осьова деформація $k = -0,28$. Зовнішній вигляд збірного зразку «мідь М1 – чавун СЧ20 – мідь М1» після проведення експерименту, а також зафіксована тріщина представлені на рис.4.37, 4.38.



а)



б)

Рис.4.37. Вигляд збірного зразку «мідь М1 – чавун СЧ20 – мідь М1» після деформування: а) – загальний вигляд збірного зразку; б) – розрізаний збірний зразок



Рис.4.38. Загальний вигляд тріщини чавунного зразка

Аналіз зразків дозволив визначити вид руйнування – пластичний. Чітко спостерігається магістральна тріщина. При розрізанні верхньої частини мідної втулки можна побачити, що поверхня чавунного зразка зазнала значні пластичні деформації, що виражаються в появі значної кількості дефектів, які передують руйнуванню. Дані про зміну розмірів зразка наведені в табл.4.3.

Експеримент по осадці збірного зразка «мідь М1 – чавун СЧ20» (рис.4.39), на наш погляд, не вдався внаслідок пропуску моменту початку руйнування. Зразок при цьому деформувався в умовах вже розпочатого руйнування (рис.4.40) з утворенням тріщин (рис.4.41).

Таблиця 4.3 – Визначення деформації до руйнування при стисненні чавунного зразка в поєднанні з різними матеріалами

№ п/п	Матеріал збірного зразка	Розміри зразка, мм					Осьова деформація, k	Інтенсивність деформації, %	Уточнення			η
		Початковий			Кінцевий				Δr	r_1	e_0	
		r_n	r_0	L_0	r_1	L_1						
1	Чавун – свинець	9,0	3,0	36,0	3,0	34,3	- 0,048	25,5	-0,19	2,81	28,8	- 1,89
2	Чавун – латунь	9,0	3,0	36,0	3,0	32,7	- 0,096	51	-1,15	1,85	131	- 1,89
3	Мідь – чавун – мідь	9,0	4,5	36,0	3,0	27,2	- 0,28	71	-0,14	4,35	75	- 3,6
4	Чавун – мідь	9,0	3,0	36,0			Руйнування					

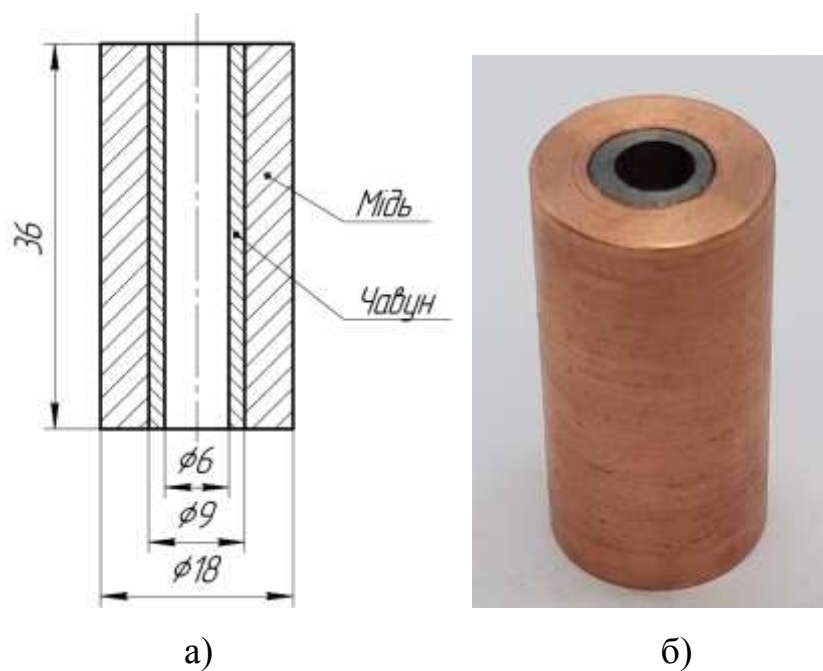


Рис.4.39. Збірний зразок «мідь М1 – чавун СЧ20»: а) – розміри зразка; б) – загальний вигляд

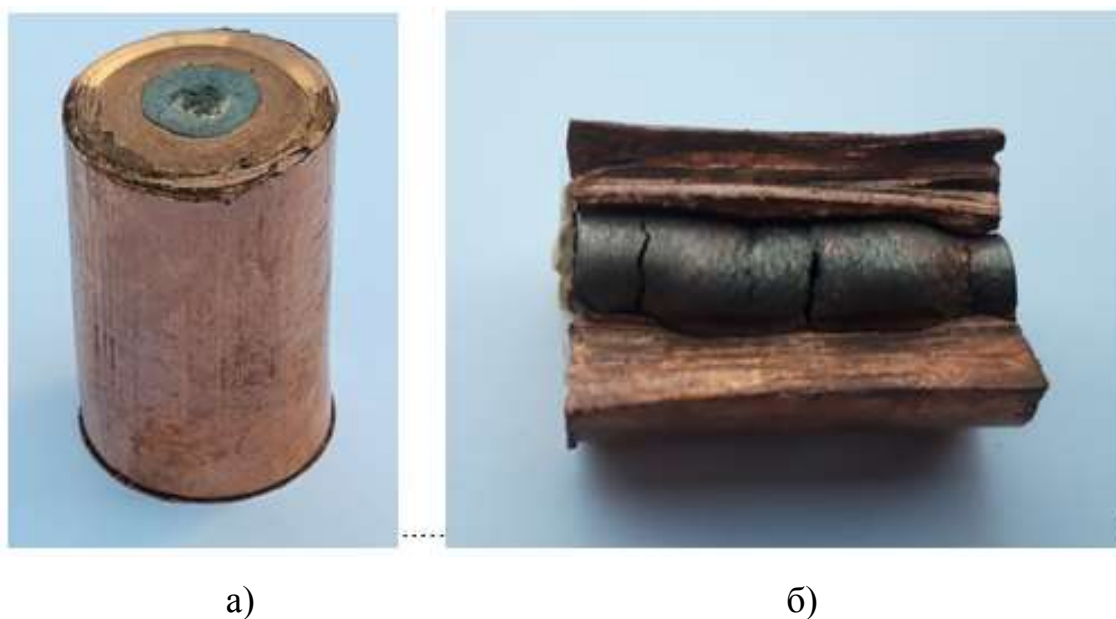


Рис.4.40. Вигляд збірного зразку «мідь М1 – чавун СЧ20» після деформування: а) – загальний вигляд збірного зразку; б) – розрізаний збірний зразок



Рис.4.41. Загальний вигляд тріщини при стисненні збірного зразку «мідь М1 – чавун СЧ20»: а) – загальний вигляд зразку; б) – вигляд утвореної тріщини

Отримані дані дозволили вперше отримати діаграму пластичності чавуну при значних від'ємних значеннях коефіцієнта жорсткості напруженого стану η (рис.4.42). В області від'ємних значень η вона являє собою ділянку параболи [228].

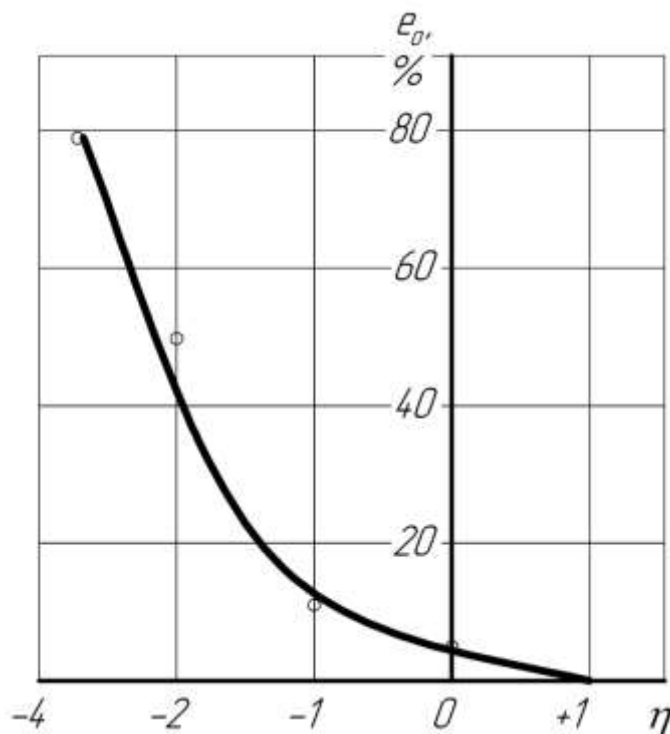


Рис.4.42. Діаграма пластичності чавуну СЧ20

4.7. Висновки по розділу 4

– Встановлено, що графітовмісний чавун може пластично деформуватися тільки при від’ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану, що дозволяє сформулювати таке положення: обробка отворів в чавунних виробах ДПР можлива тільки при відсутності пластичних деформацій поблизу зовнішньої поверхні, а пластично деформується тільки внутрішня товщина стінки, прикладена до отвору;

– На підставі аналізу НДС, пластичності в осередку деформації для малопластичних матеріалів, розроблені технологічні методи управління ресурсом пластичності при обробці цих матеріалів ДПР;

– Розроблена методика отримання значних пластичних деформацій малопластичного чавуну СЧ20, яка полягає в розробці теоретичної моделі деформування збірного чавунного трубчастого зразка при спільному його стисканні в комбінації з іншими матеріалами. Це дозволило впливати на значення гідростатичного тиску і показники напружено-деформованого стану за товщиною стінки;

– Розрахунки, виконані згідно з розробленою теоретичною моделлю, дозволили визначити параметри НДС, а також створити необхідні умови для визначення накопиченої до руйнування деформації при різних від’ємних значеннях показника напруженого стану;

– Розроблена методика моделювання осадки циліндричного чавунного зразка в умовах об’ємного стискання за допомогою МСЕ в програмному комплексі Deform, яка дозволяє здійснювати розрахунок НДС зразка, що необхідно для побудови діаграми пластичності для малопластичних матеріалів при значних від’ємних значеннях коефіцієнта жорсткості напруженого стану. Моделювання процесу осадки чавунного зразка за допомогою МСЕ з використанням програмного комплексу Deform засвідчило добре співпадіння з раніше отриманими теоретичними даними;

– Експерименти, сплановані відповідно до розробленої теоретичної моделі і результатам моделювання процесу осадки зразка, підтвердили результати розрахунків і дозволили вперше отримати значні пластичні деформації чавуну при від’ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану;

– Вперше побудована діаграма пластичності чавуну, що включає ділянку, на якій деформування відбувається при значних від’ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану.

5. МЕХАНІКА ДЕФОРМУЮЧОГО ПРОТЯГУВАННЯ ВИРОБІВ ІЗ ЧАВУНУ

Як відомо [173, 180], можливості пластичної формозміни металів обмежені їх руйнуванням. Тому задачу оцінки деформованості металів слід віднести до класу задач теорії руйнування [173]. Особливо це питання актуальне при обробці виробів з малопластичних матеріалів, до яких відносяться деталі із чавуну [180].

Останнім часом для оцінки якості деталей, оброблених холодним пластичним деформуванням, поряд з традиційними показниками якості поверхневого шару, такими як мікрорельєф обробленої поверхні, ступінь і глибина її зміцнення, залишкові напруження, використовується параметр, що характеризує дефектність поверхневого шару – ресурс використаної пластичності Ψ [173, 175, 176].

Для визначення ресурсу використаної пластичності різними авторами [248 – 250] запропоновані залежності, в основі яких закладено принцип, який полягає в тому, що деформування відбувається без руйнування, якщо Ψ задовольняє нерівності:

$$\Psi \leq 1. \quad (5.1)$$

Серед цих залежностей найбільш зручним для практичних розрахунків є критерій Колмогорова [248]:

$$\Psi = \int_0^{e_0} \frac{de_0}{e_{np}(\eta)}. \quad (5.2)$$

При цьому $e_{np}(\eta)$ – гранична деформація матеріалу при відповідному постійному значенні коефіцієнта жорсткості поточного напруженого стану:

$$\eta = \frac{3 \cdot \sigma}{\sigma_0}. \quad (5.3)$$

Загальновідомо [34, 156, 251 та ін.], що ДПР є процесом формозміни заготовки. Враховуючи низьку пластичність виробів із чавуну, вивчення їх

пластичності при ДПР є актуальною проблемою з наступних причин. По-перше, необхідно визначити граничну деформацію таких матеріалів в залежності від виду напруженого стану. Це дасть можливість правильно вибрати такий технологічний параметр як допустиму величину залишкової пластичності, яка за даними [175, 176] вельми суттєво впливає на експлуатаційні показники готових виробів, особливо працюючих в умовах циклічних навантажень. Крім того, за даними авторів [252], значення ресурсу використаної пластичності на операціях передуючих хіміко-термічній обробці (цементация, азотування) істотно впливає на мінімізацію часу проведення цих операцій, а також на отримання поліпшеної структури після термічної обробки. Тому автори роботи [252] рекомендують обмежувати значення пластичної деформації Ψ в межах:

$$\Psi_{max} \leq [\Psi], \quad (5.4)$$

де $[\Psi] = 0,25 \div 0,3\Psi$.

Для вирішення вищевказаних питань необхідно побудувати діаграму пластичності, яка є механічною характеристикою досліджуваного матеріалу. У розділі 4 описані виконані дослідження та побудована діаграма пластичності для графітовмісного чавуну СЧ20.

Наявність такої діаграми з її апроксимацією в цікавих для нас областях дозволяє визначити граничні технологічні режими для обробки виробів з чавуну ДПР. Для цього необхідно вирішити такі задачі:

- розробити методику дослідження НДС при ДПР чавунної заготовки з використанням МСЕ;
- дослідити НДС та історію деформування всього об'єму матеріалу заготовки;
- дослідити використаний ресурс пластичності всієї заготовки;
- вивчити механіку деформування в контактній зоні на основі розробленої методики;
- дослідити вплив геометрії інструменту на НДС і пластичність обробленого поверхневого шару заготовки;

– на основі отриманих результатів розробити технологічні рекомендації щодо забезпечення та підвищення якості трубчастих деталей із чавуну, оброблених ДПР, за параметрами їх пластичності.

5.1. Результати досліджень НДС

5.1.1. Деформації матеріалу в зоні обробки

Обрані розміри заготовки ($d_{\text{вн}} = 35$ мм; $t_0/d_0 = 0,28$), режими ДПР (натяг $a = 0,1$ мм) і геометрія інструменту ($\alpha = 4^\circ$) забезпечують в зоні контакту наявність критичних контактних тисків [34]. Розглянемо результати дослідження НДС виробу із чавуну СЧ20 при моделюванні за розробленою методикою (п.2.7) із використанням програмного комплексу Deform.

Спочатку зупинимося на вивченні деформаційних параметрів в контактній зоні. Розподіл інтенсивності швидкостей деформацій (рис.5.1) показує, що найбільш інтенсивно деформування відбувається у самій оброблюваній поверхні на початку і кінці контактної зони.

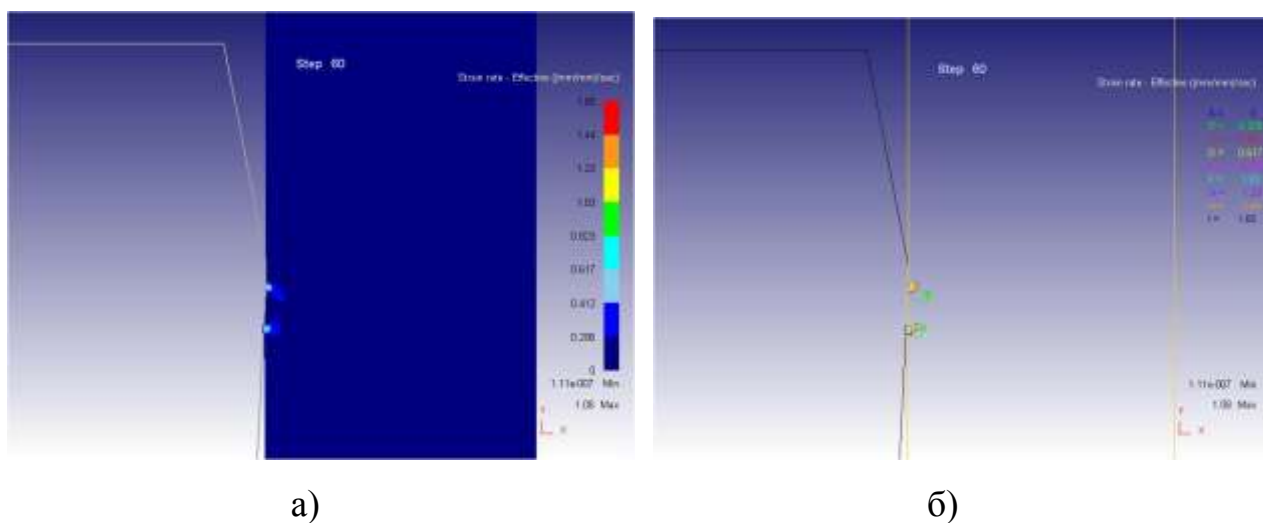
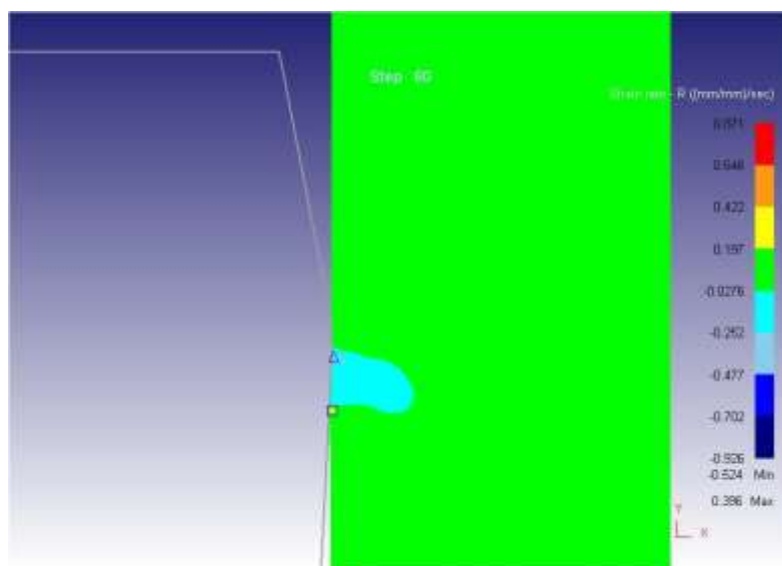


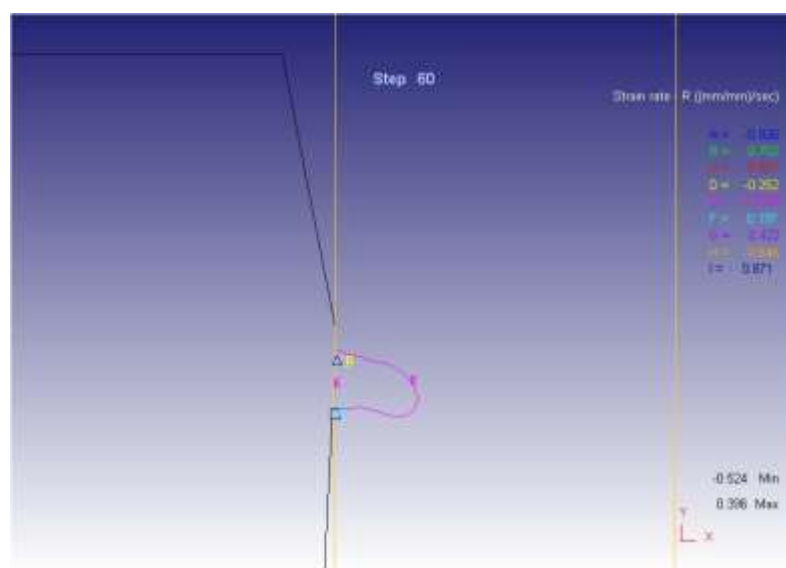
Рис.5.1. Розподіл швидкостей деформацій ξ_o зразка на 60 кроці симуляції ДПР: а) – поле розподілу швидкостей деформацій ξ_o ; б) – ізолінії розподілу інтенсивності швидкостей деформацій ξ_o

Подібний характер розподілу має і компонент тензору швидкостей деформацій: радіальної – ξ_r (рис.5.2) і осьової – ξ_z (рис.5.3). Це вказує на

значну локальну симетрію деформацій на цих ділянках, що обумовлено виявленими і описаними нижче закономірностями локального деформованого стану в контактній зоні.

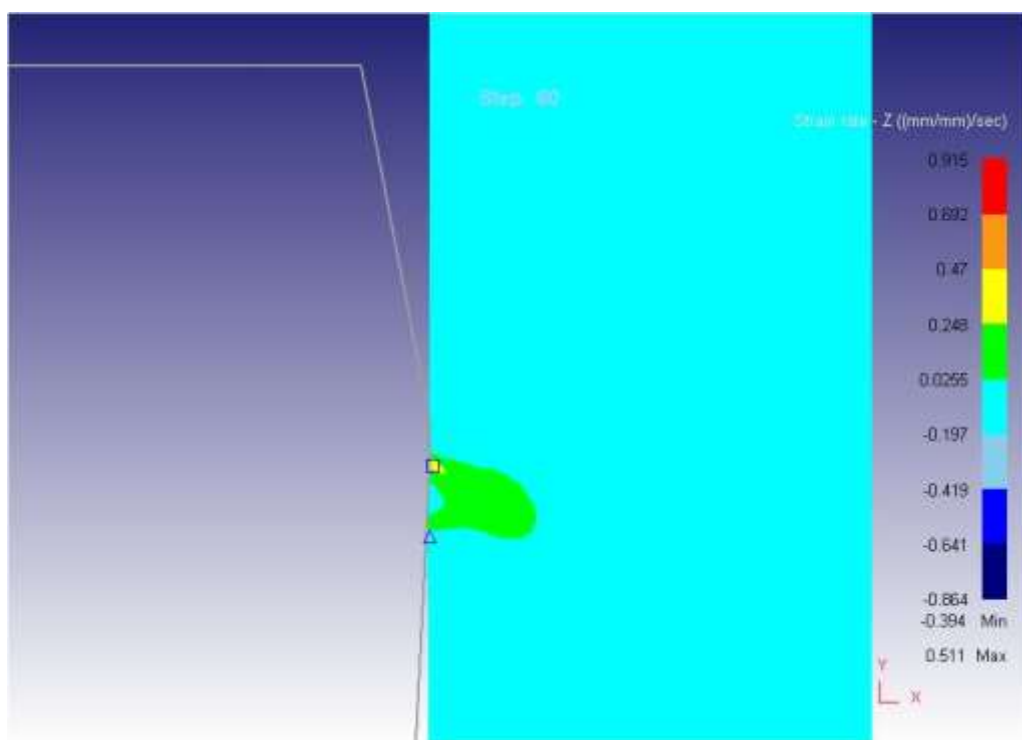


а)

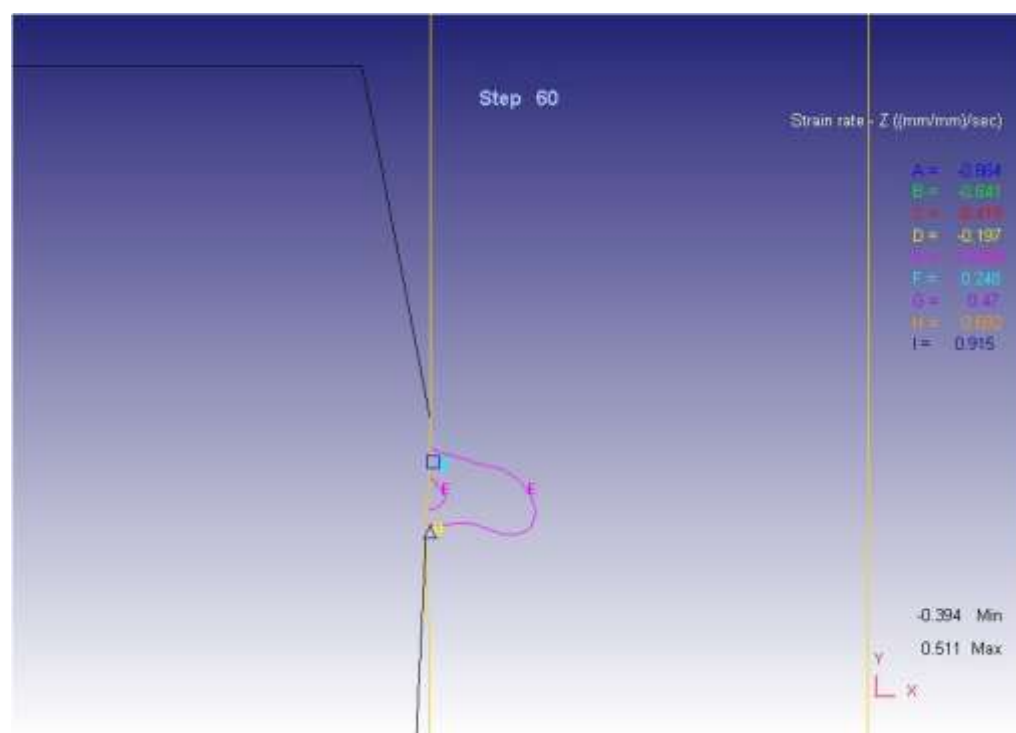


б)

Рис.5.2. Розподіл радіальної швидкості деформації ξ_r зразка на 60 кроці симуляції ДПР: а) – поле розподілу швидкостей радіальної деформації ξ_r ; б) – ізолінії розподілу швидкостей радіальної деформації ξ_r



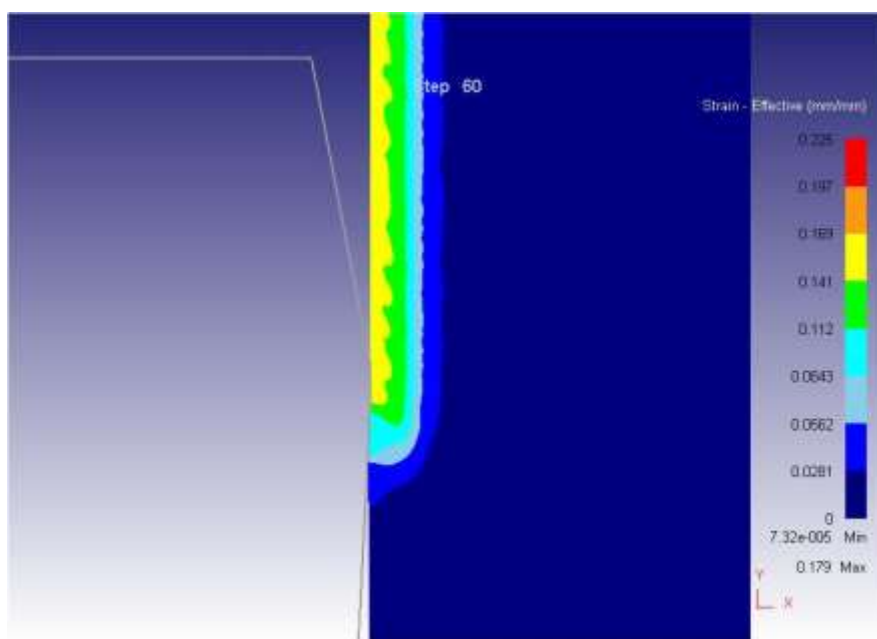
a)



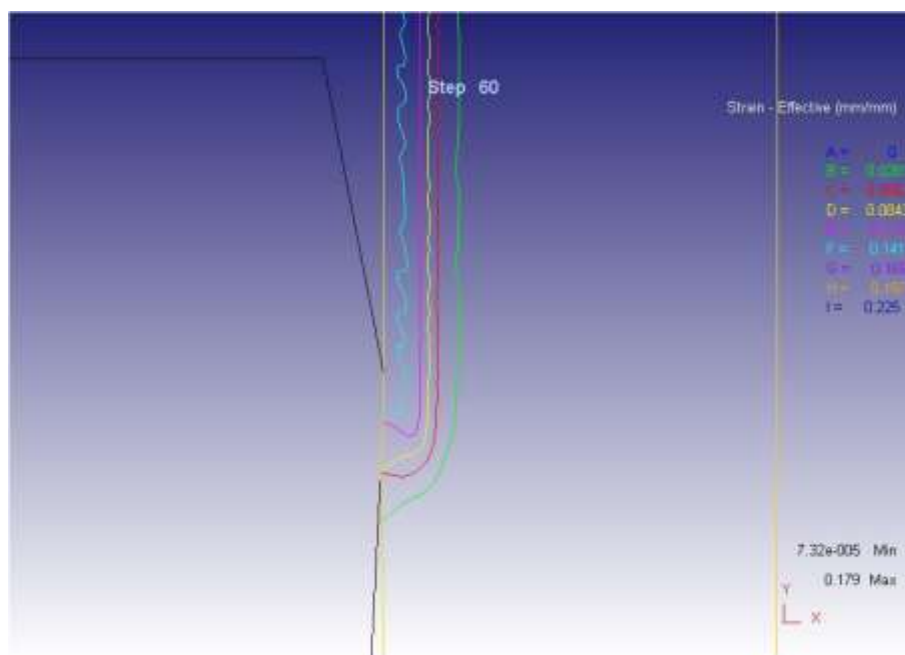
б)

Рис.5.3. Розподіл швидкостей осьової деформації ξ_z зразка на 60 кроці симуляції ДПР: а) – поле розподілу швидкостей осьової деформації ξ_z ; б) – ізолінії розподілу швидкостей осьової деформації ξ_z

Результати моделювання накопиченої деформації e_o (рис.5.4) показали, що її максимальна область не обмежується поверхневим шаром, а поширюється на деяку глибину h , причому цей шар близький до рівнозміцненого.



а)



б)

Рис.5.4. Розподіл накопиченої деформації e_o зразка на 60 кроці симуляції ДПР: а) – поле розподілу накопиченої деформації e_o ; б) – ізолінії накопиченої деформації e_o

Якщо глибину шару уявити відносною величиною h/a (де a – натяг на елемент), то це дозволить, згідно з рекомендаціями [175], застосувати отримані при моделюванні дані глибини зміцненого шару для розрахунку параметрів деформаційного зміцнення. Для цього необхідно визначити значення h/a при деформуванні елементом з конкретним кутом α (наприклад, $\alpha = 4^\circ$ – крива 5) і побудувати універсальну залежність в координатах $\bar{e}_0 - h/a$ (рис.5.5), за якою методами інтерполяції або екстраполяції отримати значення глибини зміцненого шару при обробці деформуючими елементами з іншими значеннями кутів α .

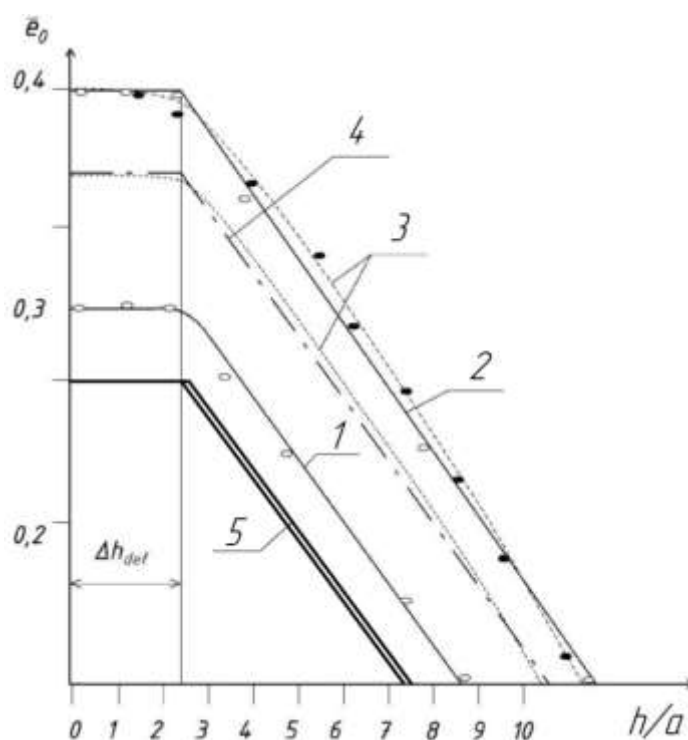


Рис.5.5. Універсальні залежності накопиченої деформації $\bar{e}_0$, отримані методом моделювання від відносної глибини поверхневого шару заготовки h/a : 1 – для деталей, оброблених інструментом з кутом конусності $\alpha = 5^\circ$; 2 – для деталей, оброблених інструментом з кутом конусності $\alpha = 10^\circ$; 3 – криві, отримані методом виміру мікротвердості; 4 – крива, отримана інтерполяцією кривих 1 і 2 для обробки інструментом з кутом конусності $\alpha = 8^\circ$ [175]; 5 – крива отримана моделюванням з кутом конусності $\alpha = 4^\circ$

Як видно з рис. 5.5, результати, отримані за допомогою МСЕ, добре відповідають отриманим раніше експериментальним даним. Накопичена деформація для кута $\alpha = 4^\circ$ дещо менша, ніж при $\alpha = 5^\circ$, що відповідає як вже відомим закономірностям механіки ДПР [175], так і результатам дослідження НДС, що наведені в п.р. 5.1.2. Отримані нами дані для $\alpha = 4^\circ$ дозволяють запропонувати більш точну, ніж в [175] апроксимацію $\bar{e}_0$ для того, щоб в технологічних розрахунках використовувати значення $\bar{e}_0$ для рекомендованого $\alpha = 2^\circ$ (для підвищення пластичності).

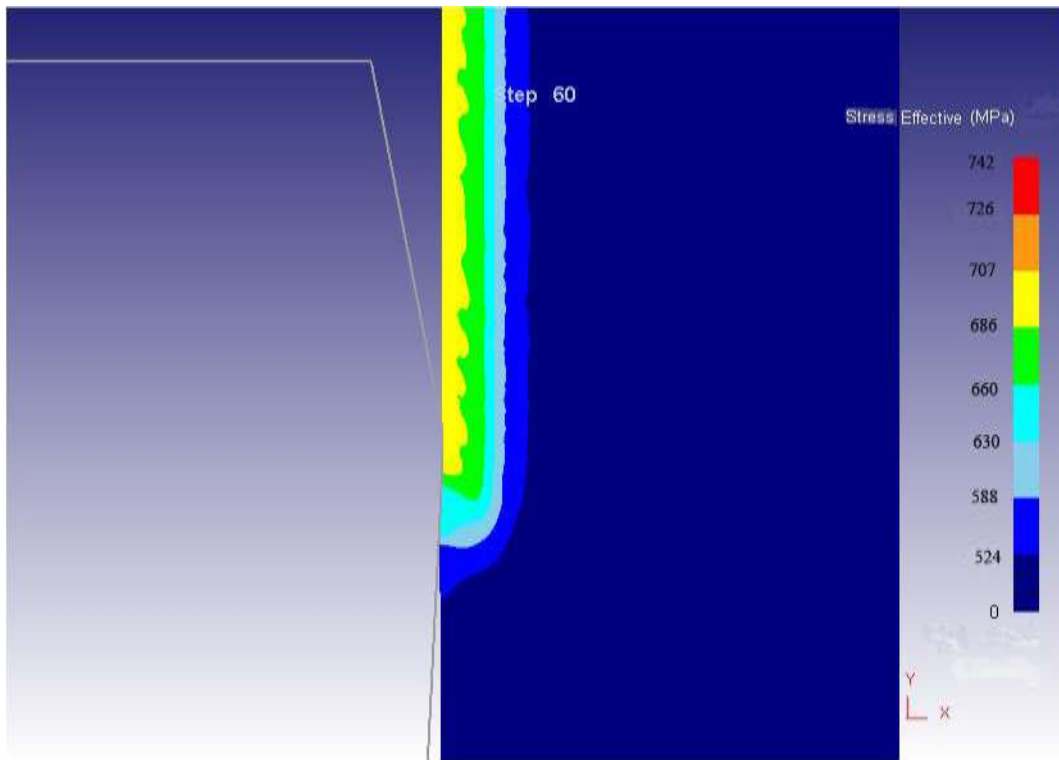
5.1.2. Напруження матеріалу в зоні обробки

Розглянемо напружений стан заготовки із чавуну при вищевказаних умовах деформування інструментом з кутом конусності $\alpha = 4^\circ$.

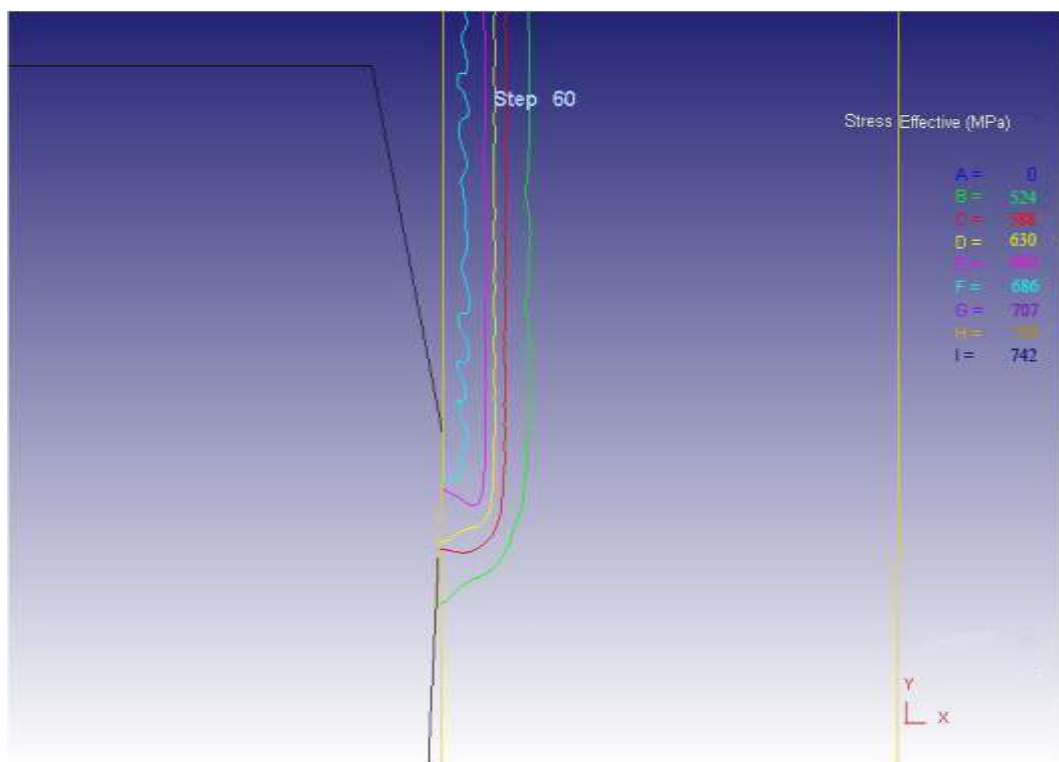
Розподіл полів та ізоліній інтенсивності напружень (рис.5.6) отримано з урахуванням розподілу накопиченої деформації e_0 (рис.5.4) і кривої течії для чавуну СЧ20 (рис.4.28). З рис.5.6 слідує, що максимальна інтенсивність спостерігається у поверхні отвору і поширюється на деяку глибину, що подібно розподілу деформації $\bar{e}_0$ (рис.5.4).

Розглянемо характер зміни радіального напруження в осередку деформації (рис.5.7). На початку контактної зони має місце інтенсивна пластична деформація стиснення, якій відповідають максимальні від'ємні значення радіальних напружень ($\sigma_r = -1690$ МПа). Причому ці значення максимальні до деякої глибини залягання, а потім монотонно знижуються. Тобто в контактній зоні є ділянка, на якій матеріал знаходиться в стані інтенсивного об'ємного стиснення.

В кінці контактної зони (рис.5.7) має місце різке падіння від'ємного значення радіального напруження. Більш того, на межі переходу контактної зони у позаконтактну з'являється локальна зона радіальних розтягуючих напружень, що свідчить про появу в цьому місці зони локальної пластичної деформації. Тому, явища, що відбуваються в поверхневому шарі осередку деформації, вимагають більш ретельного вивчення.

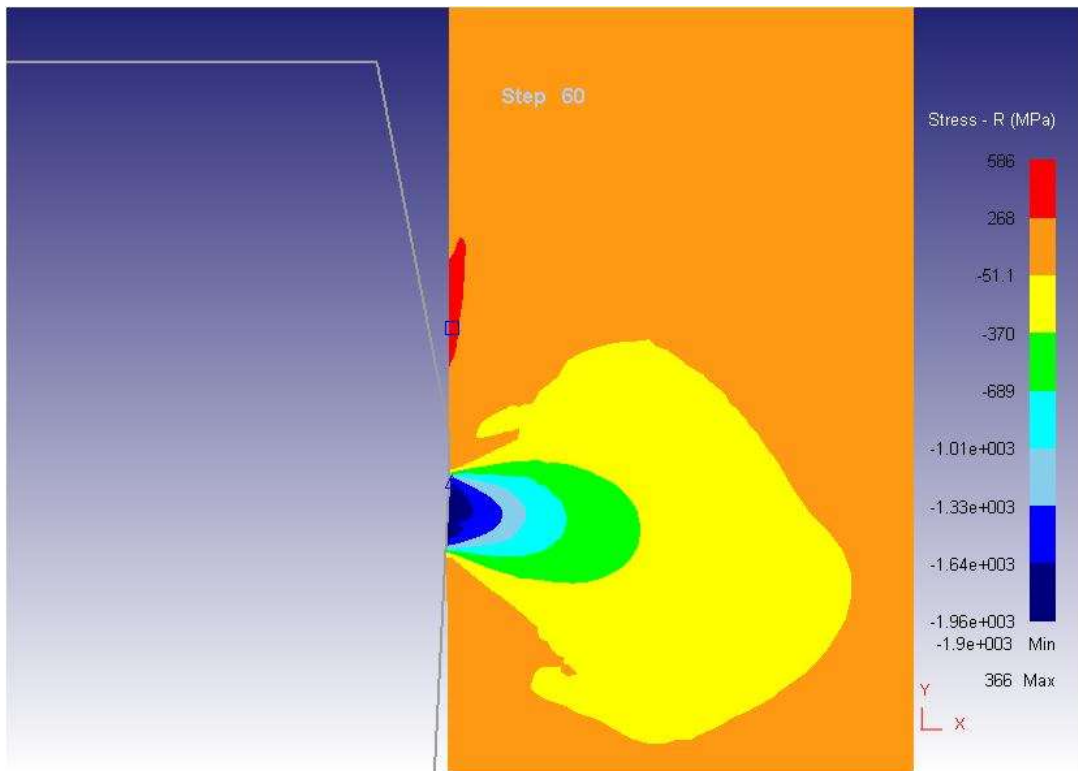


a)

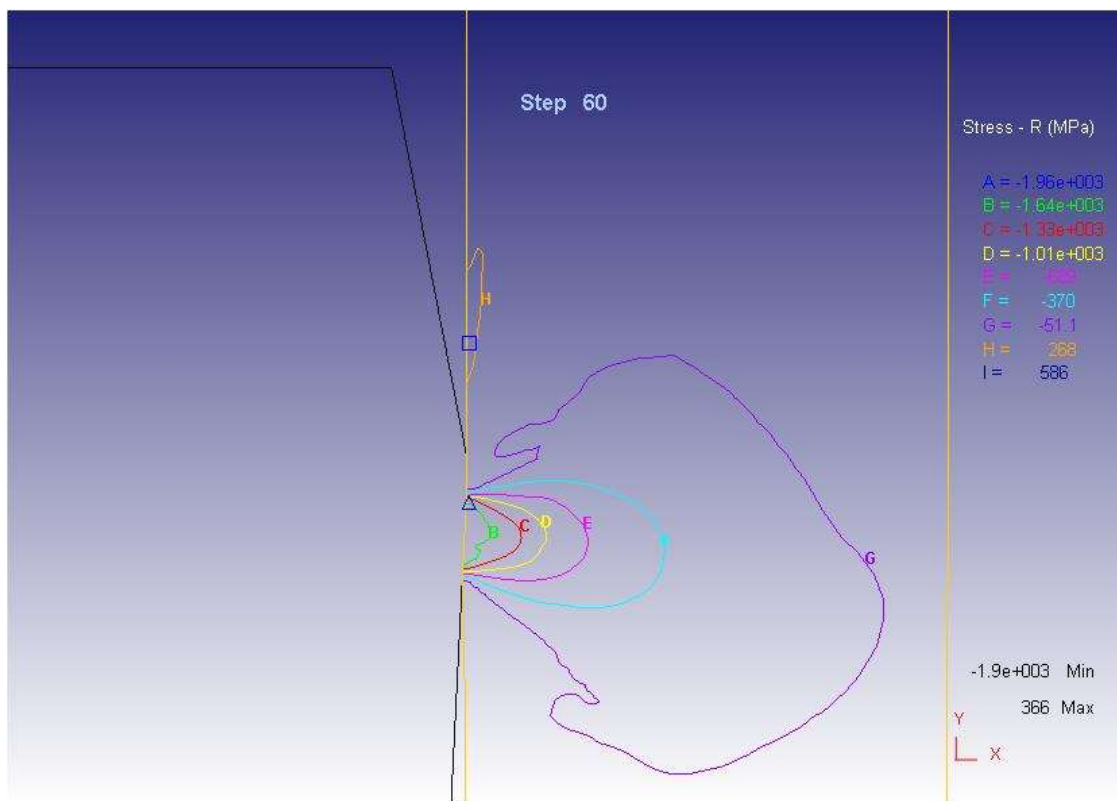


б)

Рис.5.6. Розподіл інтенсивності напружень σ_o зразка на 60 кроці ДПР: а) – поле розподілу інтенсивності напружень σ_o ; б) – ізолінії інтенсивності напружень σ_o



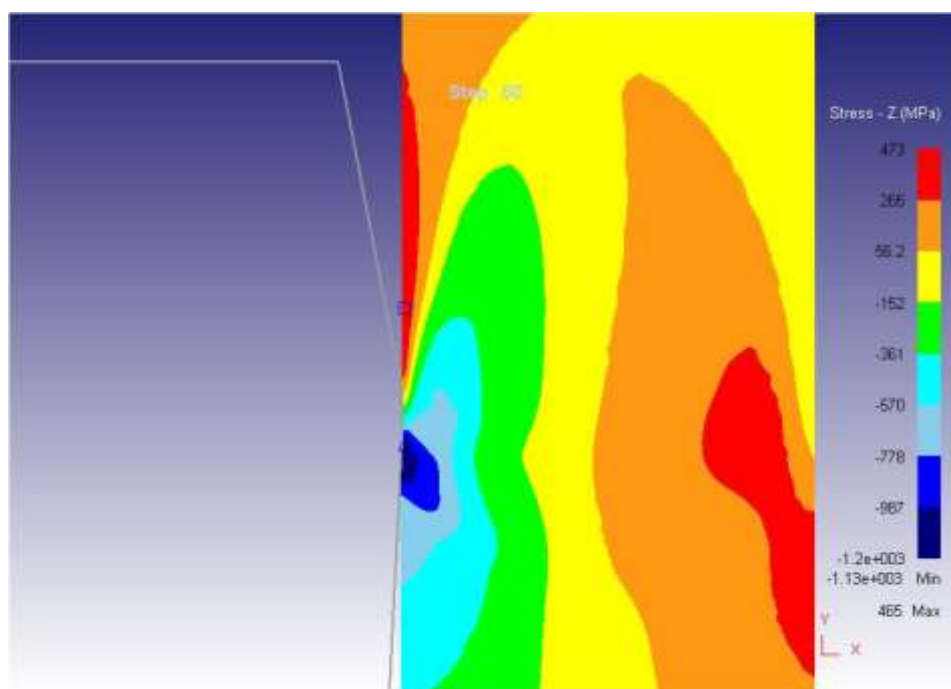
а)



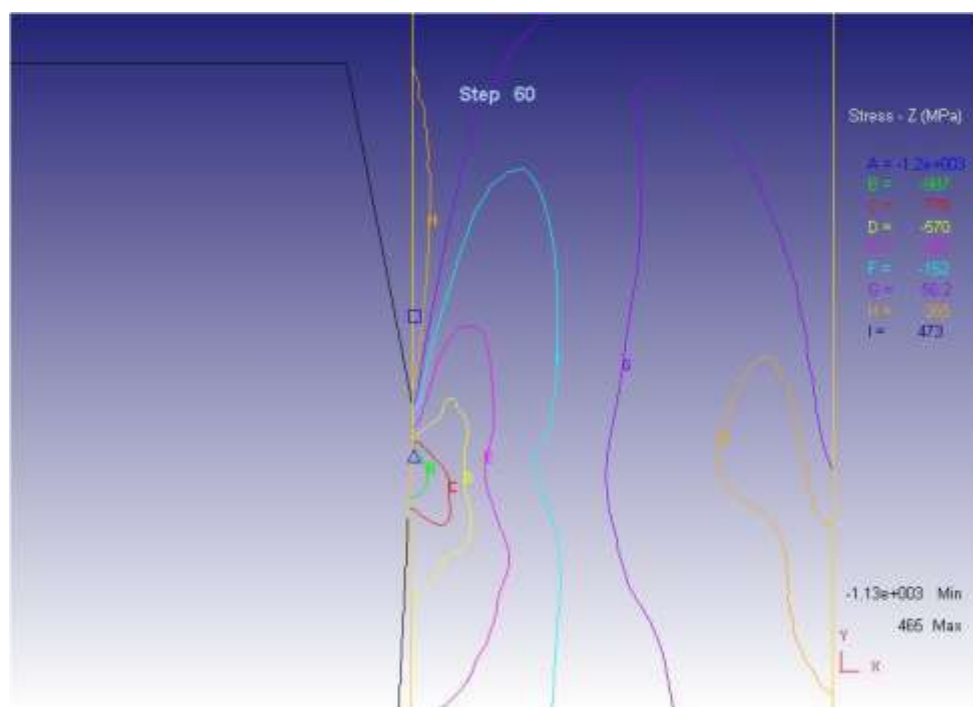
б)

Рис.5.7. Розподіл радіального напруження σ_r на 60 кроці ДПР: а) – поле розподілу радіального напруження σ_r ; б) – ізолінії розподілу радіального напруження σ_r

Подібний характер має зміна інших компонентів тензору напружень (рис.5.8, 5.9) на ділянці деформування.

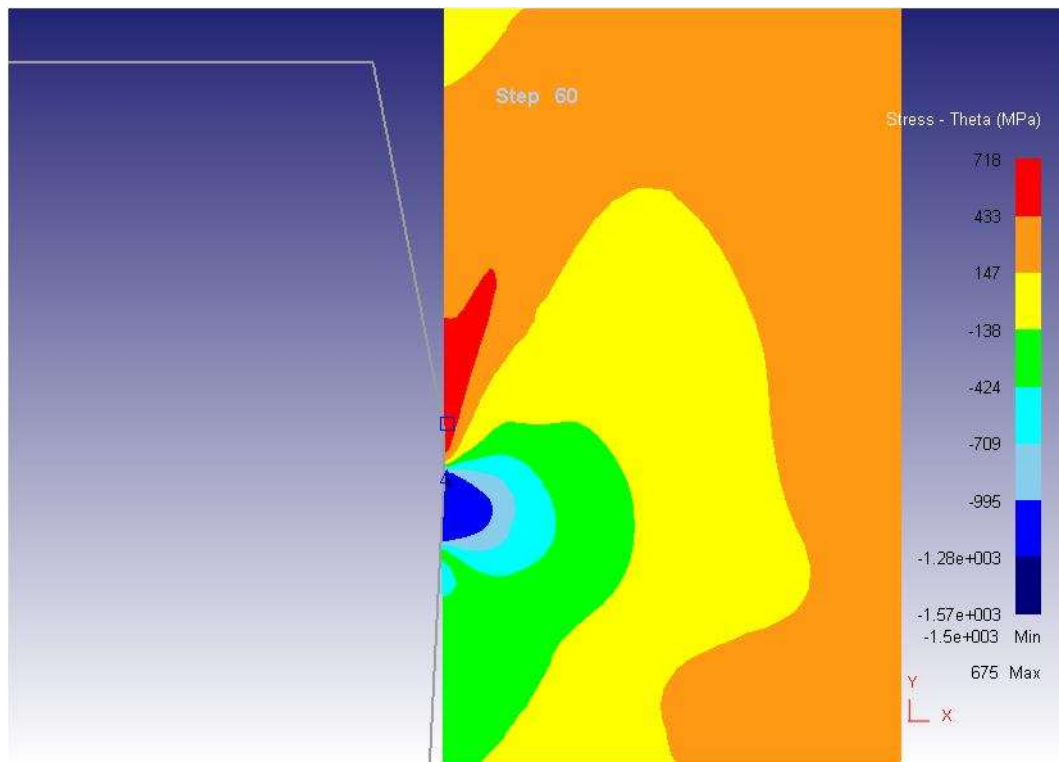


а)

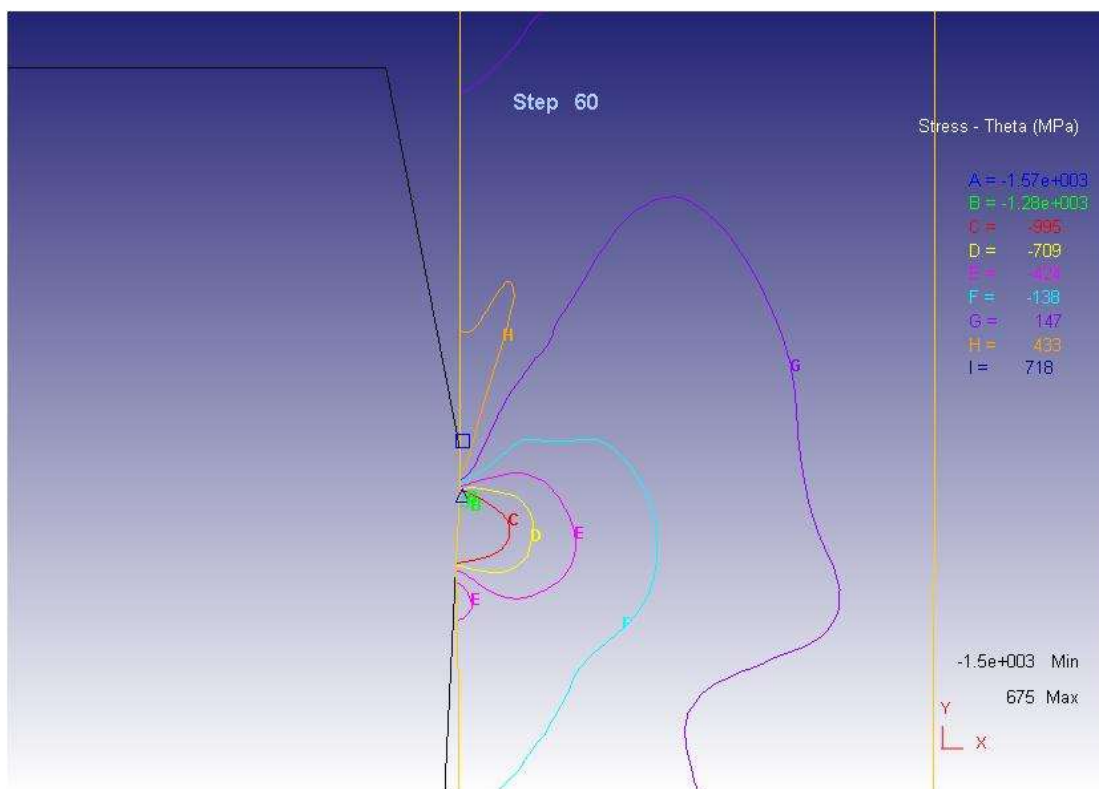


б)

Рис.5.8. Розподіл осьового напруження σ_z на 60 кроці ДПР: а) – поле розподілу осьового напруження σ_z ; б) – ізолінії розподілу осьового напруження σ_z



a)



б)

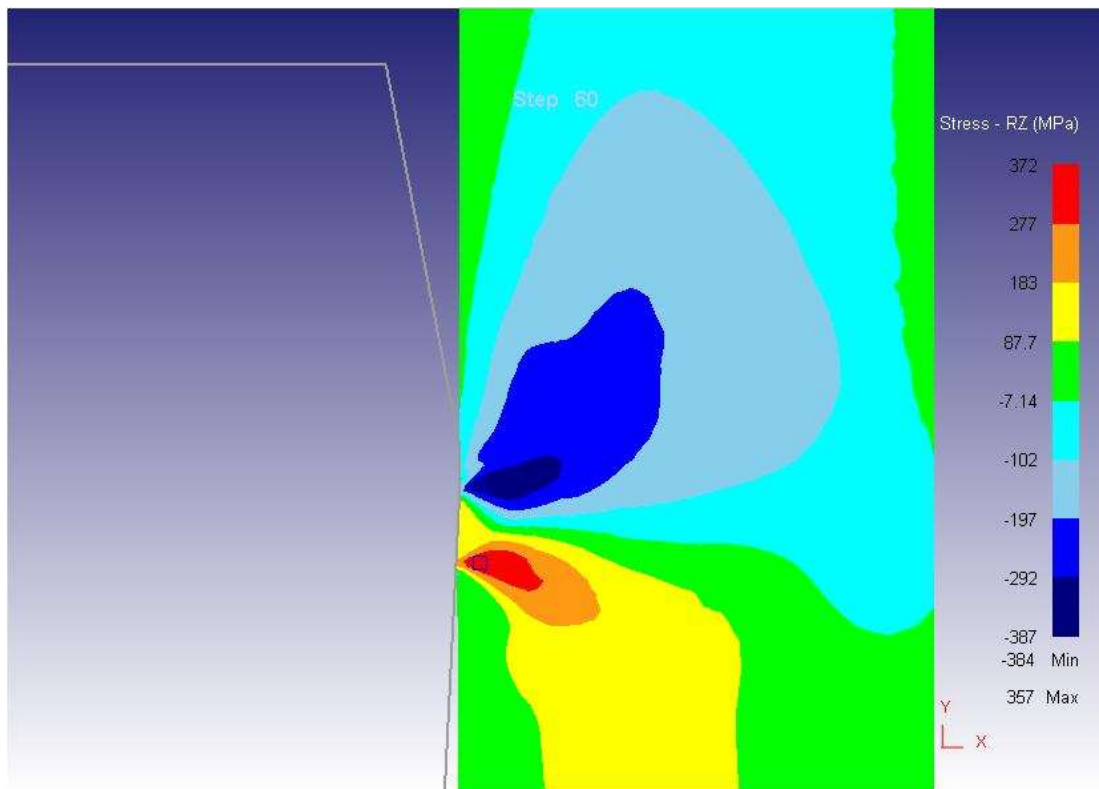
Рис.5.9. Розподіл окружного напруження σ_φ на 60 кроці ДПР: а) – поле розподілу окружного напруження σ_φ ; б) – ізолінії розподілу окружного напруження σ_φ

Також спостерігається різке зростання від'ємних значень σ_z і σ_φ , які до кінця зони контакту зменшують своє від'ємне значення і переходять на границі контактної і позаконтактної зони через нуль і стають такими, що розтягуються, тобто позитивними. Слід зазначити, що їх значення на деякій глибині практично постійні, а потім дещо знижуються.

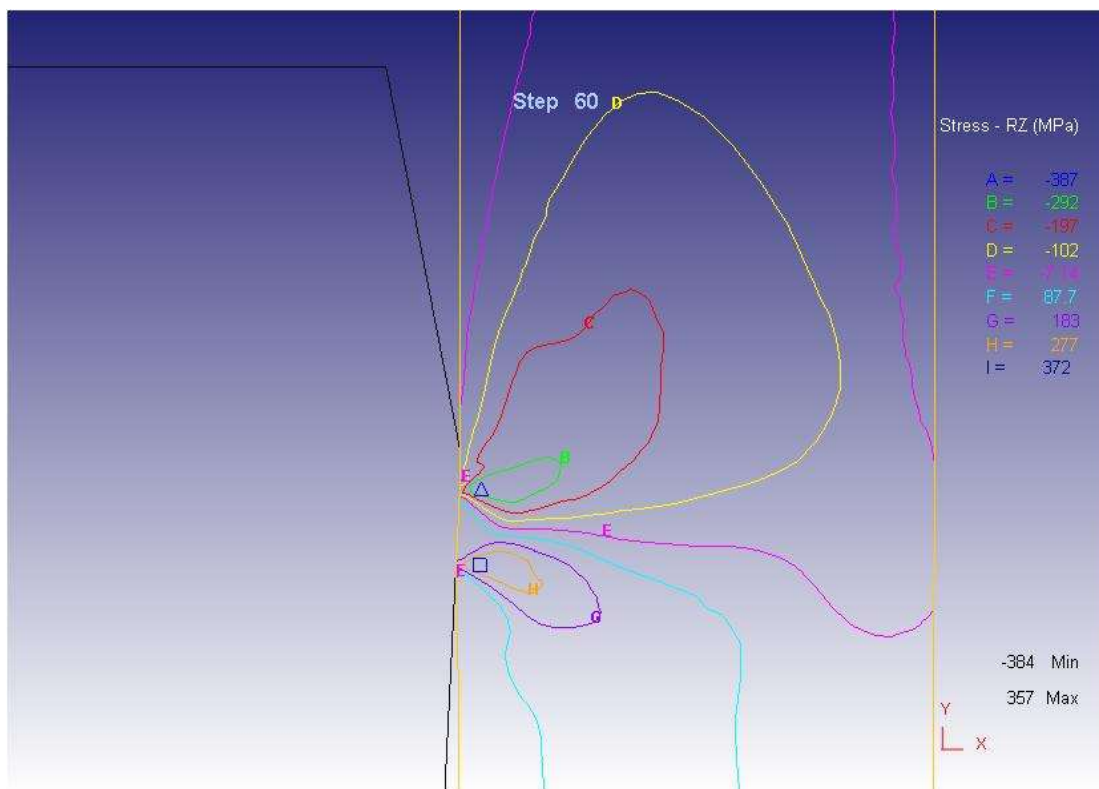
Наявність в місці переходу зони контакту у позаконтактну трьох розтягуючих компонентів тензору напружень вказує на появу небезпечної зони локальної пластичної деформації в цьому місці, яка змінює течію матеріалу у позаконтактній зоні.

Дещо інший характер має зміна дотичних напружень τ_{rz} (рис.5.10). На початку контактної зони спостерігається поява локальної зони розтягуючих напружень, які після появи області інтенсивного об'ємного стиснення стають стискаючими, причому максимальні значення розтягуючих і стискаючих значень τ_{rz} приблизно однакові. До кінця ділянки контакту від'ємні значення τ_{rz} зменшуються до нуля.

Описані результати підтверджуються раніше отриманими експериментальними даними [34, 253] про наявність локальної зони пластичного деформування – так званого напливу, розташованого на початку контактної зони, який збільшує протяжність зони контакту. Що стосується зони переходу контактної ділянки у позаконтактну, то там також дані моделювання показують на наявність локальної зони пластичного деформування. Однак ці питання вимагають додаткового дослідження.



а)



б)

Рис.5.10. Розподіл дотичних напружень τ_{rz} на 60 кроці ДПР: а) – поле розподілу дотичних напружень τ_{rz} ; б) – ізолінії розподілу дотичних напружень τ_{rz}

5.2. Уточнення схеми осередку деформації

Як відомо [156], осередок деформації при ДПР складається із ділянки контакту II, також двох позаконтактних зон I і III, що примикають до нього (рис.5.11). Деформування в різних зонах осередку деформації являє собою єдиний процес пластичної формозміни заготовки і одночасно на всіх трьох ділянках визначає НДС і залежні від нього параметри.

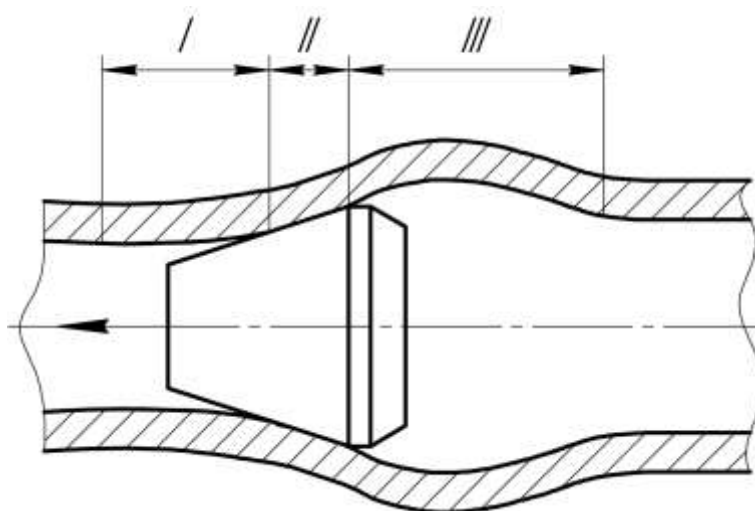


Рис.5.11. Схема осередку деформації: I, III – позаконтактна зона; II – ділянка контакту [156]

В роботі [156, 253] показано, що з ростом значень контактних тисків, на які впливає товстостінність заготовки, кут α , натяг на елемент, і досягнення ними рівня критичних значень, схема взаємодії набуває деяких особливостей.

На рис.5.12 показана певна експериментальна залежність довжини контактної зони l_k і висоти позаконтактної зони за ділянкою контакту від тонкостінності заготовки.

Як видно, зниження довжини контакту і збільшення висоти позаконтактної зони, що відповідає рис.5.12, відбувається тільки до критичної товщини стінки $t_{кр}/r_0$, при якій, згідно [156], контактні тиски досягають критичної величини $q_{кр}$, де r_0 початковий радіус отвору заготовки.

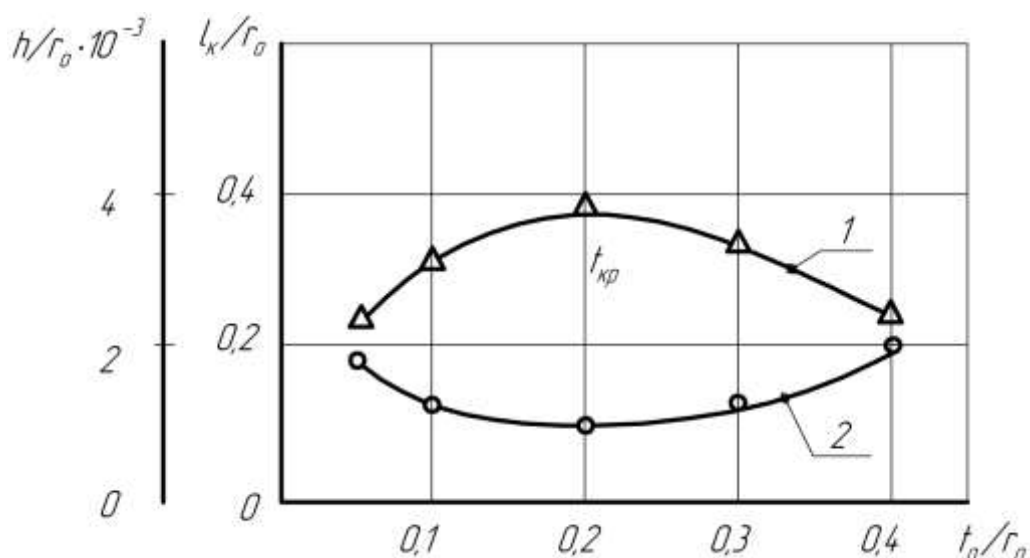


Рис.5.12. Залежність висоти позаконтактної зони контакту (h/r_o), довжини контакту (l_k/r_o) від товщини стінки заготовки (t_o/r_o) при обробці заготовок зі сталі 20, НВ 125 деформуючим елементом з кутом $\alpha = 4^\circ$ і натягом $a/r_o = 0,05$: 1 – висота позаконтактної зони; 2 – довжина контактної зони

При цьому, як показано в роботах [156, 253], на початку ділянки контакту утворюється зона локального пластичного деформування – наплив, який збільшує протяжність контакту.

Слід зазначити, що величина критичної товщини стінки залежить від натягу на елемент і кута α , а також товстостінності заготовки [156, 253].

Тому з наведених матеріалів слідує, що до критичної товщини стінки схема осередку деформації відповідає схемі, наведеній на рис.5.11.

Відносно деформування в умовах критичних контактних тисків, то в цьому випадку процес вимагає додаткового вивчення.

Для поглибленого вивчення форми осередку деформації виконувалося моделювання зміни твірної (її форми) в осередку деформації. Результати моделювання (рис.5.13) свідчать, що контактна зона має дві ділянки локальної пластичної деформації, що підтверджується даними з моделювання НДС (рис 5.1-5.3, 5.6-5.9).

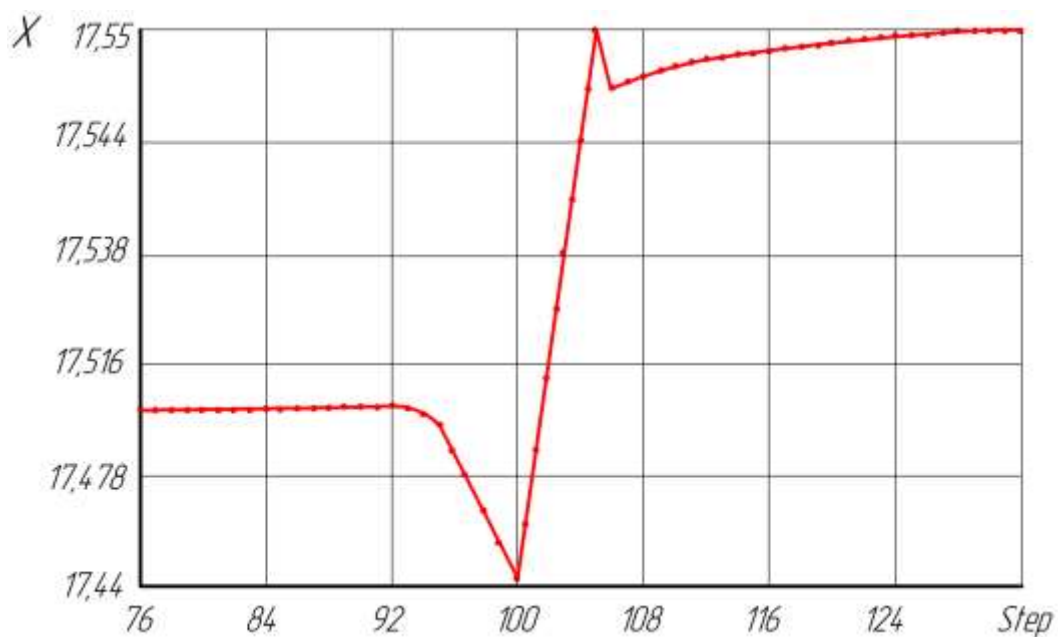


Рис.5.13. Зміна координати X твірної поверхні осередку деформації (II форма) в залежності від кроку $Step$

Перша ділянка знаходиться на початку контактної зони, друга – в її кінці, у місці переходу контактної зони у позаконтактну.

Оскільки умови взаємодії конічного інструменту із заготовкою на вході і на виході із зони контакту істотно різні, розглянемо моделювання контактної взаємодії, як роздачу труби конічним пуансоном (рис.5.14) при його радіальному переміщенні.

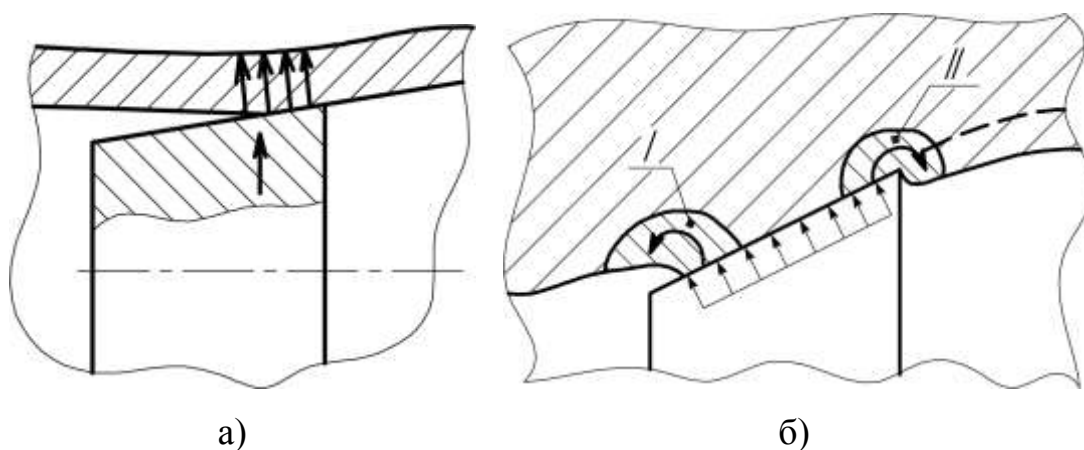


Рис.5.14. Роздача труби жорстким пуансоном при його радіальному переміщенні: а) роздача тонкостінної заготовки $q < q_{кр}$; б) роздача товстостінної заготовки $q > q_{кр}$; I, II – зони локальної пластичної деформації

При роздачі труби в умовах, коли $q < q_{кр}$ (рис.5.14, а), твірна отвору – плавна лінія, без зламів, яка характерна при наявності локальних пластичних зон.

При роздачі труби, коли $q > q_{кр}$ (рис.5.14, б), під дією високих контактних тисків відбувається локальне витікання матеріалу з-під інструменту з утворенням локальних пластичних зон I і II. Відзначимо, що зона I – наплив, зона II – локальне видавлювання матеріалу заготовки з-під кромки пуансона за рахунок наявності критичних контактних тисків.

При цьому зона I призводить до збільшення довжини контакту, а зона II до зменшення висоти позаконтактної зони.

Порівняння профілограми твірної отвору в цих зонах (рис.5.13), отриманої симуляцією МСЕ при ДПР за умови ($q > q_{кр}$), добре відповідає схемі рис.5.14 (б), тобто при $q > q_{кр}$.

На рис.5.15 показано утворення зон локальної пластичної деформації при деформуванні в області критичних для даного матеріалу контактних тисків.

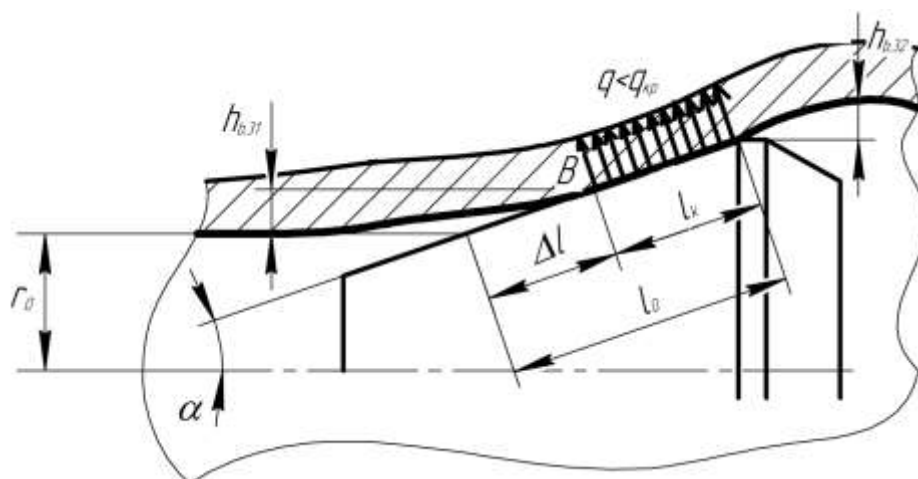
Витікання (показано стрілками на рис.5.14) в зоні I призводить до утворення «напливу», а витікання в зоні II – до утворення сходинок і зменшення висоти хвилі позаконтактної деформації. Як зазначалося вище, ці зони локальної пластичної деформації змінюють схему взаємодії інструменту з деталлю, що додатково призводить до появи перегинів функції $l_k = f(t_0/r_0)$ і $h_{г.з} = f(t_0/r_0)$, які раніше були отримані експериментально (рис.5.15).

Враховуючи результати моделювання, розглянемо схему взаємодії при ДПР. Коли контактні тиски менші критичних, схема взаємодії внутрішньої поверхні заготовки описується згідно рис.5,15 (а).

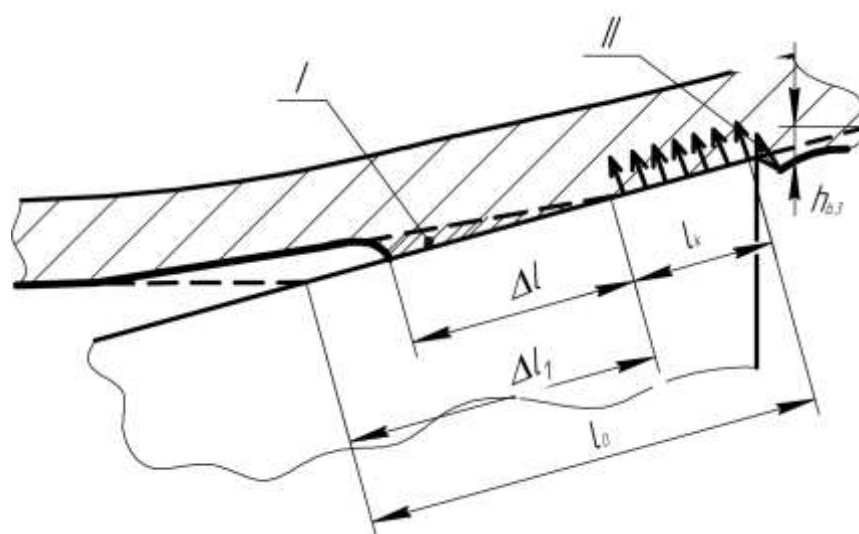
У цьому випадку довжина контакту:

$$l_k = l_0 - \Delta l = \frac{a}{2 \sin \alpha} - \frac{5l_1}{8 \cos \alpha}, \quad (5.5)$$

a – висота позаконтактної зони за ділянкою $h_{б.32}$.



а)



б)

Рис.5.15. Деформуюче протягування заготовки: а – тонкостінної $q < q_{кр}$; б – товстостінної $q \geq q_{кр}$; I, II – зони локальної пластичної деформації; I – вплив попереду ділянки контакту; II – сходинка за ділянкою контакту

Як зазначалося раніше, зі збільшенням кута α , товстостінності заготовки і зі зменшенням натягу на елемент контактний тиск збільшується. Коли він досягає критичного значення, довжина контакту починає збільшуватися за рахунок утворення напливу, що збільшує довжину контакту (рис.5.15, б).

У цьому випадку довжина контакту:

$$l_k = l_0 - \Delta l = \frac{a}{2 \sin \alpha} - \frac{h_{b,31}}{\sin \alpha} + \frac{h_l}{\sin \alpha}, \quad (5.6)$$

де h_l – додаткова складова, яка враховує висоту локальної пластичної зони (напливу).

Висота позаконтактної зони також змінюється, починаючи зменшуватися за рахунок утворення локальної зони пластичного деформування у вигляді сходинок, яка утворюється при витіканні матеріалу заготовки в місці закінчення контактної зони.

Зі збільшенням контактного тиску, наприклад, за рахунок товстостінності заготовки, значення цієї сходинок зростає, а висота позаконтактної зони зменшується:

$$h_{b,32} = h_{b,32} - h_{l,2}, \quad (5.7)$$

де $h_{l,2}$ – додаткова складова, що враховує висоту сходинок.

Цим пояснюється зміна характеру залежностей $l_k = f(t_0/r_0)$ і $h_{b,3} = f(t_0/r_0)$.

Наші дослідження показали, що зони локальної пластичної деформації виникають навіть при ДПР заготовок із малопластичних матеріалів, наприклад із чавуну, які обробляються виключно з малими натягами [154, 158], що забезпечує наявність в контактній зоні критичних контактних тисків.

Таким чином, виконані дослідження дозволили встановити, що при наявності в зоні контакту тисків менше критичних, схема осередку деформації відповідає схемі, наведеній на рис.5.15 (а), яка включає ділянку контакту і дві позаконтактні зони, які примикають до неї.

При наявності в зоні контакту критичних контактних тисків в місці сполучення позаконтактних з ділянкою контакту, з'являються зони локального пластичного деформування і схема взаємодії відповідає рис.5.15 (б). Згідно цього рисунка передня зона являє собою наплив, який збільшує довжину контактної зони, а задня – сходинок із матеріалу деталі, що витікає із зони контакту під впливом критичних контактних тисків.

Поява зон локального пластичного деформування змінює схему взаємодії інструменту з деталлю, а також її геометричні параметри і призводить до появи перегинів функції $l_k = f(t_0/r_0)$ і $h_{e,z} = f(t_0/r_0)$.

5.3. Вплив геометрії інструменту на параметри НДС

Використання розробленої методики моделювання дозволило дослідити вплив геометрії інструменту на параметри НДС.

Розглянемо вплив кута α на параметр накопиченої деформації e_0 . Як слідує із рис.5.16, збільшення кута α від 2° до 12° змінює значення параметра накопиченої деформації до 5 разів. При цьому змінюється протяжність позаконтактної зони перед ділянкою контакту, яка мінімальна для кута 12° , а максимальна для кута $\alpha = 2^\circ$.

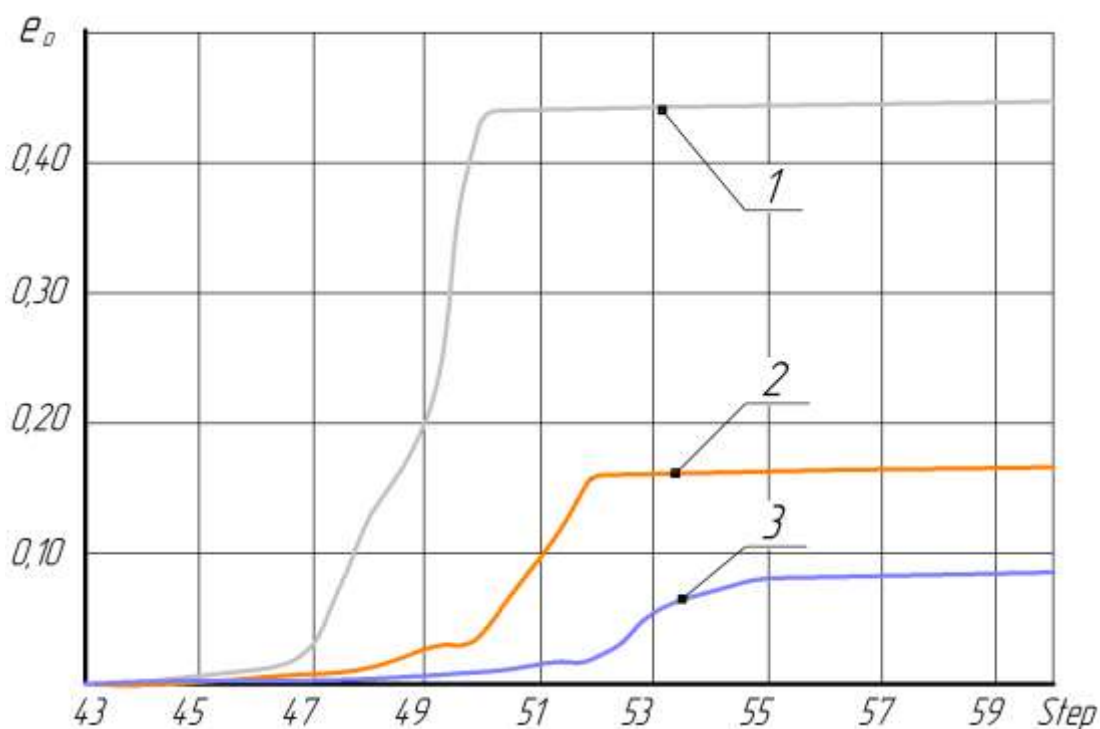


Рис.5.16. Залежність параметра e_0 від кроку $Step$ для кутів α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2°

Зона локальної пластичної деформації після ділянки контакту найбільш помітна при куті $\alpha = 12^\circ$ (крива 1, рис.5.16).

Зі збільшенням кута α контактна зона монотонно зменшується, що слідує із експериментально отриманої залежності зміни довжини контакту від кута α (рис.5.17).

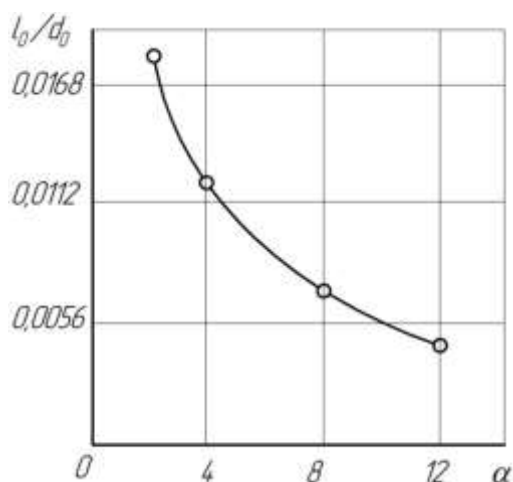


Рис.5.17. Залежність фактичної довжини контакту l_0/d_0 від кута α при обробці заготовки із чавуну СЧ20 НВ 1,7 ГПа $t_0/d_0 = 0,28$ з натягом на елемент $a/d_0 = 0,0028$

Порівняння рис.5.16 з рис.5.18, на якому наведена залежність ресурсу використаної пластичності від кута α , показало, що на ділянці, яка відповідає передній позаконтактній зоні, спостерігається полого накопичення деформацій і відповідне накопичення ресурсу використаної пластичності.

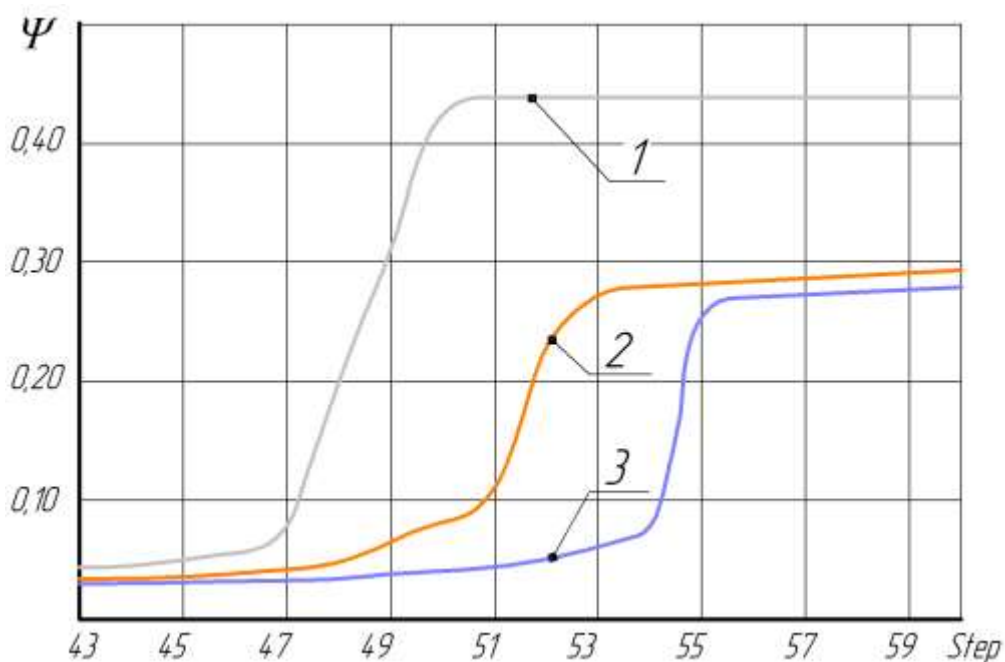


Рис.5.18. Зміна параметру ψ від кроку Step для кутів α : 1 – 12°; 2 – 4°; 3 – 2°

На початку зони контакту відбувається стрибкоподібне збільшення від'ємного значення гідростатичного тиску від значення $\sigma \approx -500$ МПа до значення $\sigma \approx -1500$ МПа (рис.5.19) і відповідне збільшення від'ємного значення коефіцієнта жорсткості напруженого стану η (рис.5.20) від -2 до -7 для кутів $\alpha = 2^\circ, 4^\circ$ і $\eta = -5$ для кута $\alpha = 12^\circ$.

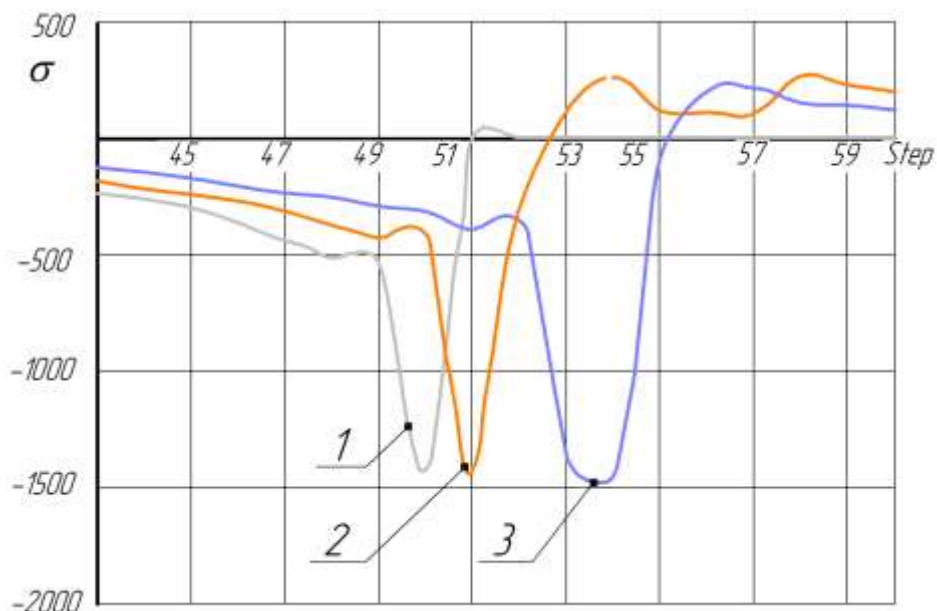


Рис.5.19. Зміна гідростатичного тиску σ залежно від кроку *Step* для кутів α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2°

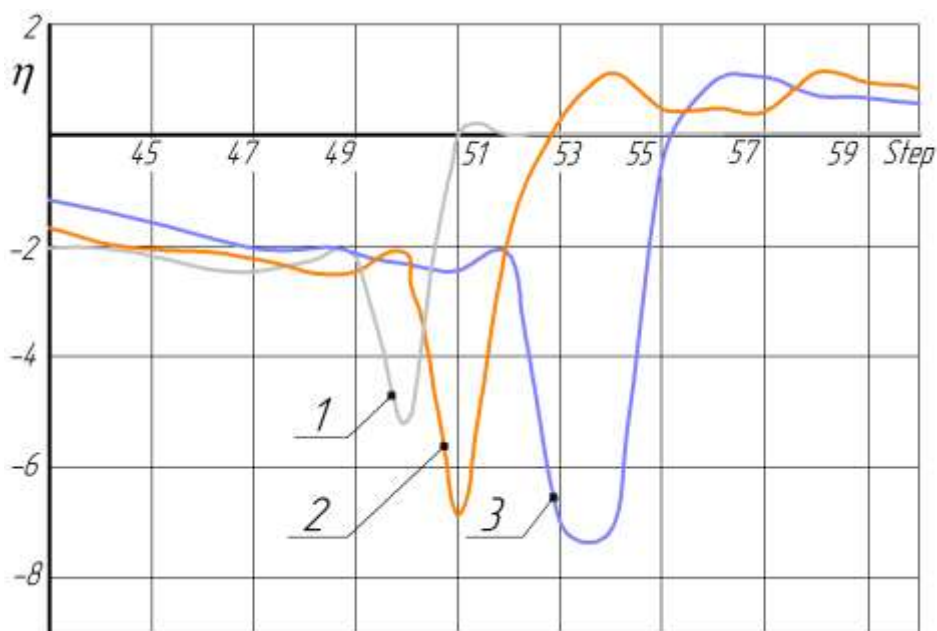


Рис.5.20. Зміна параметру η залежно від кроку *Step* для кутів α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2°

Це вказує на те, що на початку контактної зони незалежно від кута α матеріал переходить в стан сильного об'ємного стиснення.

Осьове контактне напруження також стрибкоподібно збільшує своє від'ємне значення (рис.5.21) від значення $\sigma \approx -550$ МПа до значення $\sigma_z \approx -1750$ МПа для кутів $\alpha = 2^\circ, 4^\circ$ і $\sigma_z \approx -1250$ МПа для кута $\alpha = 12^\circ$.

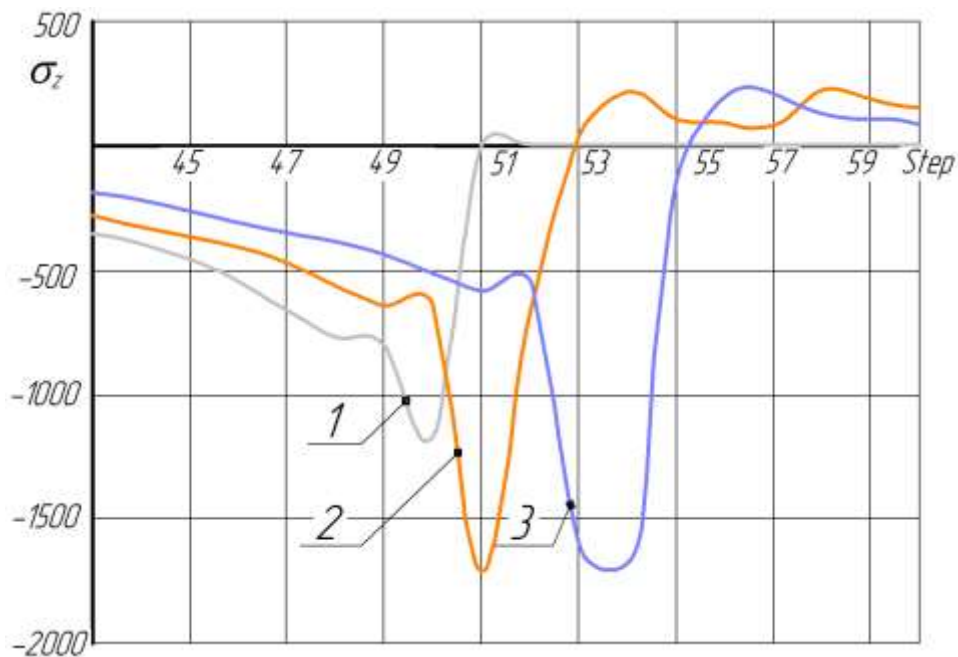


Рис.5.21. Зміна параметру σ_z від кроку Step для кутів α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2°

Далі, до кінця зони контакту гідростатичний тиск σ (рис.5.19), коефіцієнт жорсткості напруженого стану η (рис.5.20) і осьові напруження σ_z (рис.5.21) зменшують своє від'ємне значення і навіть набувають позитивного значення, що є небажаним, оскільки призводить до вичерпання ресурсу пластичності, що призведе до руйнування поверхневого шару деталі. Як зазначалося вище, ступінь накопиченої деформації в контактній зоні збільшується з ростом кута α (рис.5.16). Параметр ψ , подібно до параметру e_0 , також залежить від кута α (рис.5.18, 5.22) і мінімальне значення його спостерігається при куті $\alpha = 2^\circ$. Це, очевидно, пояснюється наявністю максимального від'ємного значення показника напруженого стану η (рис.5.20) і гідростатичного тиску σ (рис.5.19). Різниця в значенні параметру ψ вельми істотна і відрізняється для кутів 12° і 2° майже в 2 рази.

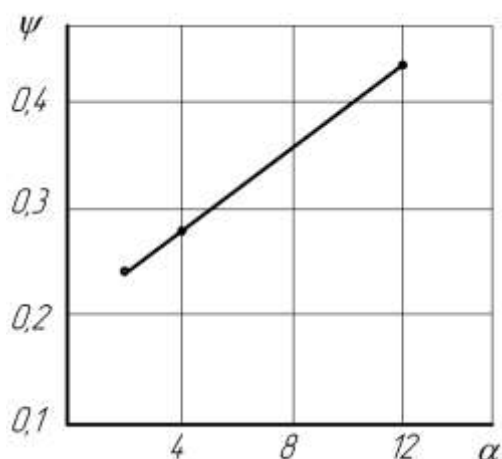


Рис.5.22. Залежність параметру ψ від кута α при моделюванні ДПР заготовки із чавуну СЧ20 розмірами $d_0 = 35$ мм, $t_0 = 10$ мм з натягом на елемент 0,1 мм

Величина локальної зони пластичного деформування після ділянки контакту мінімальна для випадку деформування з кутом $\alpha = 12^\circ$. Це, очевидно, пояснюється меншими від'ємними значеннями гідростатичного тиску в порівнянні з деформуванням з кутами $\alpha = 2^\circ$ і 4° .

5.3.1. Вплив геометрії інструменту на історію деформування

Розглянемо історію деформування (шлях деформування) при деформуючому протягуванні заготовки із чавуну СЧ20 робочим елементом з різними кутами α .

Використовуючи результати моделювання, наведені на рис.5.16, 5.20, будемо шлях деформування матеріалу поверхневого шару (рис.5.23) для точки 1. У цьому випадку для кожного кроку вибиралося значення параметра накопиченої деформації e_0 , що відповідає досліджуваним кутам $\alpha = 2^\circ, 4^\circ, 12^\circ$ і значення показника напруженого стану η для зазначених значень кутів α . Крім того, на цьому рис.5.23 будемо залежність параметру ψ від параметра e_0 . Для цього по осі ординат відкладаємо значення накопиченої деформації e_0 , а по осі абсцис значення показника напруженого стану η і значення ресурсу використаної пластичності ψ . Це дозволяє побудувати шлях деформування в двох проекціях, а саме – в головній і фронтальній. Результати розрахунків і побудов наведені на рис.5.23.

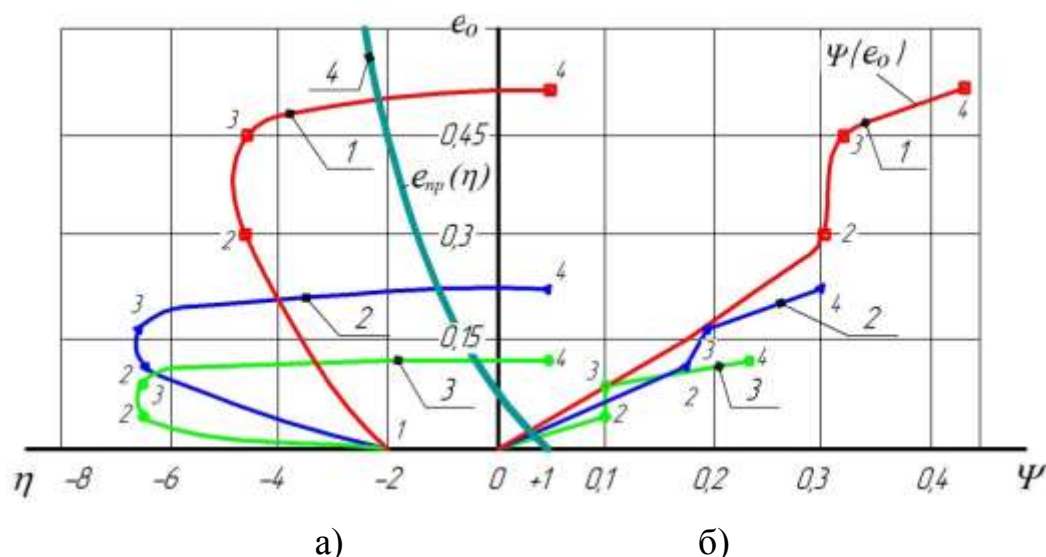


Рис.5.23. а) Залежність параметра e_0 від η для різних кутів α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2° при моделюванні заготовки із чавуну СЧ20; б) Залежність параметру ψ від e_0 при моделюванні заготовки із чавуну СЧ20 розмірами $d_0 = 35$ мм, $t_0 = 10$ мм з натягом $a = 0,1$ мм для різних кутів α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2° ; 4 – ділянка діаграми пластичності

Для спільного аналізу шляхів деформування матеріалу небезпечної зони, а саме – поверхневого шару, нанесемо на графік відповідну ділянку діаграми пластичності для даного матеріалу $e_{np}(\eta)$ (крива 4, рис.5.23).

Із аналізу представлених результатів слідує, що з ростом кута α інтенсивність накопичення пошкоджень збільшується і має місце більш інтенсивне зниження ресурсу пластичності ψ . Крім того, для всіх значень кутів α , на ділянці, на якій відбувається перехід контактної зони у позаконтактну, створюються умови, що збільшують значення ресурсу використаної пластичності ψ , що призводить до появи руйнування оброблюваного матеріалу. Це обумовлено наявністю локальної зони пластичного деформування, викликаній як наведено вище, витіканням оброблюваного матеріалу під дією критичних контактних тисків із зони контакту. При цьому від’ємне значення гідростатичного тиску переходить в позитивне (рис.5.19), радіальні і осьові напруження (рис.5.21) і показник напруженого стану (рис.5.20) приймають також позитивні значення. При таких умовах ресурс пластичності інтенсивно

вичерпується і навіть при перетині кривих деформування діаграмою пластичності (рис.5.23) відбувається руйнування поверхневого шару (так званого на практиці шелушіння). Цей факт необхідно враховувати при розробці конструкції деформуючого елемента, який дозволить усунути це явище.

Таким чином, наведені на рис.5.18 – 5.23 дані свідчать про більш інтенсивне накопичення пошкоджень зі збільшенням ступеня деформування при обробці деформуючим елементом з кутом $\alpha > 4^\circ$. Крім того, отримані результати свідчать про необхідність розробки конструкції інструменту, який дозволяє ефективно впливати на зону появи локальної пластичної деформації, яка інтенсивно вичерпує ресурс пластичності і приводить до появи руйнування оброблюваного матеріалу.

Представлені дані, отримані моделюванням ДПР заготовки із чавуну СЧ20, вказують на істотний вплив геометрії інструменту, зокрема кута α , на параметри НДС і ресурс використаної пластичності ψ . Очевидно, що використання кутів $\alpha \leq 4^\circ$ краще, так як дозволяє мінімізувати значення ресурсу використаної пластичності ψ .

5.4. Моделювання процесів, що відбуваються в осередку деформації при обробці виробів із чавуну

Розглянемо процеси, що відбуваються в осередку деформації і зміну на його ділянках параметрів НДС і залежних від нього факторів, а саме: η – показника жорсткості напруженого стану; σ – гідростатичного тиску; e_0 – накопиченої деформації; $\Delta\psi$ – приросту пластичності; ψ – ресурсу використаної пластичності; σ_z – осьового компоненту тензору напружень.

Проаналізуємо явища, що відбуваються в осередку деформації починаючи зі Step 43, а саме, як параметри НДС змінюються по глибині. Згідно рис.5.11 [156] осередок деформації починається з позаконтактної зони перед ділянкою контакту. Показник напруженого стану для цієї зони, згідно з

результатами моделювання (рис.5.24), $\eta = -1,73$ і дещо збільшується до значення $\eta = -2$ на Step 50 (точка початку контактної зони).

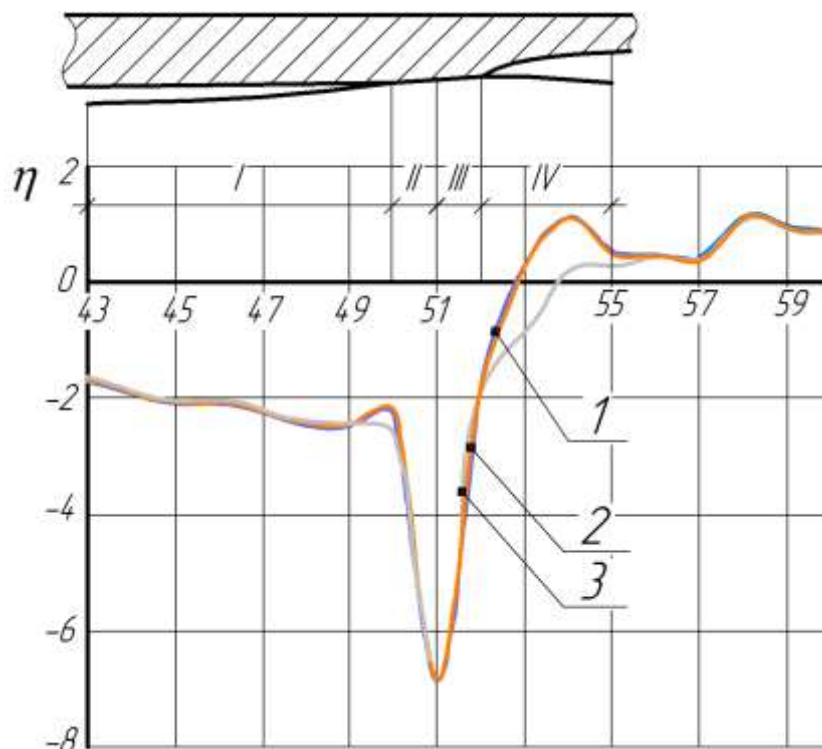


Рис.5.24. Залежність коефіцієнту жорсткості напруженого стану η від глибини залягання точок відносно оброблюваної поверхні при ДПР виробів із чавуну СЧ20: I, IV – позаконтактна зона; II, III – контактна зона; 1 – точка 1; 2 – точка 11; 3 – точка 3

Ці значення відповідають напруженому стану: стиснення в умовах плоскої деформації і характеризуються наявністю від'ємного гідростатичного тиску в межах $\sigma = -400$ МПа (рис.5.25), відносно невеликим значенням накопиченої деформації в межах $e_0 = 0,02$ (рис.5.26) і зростаючим до кінця зони значенням осьових стискаючих напружень $\sigma_z = -250 \div -650$ МПа (рис.5.27). У розглянутій зоні відбувається накопичення пошкоджень, що відображається зростанням параметру $\Delta\Psi$ до значення $\Delta\Psi = 0,02$ (рис.5.28) і ресурсом використаної пластичності до значення $\Psi = 0,08$ (рис.5.29).

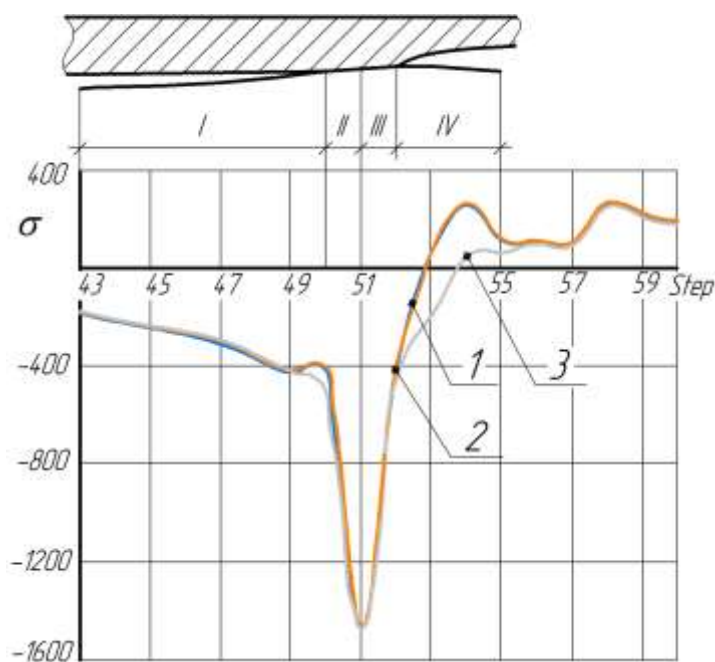


Рис.5.25. Залежність гідростатичного тиску σ від глибини залягання точок відносно оброблюваної поверхні при ДПР виробів із чавуну СЧ20: I, IV – позаконтактна зона; II, III – контактна зона; 1 – точка 1; 2 – точка 11; 3 – точка 3

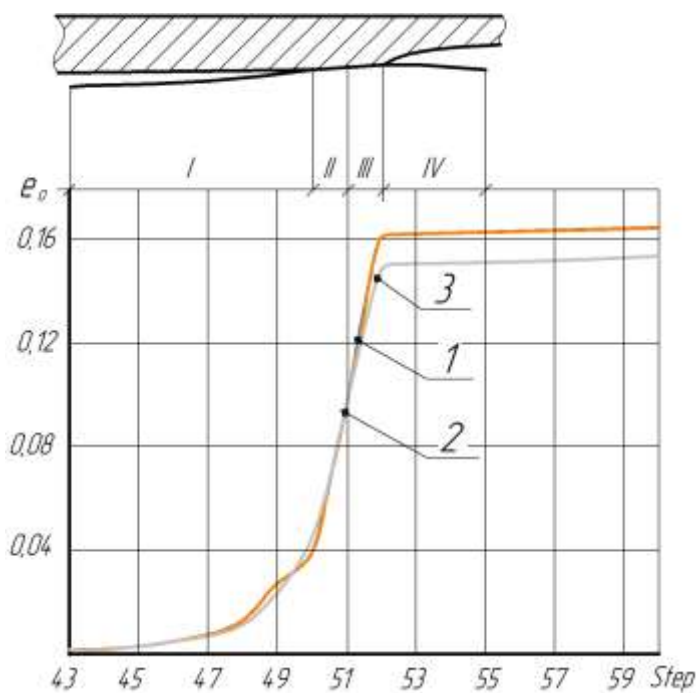


Рис.5.26. Залежність накопиченої деформації e_0 від глибини залягання точок відносно оброблюваної поверхні при ДПР виробів із чавуну СЧ20: I, IV – позаконтактна зона; II, III – контактна зона; 1 – точка 1; 2 – точка 11; 3 – точка 3

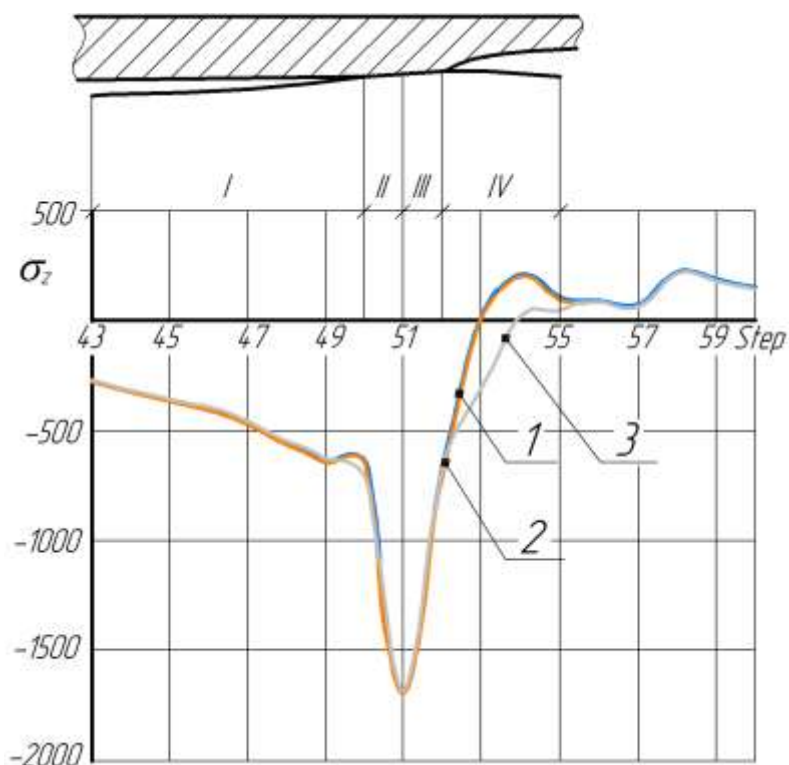


Рис.5.27. Залежність осової компоненти тензору напружень σ_z від глибини залягання точок відносно оброблюваної поверхні при ДПР виробів із чавуну СЧ20: I, IV – позаконтактна зона; II, III – контактна зона; 1 – точка 1; 2 – точка 11; 3 – точка 3

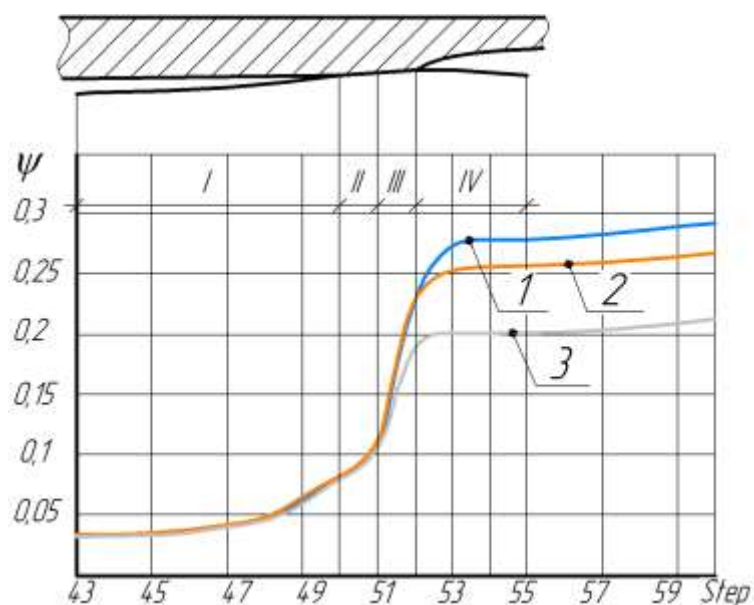


Рис.5.28. Залежність ресурсу використаної пластичності Ψ від глибини залягання точок відносно оброблюваної поверхні: I, IV – позаконтактна зона; II, III – контактна зона; 1 – точка 1; 2 – точка 11; 3 – точка 3

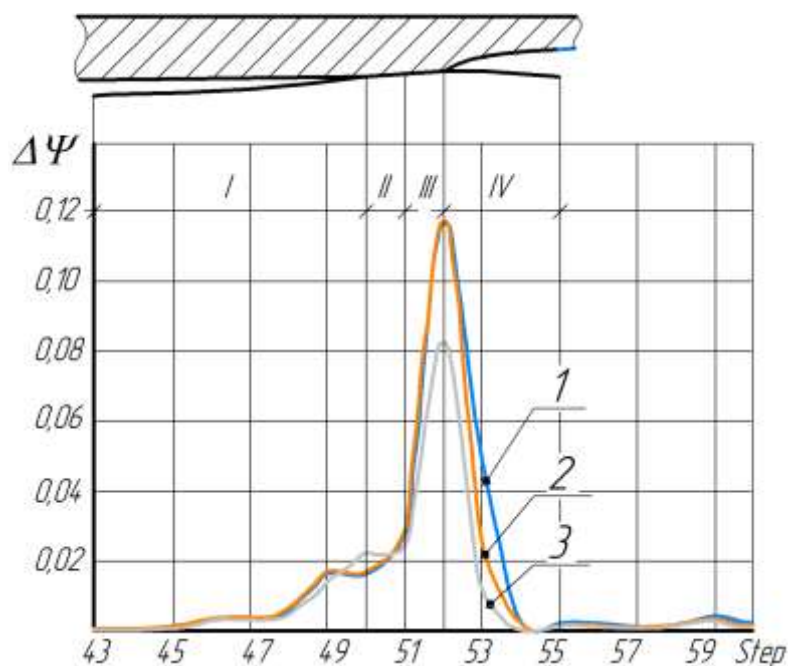


Рис.5.29. Залежність приросту пластичності $\Delta\Psi$ від глибини залягання точок відносно оброблюваної поверхні: I, IV – позаконтактна зона; II, III – контактна зона; 1 – точка 1; 2 – точка 11; 3 – точка 3

Слід зазначити, що значення вказаних параметрів, для першої позаконтактної зони практично не залежать від глибини залягання досліджуваних точок в поверхневому шарі (рис.5.24–5.29).

Дещо інша ситуація спостерігається при переході позаконтактної зони I в контактну зону II (Step 50). У цьому випадку різко зростають від’ємні значення гідростатичного тиску від $\sigma = -500$ МПа (Step 50) до значення $\sigma = -1450$ МПа (Step 51) (рис.5.25), що викликає різке збільшення від’ємного значення коефіцієнту жорсткості напруженого стану $\eta = -7$ (Step 51) (рис.5.24). Це свідчить про те, що матеріал в контактній зоні II переходить в стан сильного об’ємного стиснення, що підтверджується зростанням від’ємного значення $\sigma_z = -1700$ МПа (Step 51, рис.5.27).

Наявність такого об’ємного стиснення обумовлює відсутність зростання мікродефектів і збільшення ресурсу використаної пластичності (Step 51, рис.5.28, 5.29). У той же час накопичена деформація різко зростає до значення $e_0 = 0,1$ (Step 51, рис.5.26). Ця особливість I контактної зони забезпечує

можливість для здійснення інтенсивної зсувної деформації в приповерхневому шарі оброблюваного отвору за рахунок сил тертя. Дані [180] свідчать, що навіть для малопластичних матеріалів така деформація може перевищувати 170%, а для пластичних матеріалів при 40 циклах деформування – перевищувати 400% [34].

Відзначимо, що значення аналізованих параметрів і для контактної зони II практично не залежать від глибини залягання досліджуваних точок в приповерхневому шарі (рис.5.24 – 5.29).

Далі розглянемо процес деформування в III контактній зоні (*Step 52*). У цьому випадку спостерігається різке зниження від'ємного значення гідростатичного тиску від $\sigma = -1450$ МПа (*Step 51*) до значення -400 МПа (рис.5.25), що природно викликає зменшення від'ємного значення показника жорсткості напруженого стану до значення $\eta = -1$ (рис.5.24).

Зміна умов об'ємного стиснення призводить до деякого вичерпання ресурсу пластичності до значень в поверхневому шарі (точки P1 і P11, рис.5.28) $\Delta\psi = 0,12$. У цьому випадку спостерігається вплив глибини залягання досліджуваного шару (для точки P2 $\Delta\psi = 0,08$, рис.5.29). Подібним чином веде себе ресурс використаної пластичності (рис.5.28), згідно з яким ψ для точок P1, P11 збільшується до значення 0,18. При цьому накопичена деформація продовжує зростати до свого максимального значення $e_0 = 0,16$ для точок P1, P11 і $e_0 = 0,15$ для точки P2 (рис.5.26).

Осьові напруження зменшують своє від'ємне значення до $\sigma_z = -500$ МПа і це зниження продовжується (рис.5.27).

Слід також зазначити, що така зміна в контактних зонах II і III гідростатичного тиску призводить до нерівномірності розподілу контактних навантажень по площадці контакту інструменту з виробом. Як показали результати моделювання найбільше значення контактного тиску має місце на початку контактної зони II, а потім його значення монотонно зменшується до свого мінімуму, який відповідає межі переходу контактної зони III в циліндричну стрічку.

Розглянемо деформування у позаконтактній зоні від *Step* 52 до *Step* 55. У цьому випадку йде різке зменшення від'ємного значення гідростатичного тиску σ . Більш того, воно змінює свій знак і стає позитивним до значення $\sigma = 220$ МПа для точок P1, P11 і трохи нижче для точки P2 – $\sigma = 100$ МПа (рис.6.25), що підтверджує раніше зроблені висновки про наявність на даній ділянці зони локального пластичного деформування. Це призводить до появи розтягуючих осьових напружень (рис.5.27), які різко зменшують пластичність матеріалу. Коефіцієнт жорсткості напруженого стану η (рис.5.24) для точок P11 і P2 стає рівним $\eta = +1$, а для точки P1 $\eta = +0,5$, що природно викликає різке вичерпання ресурсу пластичності $\Delta\psi = 0,12$ для точок P1, P11, для точки P2 – $\Delta\psi = 0,08$ (рис.5.29) і $\psi = 0,28 - 0,25$ для точок P1, P11 і $\psi = 0,2$ для точки P2 (рис.5.28). Ці зміни відбуваються при практично повній відсутності накопиченої деформації $e_0 = 0,15$ (рис.5.26).

Встановлено (рис.5.29), що найбільш небезпечною зоною за параметром збільшення пластичності $\Delta\psi$, є поверхневий шар точки P1. Близько до неї по відстані, а отже і по параметру $\Delta\psi$, знаходиться точка P11. Точка P2 має значно менший приріст $\Delta\psi$. Надалі цей параметр знижується зі збільшенням глибини залягання досліджуваних точок. Видно також, що на глибині, рівній товщині майбутнього покриття (від точки 1 до точки 11) величини e_0 , ψ , $\Delta\psi$, змінюються не більше, ніж на 8%, що дозволяє вважати НДС в такому покритті однорідним, і розробити метод його теоретичного визначення.

Проведений аналіз дозволяє вивчити механіку деформування в осередку деформації та визначити шляхи оптимізації конструкції інструменту і процесу ДПР за параметрами $\Delta\psi$ і ψ .

5.5. Вплив на ресурс пластичності за рахунок конструкції інструмента

Як слідує із аналізу результатів моделювання процесу деформування в осередку деформації в місцях сполучення зон позаконтактної деформації з ділянкою контакту виникають зони локального пластичного деформування (рис.5.13). Передня локальна зона має напружений стан стиснення в умовах плоскої деформації і характеризується наявністю від'ємного значення гідростатичного тиску в межах $\sigma = -400$ МПа (рис.5.25), значення коефіцієнта жорсткості напруженого стану досягає $\eta = -2$ (рис.5.24), відносно невеликим значенням накопиченої деформації в межах $e_0 = 0,02$ (рис.5.26) і зростаючим до кінця позаконтактної зони значенням осьових стискаючих напружень $\sigma_z = -250 \div -650$ МПа (рис.5.27). У розглянутій зоні відбувається деяке накопичення пошкоджень, що відображається зростанням параметру $\Delta\Psi$ до значення $\Delta\Psi = 0,02$ (рис.5.28) і ресурсом використаної пластичності до значення $\Psi = 0,08$ (рис.5.29).

Дещо інша ситуація спостерігається в позаконтактній зоні, після ділянки контакту. У цьому випадку різко зменшуються від'ємні значення гідростатичного тиску σ . Більш того, він змінює свій знак і стає позитивним, досягаючи при цьому значення $\sigma = 220$ МПа для точок, які знаходяться на поверхні. Слід відзначити, що при збільшенні глибини залягання точок значення σ починають зменшуватись. Все це викликає появу розтягуючих осьових напружень (рис. 5.27), які різко зменшують пластичність матеріалу поверхневого шару. Коефіцієнт жорсткості напруженого стану η (рис. 5.24) для поверхневого шару стає рівним $\eta = +1$, що і викликає різке вичерпання ресурсу пластичності $\Delta\Psi = 0,12$, а ресурс $\Psi = 0,28$.

Це приводить до руйнування поверхневого шару та виникненню так званого «шелушіння». Причому це відбувається при практично повній відсутності накопиченої деформації $e_0 = 0,16$ (рис. 5.26).

Вище наведений факт свідчить про те, що позаконтактна зона осередку деформації, яка розташована за ділянкою контакту і є основним місцем накопичень пошкоджень поверхневого шару та навіть його руйнування. Тому, необхідно знайти можливості, які дозволять впливати на цю зону з метою зменшення пошкоджень, обумовлених впливом локальної зони пластичної деформації.

Однією із таких можливостей є раціональне використання значень кутів α . Так із рис.5.22 слідує, що при використанні кута $\alpha \leq 2^\circ$ різниця в значенні ресурса використаної пластичності в порівнянні з кутом $\alpha = 12^\circ$ вельми істотна (менша практично в 2 рази).

Крім того, авторами роботи [182], запропонована конструкція деформуючого елемента, що дозволяє впливати на позаконтактну зону зі сторони внутрішньої поверхні деталі. Але ця конструкція була розроблена для усунення можливості утворення геометричних похибок обробленої деталі і використовувалась для обробки тонкостінних деталей. На її основі була розроблена конструкція деформуючого елемента для нашого випадку, тобто для усунення локальної зони пластичного деформування і як наслідку позитивного значення гідростатичного тиску, коефіцієнту жорсткості напруженого стану і розтягуючих осьових напружень (рис. 5.30).

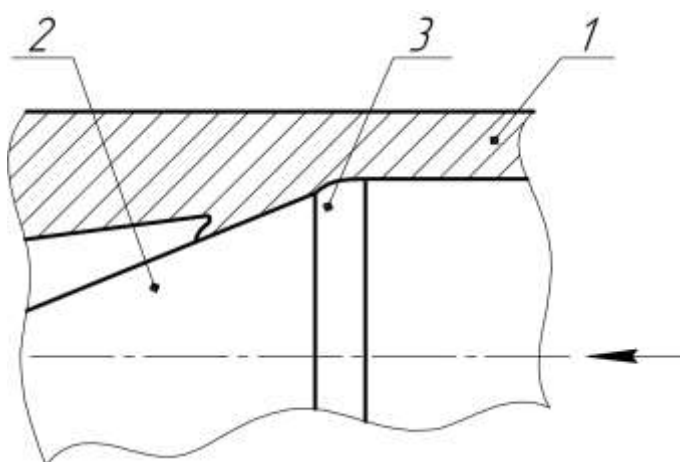


Рис.5.30 Схема обробки отвору деформуючим елементом, що впливає на позаконтактну зону зі сторони внутрішньої поверхні

В запропонованій конструкції інструменту (рис. 5.30) робочий конус 2, який взаємодіє з заготовкою 1, сполучений з додатковою криволінійною ділянкою 3, параметри твірної якої розраховані виходячи з результатів моделювання ДПР (рис. 5.24, 5.25). Це дасть змогу повністю відтворити позаконтактну зону за деформуючим елементом. Для контролю результатів моделювання використовували експериментальні залежності, що наводять автори [189], згідно яких довжина позаконтактної зони:

$$l_0 = 0,43\sqrt{t_0 \cdot d_0}, \quad (5.8)$$

де t_0 , d_0 – товщина стінки і діаметр отвору заготовки.

Подвоєна висота позаконтактної зони:

$$2h_r = \frac{t_0^{0,6} \sqrt[3]{ad_0^{0,12}}}{4HB^{0,35}}, \quad (5.9)$$

де a – натяг на деформуючий елемент;

HB – твердість за Брінеллем оброблюваного матеріалу.

При використанні такого елемента енерговитрати на процес майже не змінюються, а зона локального пластичного деформування усувається. Це дозволяє збільшити ресурс пластичності, що особливо важливо при деформуванні малопластичних матеріалів.

5.6. Висновки по розділу 5

1. Поліпшення якості антифрикційного покриття при використанні операції ДПР в технологічному процесі його нанесення на робочу поверхню виробів із чавуну показало необхідність поглибленого вивчення процесу обробки виробів із чавуну ДПР.

2. Для реалізації поставленого завдання розроблена методика дослідження НДС шляхом моделювання ДПР виробів із чавуну СЧ20 з використанням програмного комплексу Deform.

3. Показано, що найбільш небезпечним місцем з позицій вичерпання ресурсу пластичності, є поверхня оброблюваного отвору.

4. Розроблено методику використання даних моделювання, що описують накопичену деформацію для розрахунку деформаційного зміцнення в поверхневому шарі.

5. Встановлено, що при деформації в умовах критичних контактних тисків мають місце зони локальної пластичної деформації на початку і кінці контактної зони. Для цього випадку уточнена схема осередку деформації при ДПР. Доведено, що при наявності в зоні контакту критичних контактних тисків в місцях сполучення позаконтактних зон з урахуванням контакту з'являються зони локального пластичного деформування. Передня зона являє собою наплив, який збільшує довжину контактної ділянки, а задня – сходинок з оброблюваного матеріалу, що витікає із зони контакту під дією критичних контактних тисків. Представлені експериментальні підтвердження наявності цих зон.

6. Вивчено вплив геометрії інструменту на параметри НДС та історію деформування. Встановлено вплив кута на ресурс використаної пластичності. Показано, що основне накопичення пошкоджень відбувається у зонах позаконтактної деформації і в задній локальній зоні пластичного деформування. У зоні контакту при зростанні накопиченої деформації накопичення пошкоджень практично відсутнє, що пояснюється наявністю в ній умов інтенсивного об'ємного стиснення.

7. Запропоновано технологічні рекомендації з вибору геометрії інструменту. З позиції мінімізації значення ресурсу використаної пластичності оптимальним варіантом є використання значення кута нахилу твірної робочого конуса інструменту в межах $\alpha \leq 4^\circ$.

8. Встановлено, що на глибині, рівній товщині покриття, НДС – практично однорідний. Це дає можливість розробити теоретичну модель розрахунку НДС для тонкого покриття.

9. Розроблена конструкція інструменту, що дозволяє знизити ресурс використаної пластичності.

6. РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ НАНЕСЕННЯ АНТИФРИКЦІЙНОГО ПОКРИТТЯ

Результати досліджень, наведені в попередніх розділах, описують схему взаємодії одиничної мікронерівності і латунного інструмента, результати процесу стружкоутворення, вказують на фактори, які на нього впливають, а також містять рекомендації щодо вибору оптимальної геометрію мікронерівностей з позицій мікрорізання.

Крім того, представлено механізм взаємодії задньої поверхні одиничної мікронерівності з латунним інструментом. Висловлено гіпотезу про формування тонкого адгезійного шару на задній поверхні мікронерівності, який в значній мірі визначає якість усього антифрикційного покриття.

Для побудови технологічного процесу нанесення антифрикційного покриття необхідно розглянути вплив технологічних факторів на якість покриття, що дозволить визначити поєднання необхідних операцій для побудови технологічного процесу.

6.1. Вплив попередньої обробленої поверхні на формування ділянок адгезійного закріплення латуні при ФАБО

Як зазначалося вище (розділ 3) при фрикційно-механічній обробці чавунної поверхні латунним інструментом на зношених вершинах мікронерівностей обробленої поверхні має місце адгезійне налипання латуні, що проявляється в утворенні локальних ділянок адгезійного закріплення антифрикційного матеріалу. Ці ділянки утворюють основу для формування основного шару антифрикційного покриття.

Розглянемо більш детально фактори, що впливають на утворення цих ділянок. Спочатку проведемо однофакторні експерименти, моделюючи умови взаємодії одиничної мікронерівності, представленої у вигляді різця з чавуну СЧ20 і оброблюваного зразка із латуні Л63. Для цього підготуємо спеціальні різці з різною довжиною ΔL задньої поверхні (рис.6.1), що, природно, дозволяє змінювати площу контактної взаємодії.

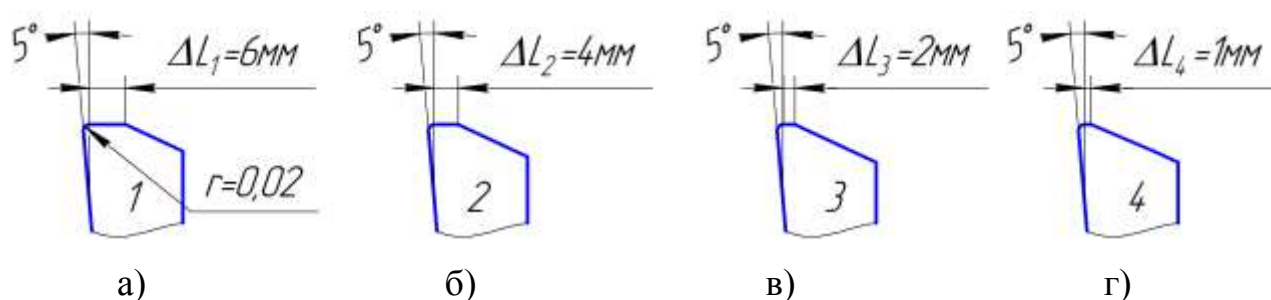


Рис.6.1. Мікрорізці із чавуну СЧ20 з довжиною ΔL задньої поверхні: а) – $\Delta L_1 = 6$ мм; б) – $\Delta L_2 = 4$ мм; в) – $\Delta L_3 = 2$ мм; г) – $\Delta L_4 = 1$ мм

Передній кут γ всіх зразків призначався рівним 5° згідно з розробленими нами рекомендаціям [201, 233, 243, 254]. Ширина задньої поверхні у всіх різців була рівною 3 мм. Експерименти проводилися при навантаженні $P = 38$ Н.

На рис.6.2 показана задня поверхня мікрорізців після обробки, на якій можна чітко побачити ділянки адгезійного захоплення, причому, чим менша довжина задньої поверхні, тим інтенсивніше мають місце адгезійні процеси.

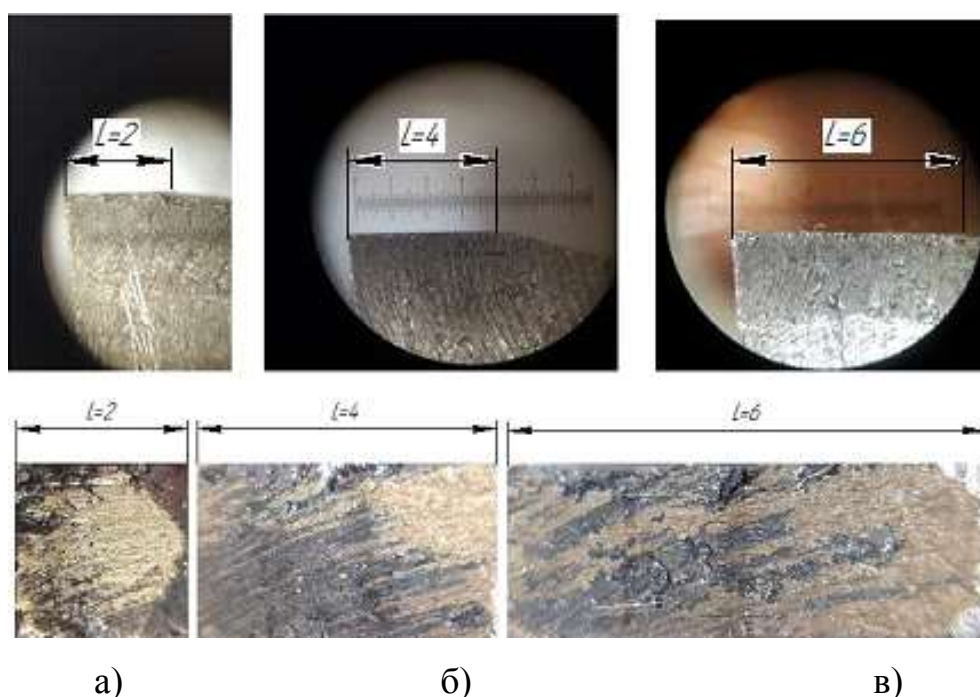


Рис.6.2. Задня поверхня мікрорізців після ФАБО при довжині L задньої поверхні: а) – $L = 2$ мм; б) – $L = 4$ мм; в) – $L = 6$ мм

Слід зазначити, що поблизу початку задньої поверхні інтенсивність покриття нижче, що, мабуть, пояснюється значним округленням ріжучої

кромки в результаті її інтенсивного зношення. Більш того, адгезійні ділянки стабільно з'являються на деяких відстанях від ріжучої кромки. Особливо це помітно при великих довжинах L задньої поверхні (рис.6.2, а, б).

Із рис.6.2 слідує, що ділянка з найменшою площею контакту має найвищий відсоток заповнення площі контакту адгезійним схоплюванням, рівний приблизно 85%. Також було поставлено експеримент з нанесення покриття на задню поверхню шириною – 3 мм і 1,5 мм при довжині $L = 1$ мм. Внаслідок зміни ширини задньої поверхні в 2 рази, відповідно зростали і контактні навантаження. А площа нанесення покриття практично поширилася на всю площу задньої поверхні (рис. 6.3).



а)



б)

Рис.6.3. Задня поверхня мікрорізців з площею S : а) – 1,5 мм²; б) – 3,0 мм²

Як слідує з рис.6.3, зміна площі контакту в 2 рази збільшує контактні тиски також в 2 рази, що відобразилося на характері покриття. Можна побачити, що при нанесенні покриття з великими контактними тисками більш інтенсивно протікали адгезійні процеси, що відобразилося на щільності покриття і на площі його поширення, яка склала 95%.

Залежність відносної площі покриття від довжини задньої поверхні представлена на рис.6.4.

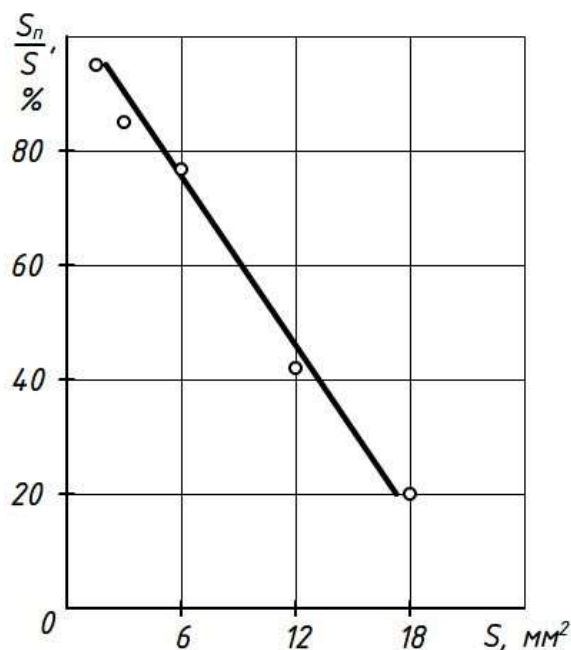


Рис.6.4. Залежність відносної площі контакту S_n/S від площі задньої поверхні S при взаємодії мікрорізця із чавуну СЧ20 із латунню Л63 при навантаженні 34 Н

Як слідує з рис.6.4, заповнення задньої поверхні мікрорізця покриттям обернено пропорційно площі задньої поверхні. Тобто, чим більша площа задньої поверхні, тим менший відсоток покриття на ній залишається. Разом з тим, слід зазначити, що площа самого покриття практично однакова, незважаючи на різну довжину задньої поверхні, хоча з позиції інтенсифікації нанесення покриттів – чим менша площа, тим інтенсивніше наноситься покриття.

Дослідивши цей процес на моделях, перейдемо до реального процесу нанесення покриття ФАБО з різним вихідним мікрорельєфом і визначимо фактори, що впливають на нього. Для цього проведемо наступні експерименти. Підготуємо на плоских дискових зразках вихідний мікрорельєф за рахунок попереднього обточування їх поверхні різцями із твердого сплаву ВК4 з різними подачами. Форма сформованого мікрорельєфу приведена на рис.6.5, а значення задньої поверхні L і подачі $S_{под.}$, які змінювалися в процесі експерименту, представлені в табл. 6.1.

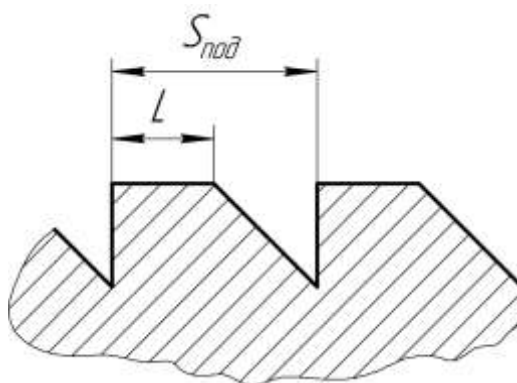


Рис.6.5. Форма мікрорельєфу вихідної поверхні перед нанесенням покриття

Таблиця 6.1 – Значення L , $S_{под.}$, N і S , які змінювалися в процесі експерименту

№ досліджу	$S_{под.}$, мм/об	L , мм	Кількість виступів, N	Площа контакту S , мм ²
1	0,6	0,3	10	9
2	1,2	0,6	5	9
3	2	0,9	3	9

Обробка кожного мікрорельєфу проводилася латунним інструментом прямокутної форми розмірами $l \times b = 6 \times 3$. Тобто на зразках із чавуну СЧ20 методом ФАБО наносилось антифрикційне покриття у вигляді доріжки поперек мікровиступів основи (рис.6.6).



Рис.6.6. Зразки із чавуну СЧ20, оброблені фрикційно-механічним методом ФАБО

Як слідує з рис.6.6, після проходження антифрикційного бруска на поверхні зразка спостерігається доріжка із антифрикційного матеріалу. Це свідчить про проникнення частинок матеріалу покриття в мікрорельєф основи, чим підтверджується принципова можливість утворення антифрикційного покриття на поверхні основи із графітовмісного чавуну при низьких швидкостях і температурах процесу натирання.

Кількість виступів, які одночасно оброблювались інструментом, визначалася за залежністю:

$$N = \frac{l}{S_{\text{под.}}} \quad (6.1)$$

Значення кількості виступів, що відповідає кожній подачі $S_{\text{под.}}$, представлено в таблиці 6.1.

Тоді реальна площа контакту інструменту визначається залежністю:

$$S = \sum_1^N b \cdot l_1, \quad (6.2)$$

де $b \cdot l_1$ – площа кожного виступу.

Діюче навантаження $P = 82,4$ Н. Тоді середні контактні навантаження, що діють на площадках контакту, рівні 9,2 МПа.

На рис.6.7 наведено мікрорельєф, відповідний кожній із подач, після обробки ФАБО.

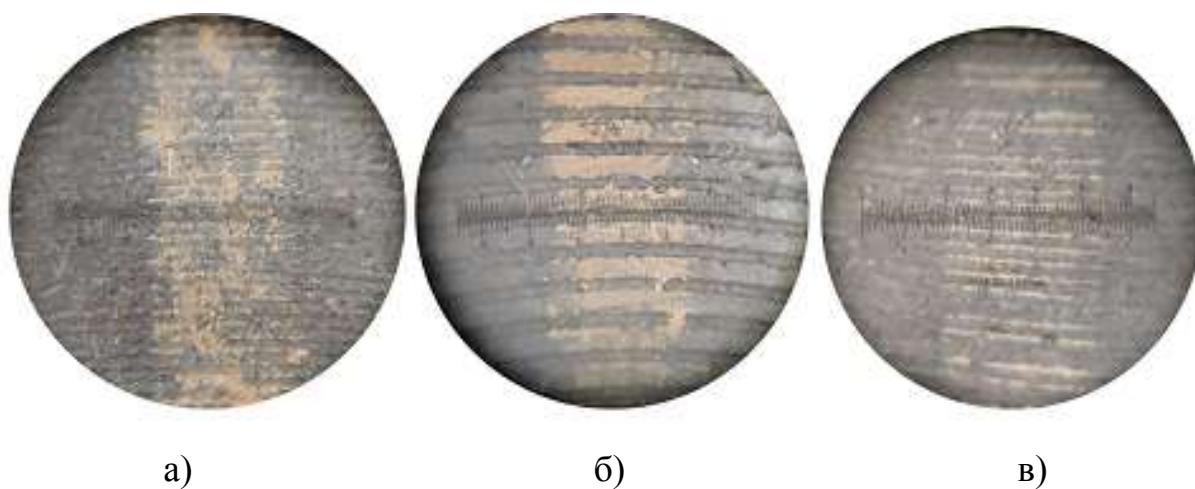


Рис.6.7. Мікрорельєф поверхні зразків, отриманий після ФАБО при різних вихідних мікрорельєфах за рахунок подач $S_{\text{под.}}$: а) – 0,6 мм/об; б) – 1,2 мм/об; в) – 2 мм/об

Із рис.6.7 слідує, що найбільш сприятливі умови для нанесення покриття на площадках контакту при подачі $S_{\text{под.}} = 1,2$ мм/об. В цьому випадку всі поверхні контакту, тобто поверхні виступів, покриті адгезійно-налиплюю латунню. Площа покриття досягає приблизно до 90%. При подачі $S_{\text{под.}} = 0,6$ мм/об площа виступів з антифрикційним покриттям значно менша і досягає до 75%. При подачі $S_{\text{под.}} = 2$ мм/об і довжині ділянки 0,9 мм тільки частина задньої поверхні покрита латунню, тобто застосування таких і більше подач недоцільно. Кількісне значення площі покриття, віднесене до загальної площі виступів, показано на рис.6.8.

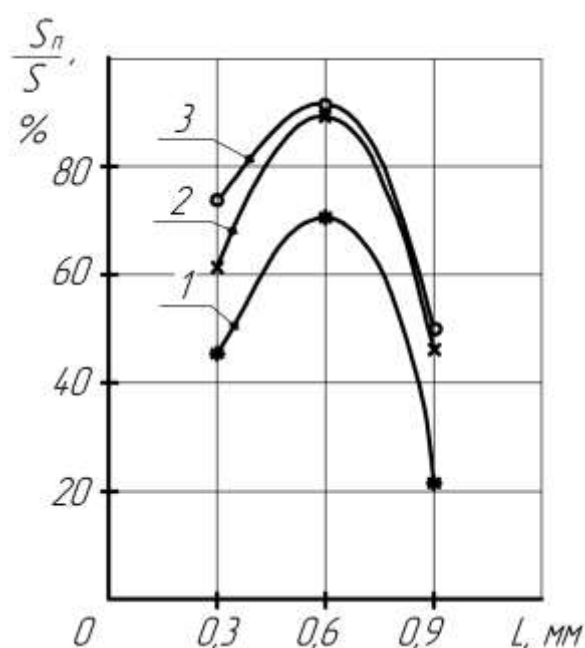


Рис.6.8. Залежність відносної площі покриття виступів S_n/S від довжини вихідних виступів L при кількості проходів N : 1 – 2; 2 – 4; 3 – 6

Очевидно, що на перших проходах спостерігається мікрорізання вершинами виступів з подальшим їх інтенсивним зносом, а потім на наступних циклах відбувається інтенсивне адгезійне нанесення антифрикційного матеріалу. Слід зазначити, що основна частина закріплення латуні відбувається протягом 4-6 циклів (кількостей проходів інструменту). Надалі вона мало змінюється.

Подібні результати отримані при використанні іншого антифрикційного матеріалу, а саме – бронзи ОЦС 5-5-5 при різних навантаженнях на антифрикційний інструмент (рис.6.9).

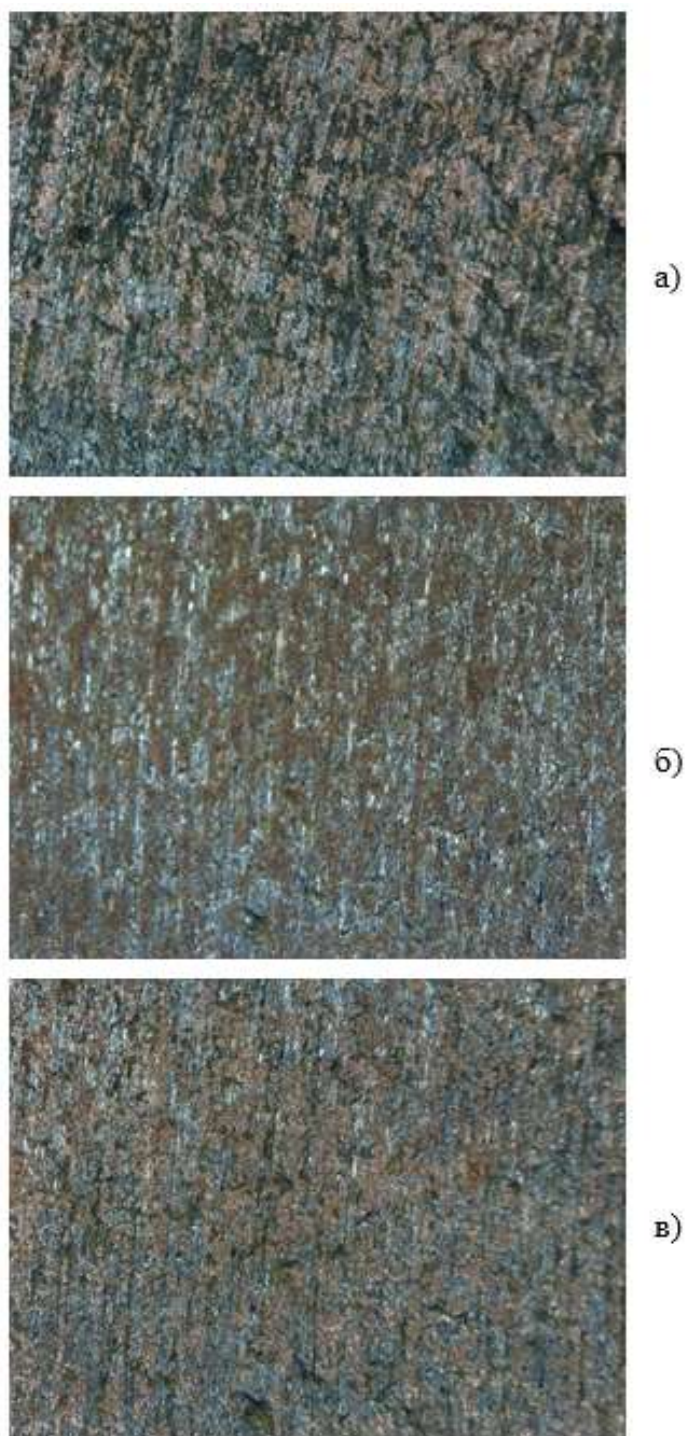


Рис.6.9. Поверхня зразка ($\times 20$) із чавуну СЧ20, НВ 1,7 МПа; покриття – бронза ОЦС 5-5-5 при міжгребінцевому кроку мікрорельєфу основи $t = 0,05$ мм і контактних тисках: а) $q = 4,6$ МПа; б) $q = 9,2$ МПа; в) $q = 13,6$ МПа

Як свідчать металографічні дослідження у всіх випадках на поверхні зразка утворюється не суцільне антифрикційне покриття, при цьому площа, яку займає антифрикційний матеріал залежить від зусилля притискання антифрикційного бруска до оброблюваної поверхні. Нами встановлено [204, 255], що із збільшенням зусилля притискання, концентрація антифрикційного продукту на поверхні помітно збільшується, відповідаючи існуючому уявленню про механізм формування антифрикційного покриття фрикційно-механічним способом [256].

На рис.6.10 показаний збільшений ($\times 140$) фрагмент поверхні основи із покриттям, який також показує нерівномірність її утворення. Як видно з рис.6.10, під дією тиску антифрикційний матеріал проникає перш за все у міжгребінцеві западини – А, а також утворює ділянки у вигляді антифрикційних плям – Б.



Рис.6.10. Фрагмент ($\times 140$) основи із покриттям: А – покриття у міжгребінцевій западині; Б – покриття у вигляді пластівчастої плями

До причин утворення несучільності покриття, як відмічалось вище, слід віднести особливості мікрорельєфу поверхні основи. Мікрорельєф поверхні під покриття являє собою сполучення виступів з однаковими кроком і формою, але різними за висотою. У такому випадку, фактичний контакт антифрикційного бруска із поверхнею основи буде протікати лише на вершинах виступів відносно великої висоти і, в результаті, не забезпечить перенесення

антифрикційного матеріалу на основу по всій геометричній площі контакту у вигляді суцільної плівки.

На рис.6.11 показана залежність відносної площі покриття до площі всієї поверхні з урахуванням площі канавок від подачі. Можна побачити, що покриття при використанні оптимальної подачі перевищує 50%, тобто частина поверхні канавок покрита латунню. На інших зразках цього не спостерігається.

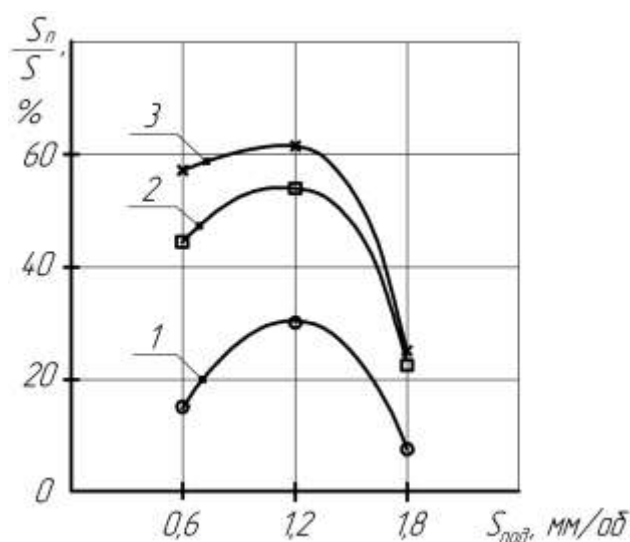


Рис.6.11. Залежність площі ділянок налипання покриття до загальної площі мікрорельєфу S_n/S від подачі $S_{под}$ при кількості проходів: 1 – 2; 2 – 4; 3 – 6

Наведені дані свідчать, що при нанесенні латуні на оброблену поверхню необхідно враховувати вплив вихідного мікрорельєфу.

Таким чином, встановлено, що на формування якісного покриття фрикційно-механічним методом ФАБО впливають режими обробки (контактні навантаження P , число проходів N), а також вихідний мікрорельєф обробленої поверхні (кут різання γ , довжина задньої поверхні L і подача $S_{под}$).

Отримані результати експериментів дозволили встановити фактори, що впливають на утворення адгезійних ділянок покриття, інтервали їх варіювання, а також побудувати аналітичну модель впливу технологічних факторів на якість антифрикційного покриття.

6.2. Дослідження шорсткості поверхні при використанні операцій ФАБО та ДПР

6.2.1. Зміна шорсткості в процесі нанесення антифрикційних покриттів ФАБО

Враховуючи той факт, що шорсткість поверхні після ФАБО, разом із суцільністю покриття, є одним із основних критеріїв якості отриманого покриття, і визначає тривалість процесу припрацювання в початковий період експлуатації поверхонь тертя, розглянемо зміну цього параметру в процесі нанесення покриття.

Оскільки на суцільність антифрикційного покриття суттєво впливає мікрорельєф вихідної поверхні, тобто вихідна шорсткість, параметр шорсткості визначався до і після нанесення покриття ФАБО. Для того, щоб виключити вплив вихідної шорсткості на шорсткість після ФАБО, використовували відносний висотний параметр $R_a/R_{a \text{ вих.}}$.

На рис.6.12–6.14 наведено вплив технологічних факторів на значення $R_a/R_{a \text{ вих.}}$.

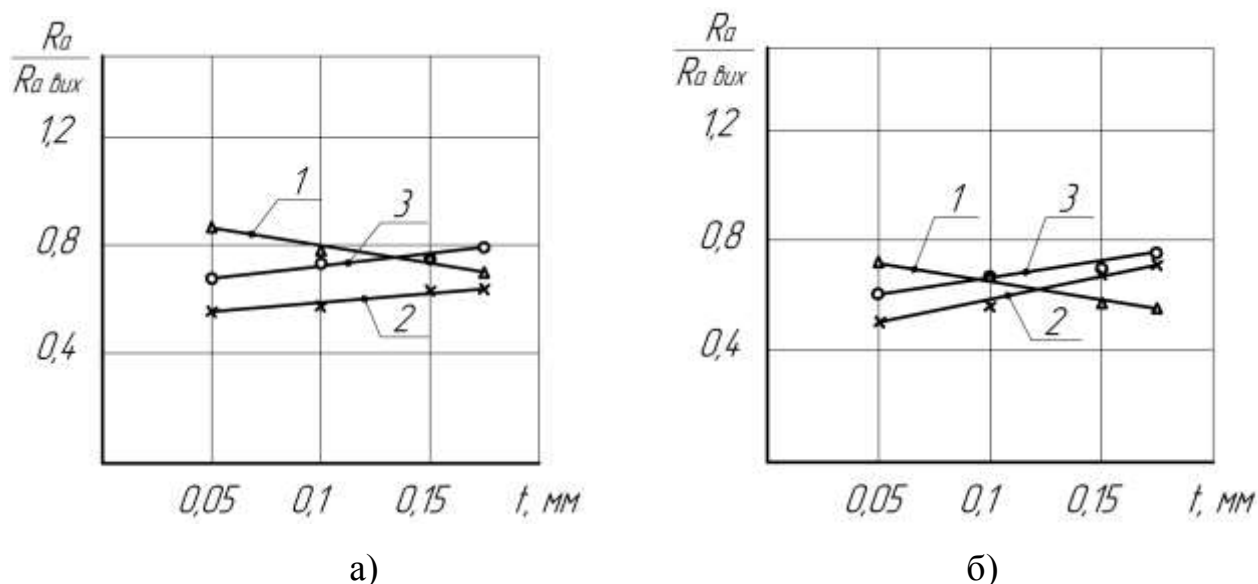


Рис.6.12. Залежність відношення $R_a/R_{a \text{ вих.}}$ в процесі ФАБО від кроку виступів мікрорельєфу t вихідної поверхні при зусиллі $P = 82,4$ Н (а), $P = 164,6$ Н (б) і числі циклів натирання N : 1 – 2; 2 – 6; 3 – 12

Аналіз експериментальних даних (рис.6.12–6.14) свідчить про деяку зміну параметра $R_a/R_{a \text{ вих}}$ після ФАБО. Профілограми зміни мікрорельєфу після ФАБО (рис.6.15, б) свідчать про незначну зміну мікрорельєфу висотного параметра R_a і опорної поверхні на рівні середньої лінії t_m . Значної зміни піддаються радіуси при вершинах мікрорельєфу.

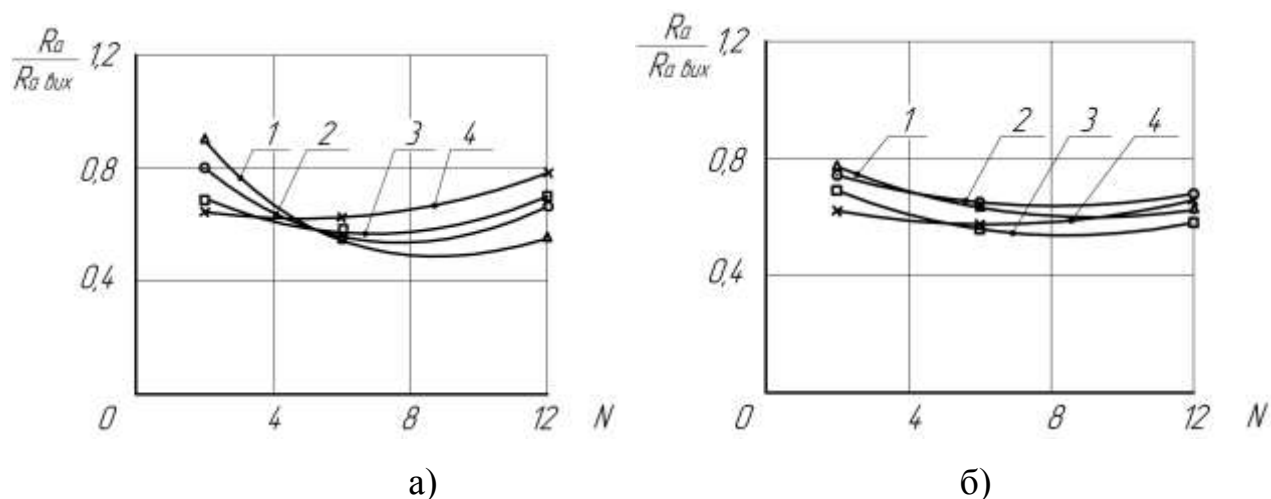


Рис.6.13. Залежність відношення $R_a/R_{a \text{ вих}}$ в процесі ФАБО від числа циклів натирання N при зусиллі $P = 82,4$ Н (а), $P = 164,6$ Н (б) і кроку виступів мікрорельєфу вихідної поверхні t : 1 – 0,05 мм; 2 – 0,1 мм; 3 – 0,15 мм; 4 – 0,175 мм

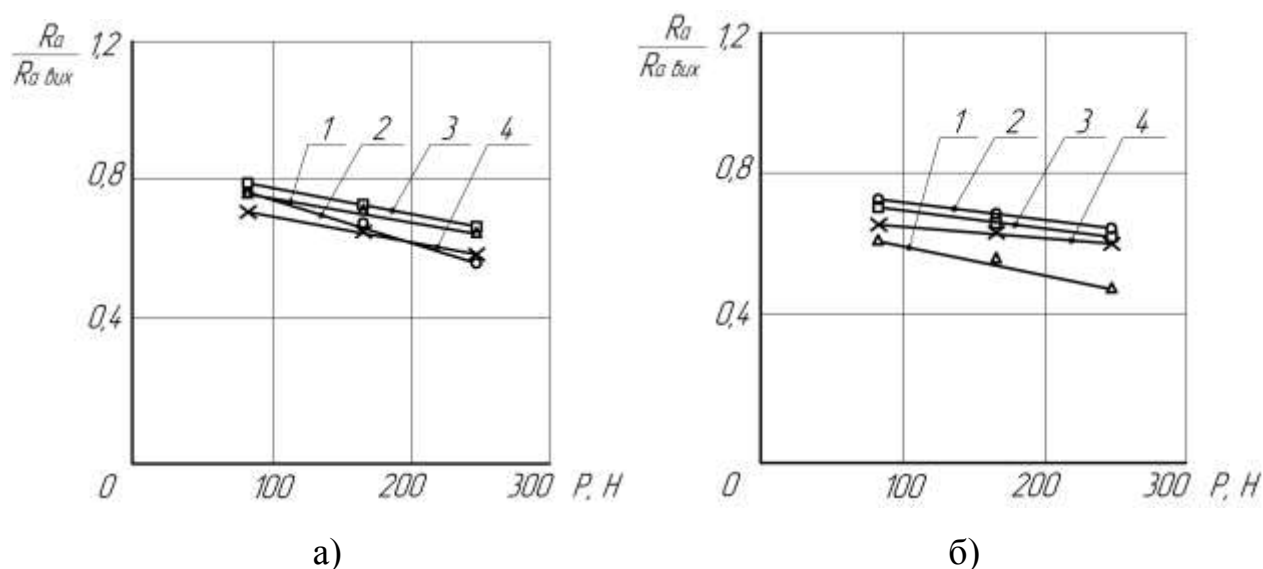
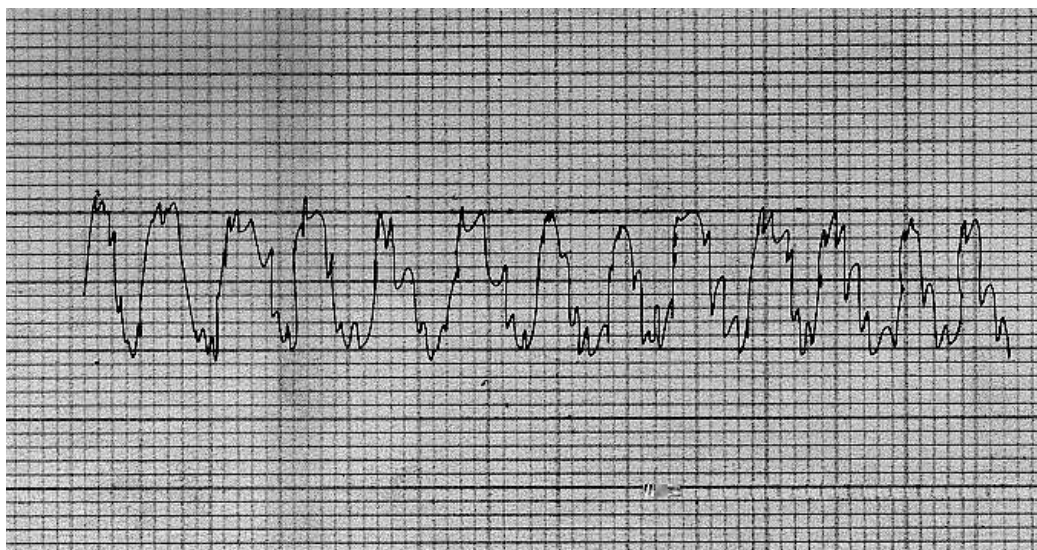
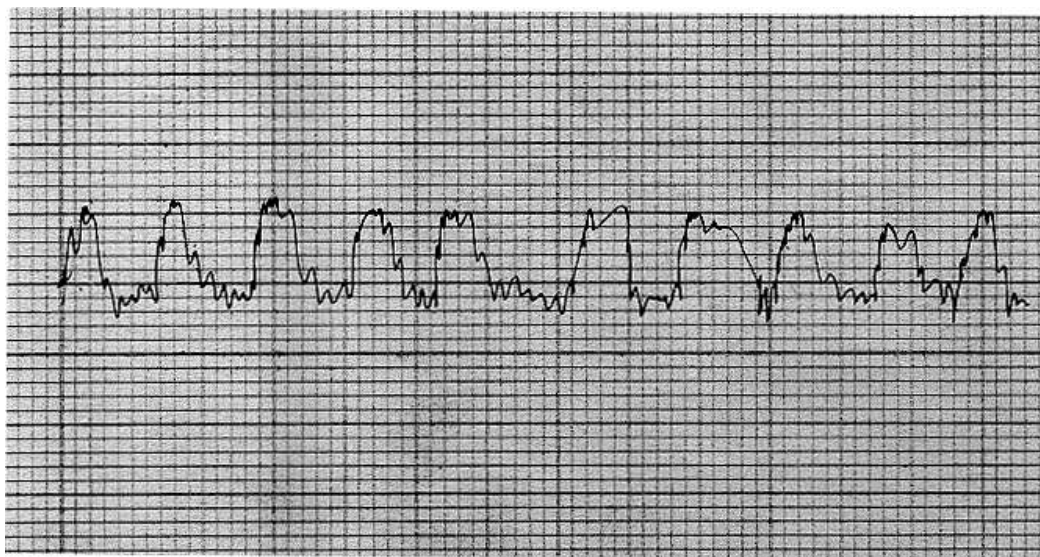


Рис.6.14. Залежність відношення $R_a/R_{a \text{ вих}}$ в процесі ФАБО від зусилля P при числі циклів натирання $N = 2$ (а), $N = 6$ (б) і кроку виступів мікрорельєфу вихідної поверхні t : 1 – 0,05 мм; 2 – 0,1 мм; 3 – 0,15 мм; 4 – 0,175 мм



а)



б)

Рис.6.15. Профілограми вимірювання шорсткості досліджуваних зразків після точіння (а) і подальшого ФАБО (б) (вертикальне збільшення $\times 500$, горизонтальне $\times 50$)

Таким чином, дослідження шорсткості поверхні після ФАБО показало, що процес нанесення антифрикційних покриттів тільки в деякій мірі впливає на зміну висотних параметрів шорсткості і мікрорельєфу обробленої поверхні. Зміні піддаються лише радіуси вершин мікронерівностей. У свою чергу, опорна поверхня на рівні середньої лінії і висотні параметри R_a , R_z змінюються несуттєво.

Тому, при розробці технологічного процесу нанесення антифрикційних покриттів ФАБО необхідно врахувати цю закономірність, формуючи мікрорельєф з оптимальними антифрикційними і експлуатаційними властивостями.

6.2.2. Особливості зміни шорсткості при використанні ДПР після ФАБО

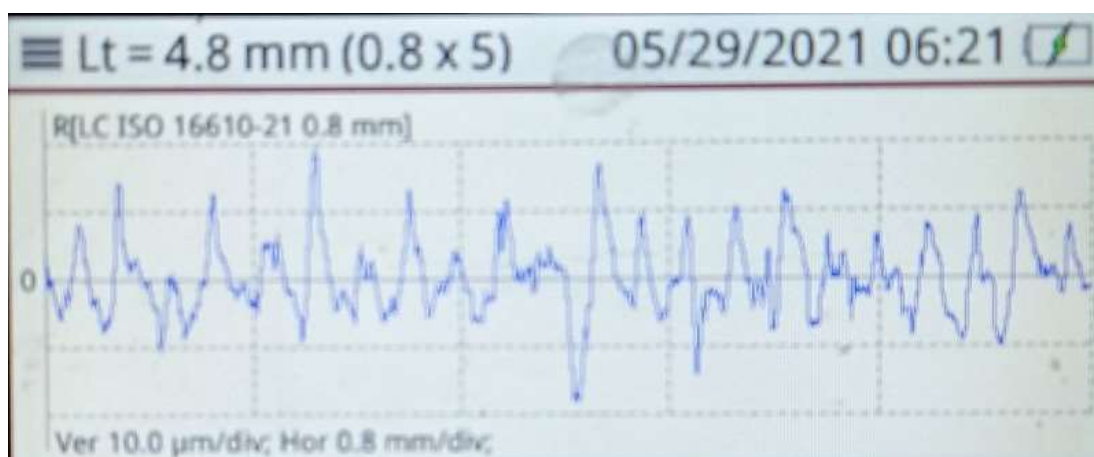
Використання операції ДПР після ФАБО до теперішнього часу не досліджувалося, тому це питання представляє не тільки технологічний, але і науковий інтерес. Це дозволить визначити вплив ХПД на тонкий антифрикційний шар, нанесений на робочу поверхню основного матеріалу.

При проведенні даних досліджень були виготовлені 2 втулки із чавуну СЧ20 (рис. 6.16) з внутрішнім діаметром $d_0 = 35,1$ мм і товщиною $t_0 = 10,0$ мм. Внутрішня поверхня кожної із втулок підлягала розточуванню і нанесенню антифрикційного покриття ФАБО згідно наших рекомендацій і розробленої технології [243].

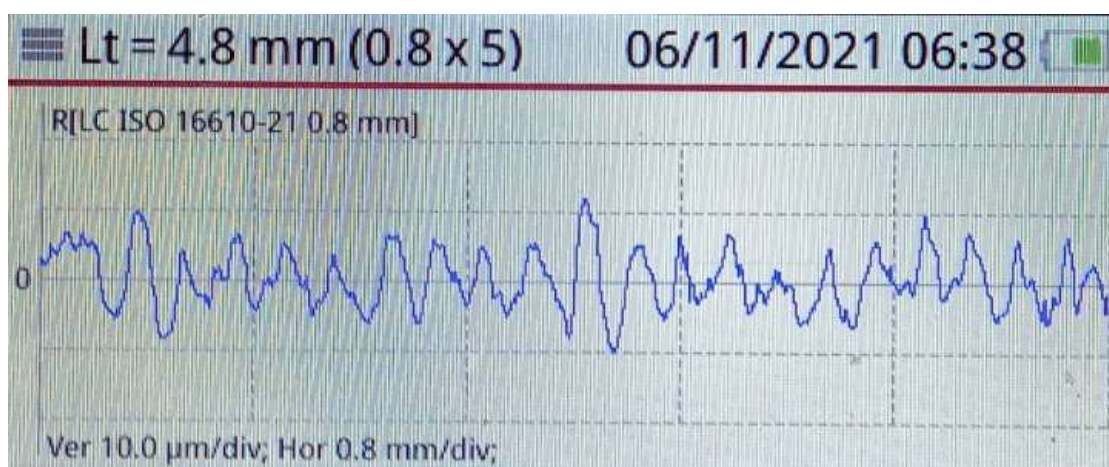


Рис.6.16. Експериментальні втулки із чавуну СЧ20

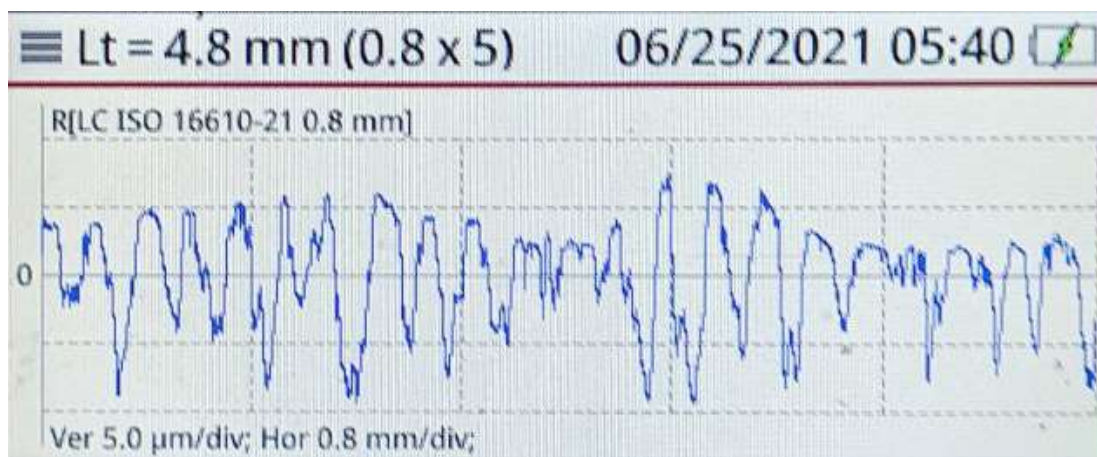
Після розточування і ФАБО з оброблюваної поверхні знімали профілограми (рис. 6.17 а, б; 6.18 а, б).



а)

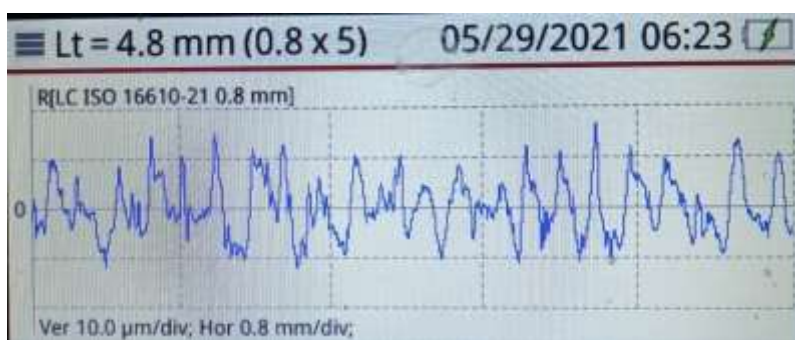


б)

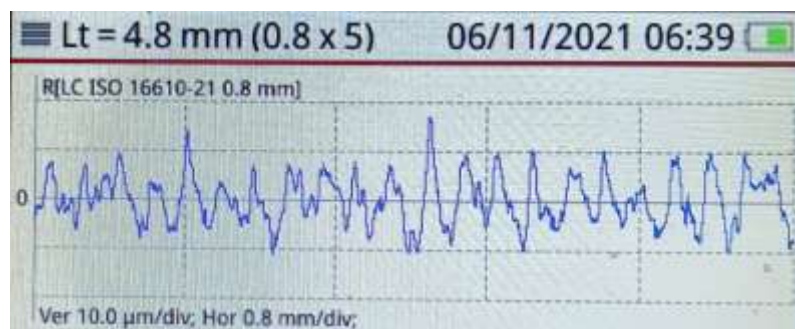


в)

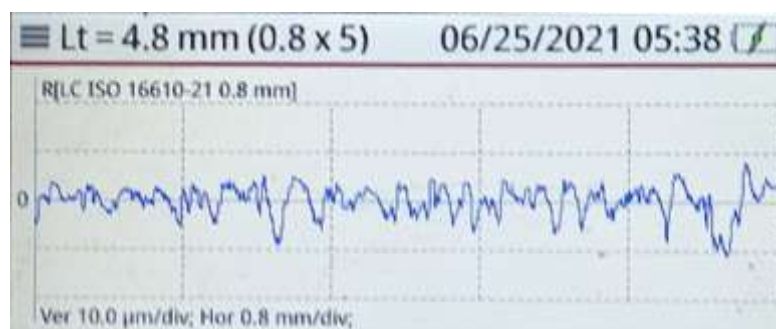
Рис.6.17. Мікрорельєф обробленої поверхні втулки 1 з розмірами $d_0 = 35,1$ мм; $t_0 = 10,0$ мм після операцій: а) розточування; б) ФАБО; в) ДПР з натягом $a = 0,1$ при куті нахилу твірної робочого конуса $\alpha = 2^\circ$



а)



б)



в)



г)

Рис.6.18. Мікрорельєф обробленої поверхні втулки 2 з розмірами $d_0 = 35,1$ мм; $t_0 = 10,0$ мм після операцій: а) розточування; б) ФАБО; в) ДПР з натягом $a = 0,1$ при куті нахилу твірної робочого конуса $\alpha = 4^\circ$; г) другий цикл протягування $\Sigma a = 0,2$

Далі втулки обробляли ДПР за такою технологічною схемою:

- втулка №1 – деформуючим елементом з кутом $\alpha = 2^\circ$ і $\varnothing 35,2$ мм, тобто з натягом $a = 0,1$;

- втулка №2 – двома деформуючими елементами $\varnothing 35,2$ мм і $\varnothing 35,3$ мм, тобто з номінальним натягом $a = 0,1$ на кожен елемент. Кут нахилу твірної робочого конуса деформуючих елементів при цьому становив – $\alpha = 4^\circ$. Після кожного циклу знімалися профілограми обробленої поверхні (рис. 6.17, в; 6.18 в, г).

Виконаємо дослідження зміни висотного параметру шорсткості R_a і мікрорельєфу робочої поверхні при обробці втулок за розглянутою технологією.

Як слідує із рис. 6.17 а), 6.18 а) після розточування мікрорельєф обробленої поверхні представляє собою типовий мікрорельєф, характерний для операції розточування, з виступами і впадинами, які чергуються між собою. Середнє значення висотного параметру шорсткості $R_a \approx 4,5$ мкм.

ФАБО втулок (рис. 6.17 б, 6.18 б) несуттєво змінює шорсткість оброблюваної поверхні. Висотний параметр шорсткості знизився до значення $R_a \approx 3,7$ мкм. Вершини мікронерівностей дещо згладилися, величина опорної поверхні t_p збільшилася приблизно на 12%.

Після операції ДПР відбулися зміни з мікрорельєфом. Причому для втулки №1, протягнутої деформуючим елементом з кутом $\alpha = 2^\circ$, вони незначні (рис. 6.17 в). Це слід пояснювати тим, що контактні тиски, розраховані за методикою [34], досягають значення $q = 0,3$ ГПа. Тому в цьому випадку, згідно з нашими рекомендаціями [158, 257], антифрикційний шар грає роль твердого змащення, локалізуючи зсувні деформації в шарі змащення і змінює шорсткість незначно – $R_a \approx 3,7$ мкм. Мікрорельєф обробленої ДПР поверхні несуттєво відрізняється від мікрорельєфу, отриманого ФАБО. Зміна висотного параметру R_a , при обробці з використанням розглянутих операцій, представлена на рис. 6.19.

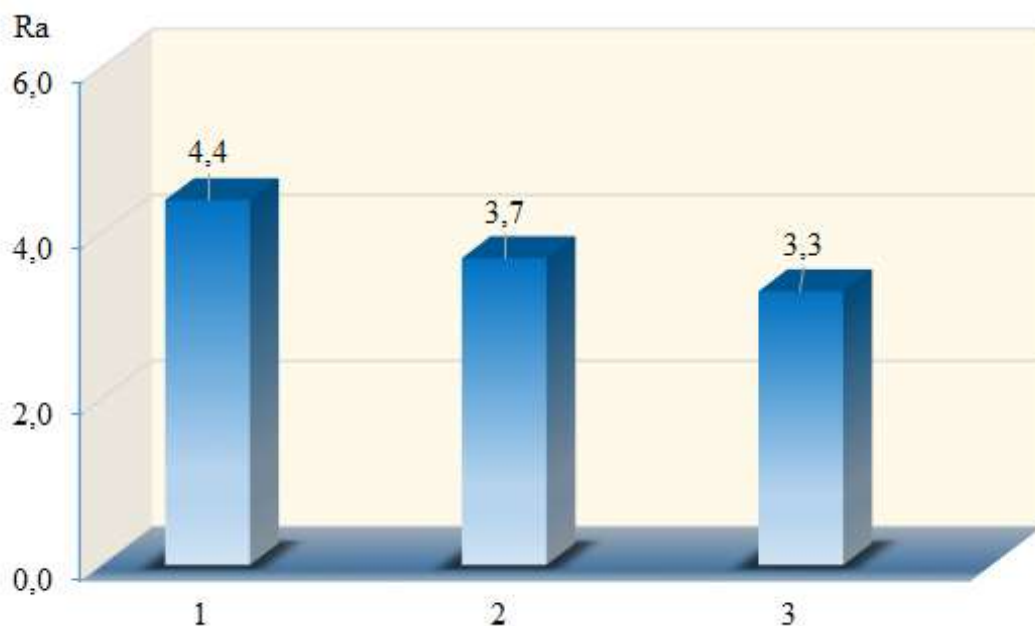


Рис.6.19. Зміна параметру R_a при обробці втулки №1 з використанням операцій: 1 – розточування; 2 – ФАБО; 3 – ДПР

Дещо інша картина при деформуванні втулки №2 двома елементами з кутом $\alpha = 4^\circ$. Вже після проходу першого елемента контактний тиск досягає значення $q = 0,85$ ГПа, що перевищує значення критичного контактного тиску для даного матеріалу [180]. Мікрорельєф при цьому відповідає мікрорельєфу, властивому операції ДПР. Він представляє собою плоскі ділянки із впадинами, що служать резервуарами для змащення. Значення крокового параметру S_m зменшується, що сприятливо впливає на зносостійкість [258]. Значення опорної поверхні збільшується до $t_p \approx 60\%$, що як показано в розділі 7, сприятливо впливає на зносостійкість. Висотний параметр шорсткості знизився і становить $R_a = 2,3$ мкм.

Після протягування 2 кільця характер мікрорельєфу не змінюється, а висотний параметр шорсткості зменшується і далі, досягаючи значення $R_a = 1,8$ мкм (рис. 6.20). Параметри S_m і t_p також збільшуються. Слід зазначити, що отримане антифрикційне покриття характеризується високою суцільністю (рис. 6.21), що свідчить про його якість.



Рис.6.20. Зміна параметру R_a при обробці втулки №2 з використанням операцій: 1 – розточування; 2 – ФАБО; 3 – ДПР з одним деформуючим елементом; 4 – ДПР з двома деформуючими елементами

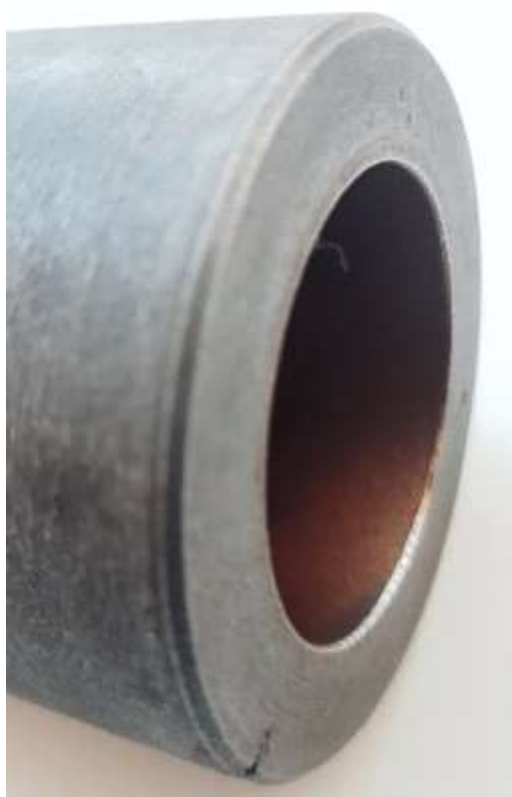


Рис.6.21. Зовнішній вигляд обробленої поверхні після обробки розточуванням, ФАБО і ДПР

Таким чином, представлені дослідження свідчать, що з позицій оптимізації шорсткого шару в залежності від експлуатаційних вимог до нього можливий варіант побудови технологічного процесу з використанням операції ДПР після ФАБО. В цьому випадку слід враховувати можливість застосування антифрикційного покриття у вигляді твердого змащення, що відбувається при низьких контактних тисках, характерних для тонкостінних втулок, оброблюваних деформуючими елементами з кутами нахилу твірної робочого конуса $\alpha \leq 2^\circ$.

Другий варіант обробки – з високими контактними тисками, коли екрануючі властивості антифрикційного покриття на робочій поверхні не працюють. В цьому випадку відбувається перебудова вихідного мікрорельєфу на мікрорельєф, що відповідає ДПР з використанням рідинних змащень.

6.3. Реалізація багатфакторного експерименту при дослідженні впливу технологічних факторів на якість покриття, отриманого ФАБО

Для аналітичного опису отриманих експериментальних результатів, оцінки впливу кожного із факторів на якість нанесеного покриття використовувався метод регресійного аналізу. Слід відзначити, що якість нанесеного покриття оцінювали декількома параметрами, а саме: відносною площею покриття S_n/S , масою покриття m , зміною висотного параметра $R_a/R_{a \text{ вих.}}$.

При цьому досліджувався спільний вплив наступних факторів:

- сумарного шляху тертя ($L \times n$, де L – довжина інструменту, n – число проходів);
- сили, що припадає на 1 мікронерівність 1 мм її ширини P_Σ , яка розраховується згідно наступній залежності $\frac{P_\Sigma \cdot S}{L \cdot b}$, де P_Σ – сумарна сила, $\frac{L}{S}$ – число виступів мікрорельєфу, b – ширина інструменту, S – подача;
- довжини опорної поверхні Δl .

Інтервали варіювання визначали наступним чином:

x_1 – сумарний шлях тертя. При цьому розглядалися 3 інструменти шириною $b = 3$ мм та довжиною $L = 2, 4, 6$ мм. Кожен із інструментів виконує різну число проходів n , а саме $L \times n = 2; 12; 22$.

x_2 – сила на 1 мм ширини інструменту на 1 мікронерівність $\frac{P_{\Sigma} \cdot S}{L \cdot b} = 8/b$; 20/b; 32/b.

x_3 – протяжність ділянки контакту, $\Delta l = 0,2; 0,4; 0,6$ мм.

Для встановлення впливу вказаних факторів на показники, що характеризують якість першого етапу нанесення покриття, реалізовували матрицю центрального композиційного плану 2^3 +зіркові точки. Результати реалізації матриці планування експерименту наведено в таблиці 6.2.

Таблиця 6.2 – Результати реалізації матриці планування експерименту 2^3 +зіркові точки

№ дослід	$L \times n$, мм	P_{Σ} , Н	Δl , мм	m , г	S_n/S	$R_a/R_{a\text{ усх}}$
	x_1	x_2	x_3	Y_1	Y_2	Y_3
1	2	8/b	0,2	0,002	0,38	0,91
2	2	8/b	0,6	0,001	0,18	0,94
3	2	32/b	0,2	0,002	0,42	0,90
4	2	32/b	0,6	0,001	0,24	0,92
5	22	8/b	0,2	0,003	0,62	0,68
6	22	8/b	0,6	0,003	0,36	0,72
7	22	32/b	0,2	0,004	0,64	0,62
8	22	32/b	0,6	0,003	0,38	0,68
9	12	20/b	0,4	0,006	0,78	0,64
10	2	20/b	0,4	0,004	0,53	0,86
11	30	20/b	0,4	0,006	0,79	0,64
12	12	8/b	0,4	0,005	0,64	0,68
13	12	42/b	0,4	0,005	0,62	0,65
14	12	20/b	0,2	0,004	0,72	0,66
15	12	20/b	0,9	0,003	0,32	0,78
16	12	20/b	0,4	0,006	0,76	0,64

Для обробки експериментальних даних застосовували пакет прикладних програм STATISTICA 12.0 [258–261], що дозволило побудувати статистичні

математичні моделі для маси покриття m (Y_1), відносних площі покриття S_n/S (Y_2) та шорсткості поверхні $R_a/R_{a\text{ усx}}$ (Y_3) при натуральних значеннях факторів.

$$Y_1(m) = 0,005519 + 0,000735 \cdot x_1 - 0,000462 \cdot x_2 - 0,001442 \cdot x_3 - \\ - 0,001895 \cdot x_1^2 - 0,001603 \cdot x_2^2 - 0,001799 \cdot x_3^2 + \\ + 0,000248 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,000306 \cdot x_1 \cdot x_3 - 0,00031 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (6.3)$$

$$Y_2\left(\frac{S_n}{S}\right) = 0,668755 + 0,044408 \cdot x_1 - 0,056635 \cdot x_2 - 0,275208 \cdot x_3 - \\ - 0,199841 \cdot x_1^2 - 0,200608 \cdot x_2^2 - 0,149047 \cdot x_3^2 - \\ - 0,014875 \cdot x_1 \cdot x_2 - 0,042875 \cdot x_1 \cdot x_3 + 0,006198 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (6.4)$$

$$Y_3\left(\frac{R_a}{R_{a\text{ усx}}}\right) = 0,626308 - 0,088358 \cdot x_1 - 0,00778 \cdot x_2 + 0,077667 \cdot x_3 + \\ + 0,163163 \cdot x_1^2 + 0,048406 \cdot x_2^2 + 0,061634 \cdot x_3^2 - \\ - 0,017354 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,015312 \cdot x_1 \cdot x_3 + 0,003099 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (6.5)$$

Статистична оцінка отриманих результатів дозволяє зробити наступні висновки: досліди слід вважати рівноточні, оскільки розрахункові значення критерію Кохрена G^P для параметрів оптимізації Y_1 , Y_2 , Y_3 становлять відповідно: $G_1^P = 0,085$; $G_2^P = 0,044$; та $G_3^P = 0,089$ і є меншими за табличне $G^T = 0,276$.

Значимість отриманих коефіцієнтів перевіряли за допомогою критерію Стьюдента, табличне значення якого для рівня надійності $P_H = 0,95$ і числа степенів свободи $f = 15$ складає $t = 2,13$. Дисперсії знайдених коефіцієнтів дорівнюють:

$$(S_b)_1^2 = 0,634; (S_b)_2^2 = 0,777; (S_b)_3^2 = 0,957.$$

Величина довірчого інтервалу складає:

$$\Delta b_1 = 0,00004; \Delta b_2 = 0,595; \Delta b_3 = 0,0015.$$

Адекватність рівнянь перевіряли за допомогою критерію Фішера, табличне значення якого для рівня надійності $P_H = 0,95$ і числа степенів свободи $f = 15$ складає $F^T = 4,54$. Розрахункові значення $F_1^P = 2,96$, $F_2^P = 3,81$ та $F_3^P = 3,64$ не

перевищують табличне, що підтверджує адекватність рівнянь, які описують процес нанесення антифрикційного покриття ФАБО.

Загальні табличні результати реалізації факторного експерименту для першого критерію оптимізації ($Y_1(m)$) наведені на рис.6.22, 6.23.

Effect Estimates, Var.: $Y_1(m)$; R-sqr=.63422; Adj.:.08555 (Результат)										
3 factors, 1 Blocks, 16 Runs; MS Residual=.0000025										
DV: $Y_1(m)$										
Factor	Effect	Std.Err.	t(6)	p	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err.	-95, % Cnf.Limt	+95, % Cnf.Limt
Mean/Interc.	0.005519	0.000936	5.89961	0.001054	0.003230	0.007808	0.005519	0.000936	0.003230	0.007808
(1) x_1 (L)	0.001469	0.002007	0.73199	0.491766	-0.003442	0.006381	0.000735	0.001004	-0.001721	0.003191
x_1 (Q)	-0.003790	0.002203	-1.72065	0.136102	-0.009179	0.001600	-0.001895	0.001101	-0.004590	0.000800
(2) x_2 (L)	-0.000923	0.002020	-0.45700	0.663749	-0.005867	0.004020	-0.000462	0.001010	-0.002933	0.002010
x_2 (Q)	-0.003206	0.002203	-1.45549	0.195778	-0.008597	0.002184	-0.001603	0.001101	-0.004298	0.001092
(3) x_3 (L)	-0.002884	0.002028	-1.42227	0.204790	-0.007846	0.002078	-0.001442	0.001014	-0.003923	0.001039
x_3 (Q)	-0.003598	0.002169	-1.65862	0.148265	-0.008906	0.001710	-0.001799	0.001085	-0.004453	0.000855
1L by 2L	0.000496	0.002237	0.22161	0.831966	-0.004979	0.005971	0.000248	0.001119	-0.002489	0.002985
1L by 3L	0.000613	0.002764	0.22161	0.831966	-0.006150	0.007375	0.000306	0.001382	-0.003075	0.003688
2L by 3L	-0.000620	0.002797	-0.22161	0.831966	-0.007463	0.006224	-0.000310	0.001398	-0.003732	0.003112

Рис.6.22. Табличний результат реалізації центрального композиційного плану для оцінки впливу факторів на масу покриття m

ANOVA, Var.: $Y_1(m)$; R-sqr=.63422; Adj.:.08555 (Результат)					
3 factors, 1 Blocks, 16 Runs; MS Residual=.0000025					
DV: $Y_1(m)$					
Factor	SS	df	MS	F	p
(1) x_1 (L)	0.000001	1	0.000001	0.535805	0.491766
x_1 (Q)	0.000008	1	0.000008	2.960635	0.136102
(2) x_2 (L)	0.000001	1	0.000001	0.208850	0.663749
x_2 (Q)	0.000005	1	0.000005	2.118465	0.195778
(3) x_3 (L)	0.000005	1	0.000005	2.022847	0.204790
x_3 (Q)	0.000007	1	0.000007	2.751012	0.148265
1L by 2L	0.000000	1	0.000000	0.049112	0.831966
1L by 3L	0.000000	1	0.000000	0.049112	0.831966
2L by 3L	0.000000	1	0.000000	0.049112	0.831966
Error	0.000015	6	0.000003		
Total SS	0.000042	15			

Рис.6.23. Результати розрахунків статистичних показників в системі STATISTICA 12.0 для оцінки впливу факторів на масу покриття m

Провівши аналіз Парето-карти та табличних результатів експерименту для маси покриття m (рис.6.22 – 6.24) можна зробити висновок, що найбільший вплив мають значення величини опорної поверхні x_3 (довжина контакту) і квадратичний вплив усіх трьох факторів x_1^2 (сумарний шлях тертя), x_2^2 (сила, що припадає на 1 мікронерівність 1 мм її ширини), x_3^2 (довжина контакту).

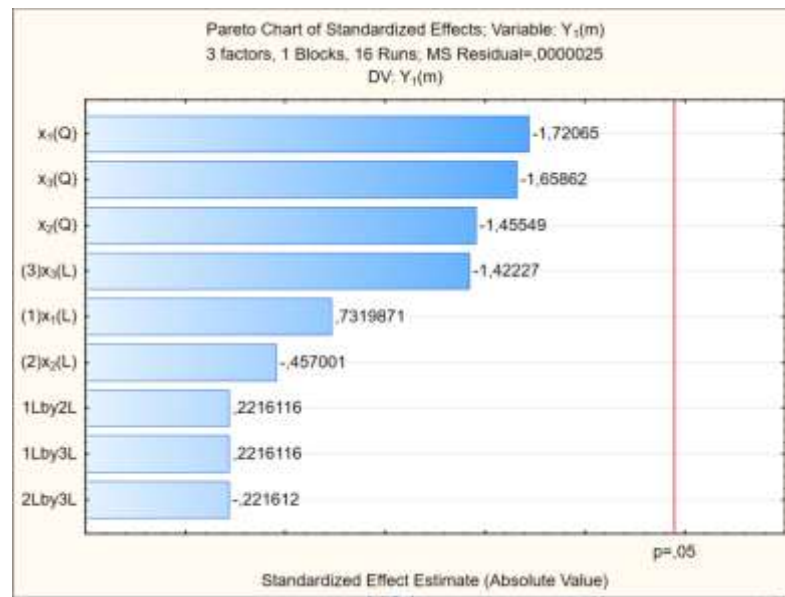
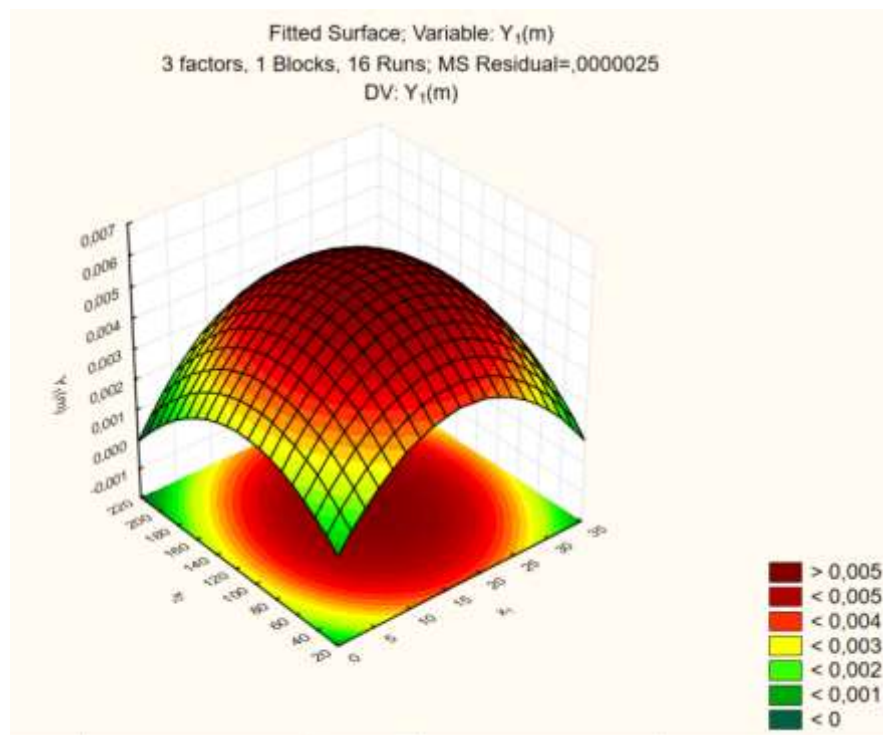
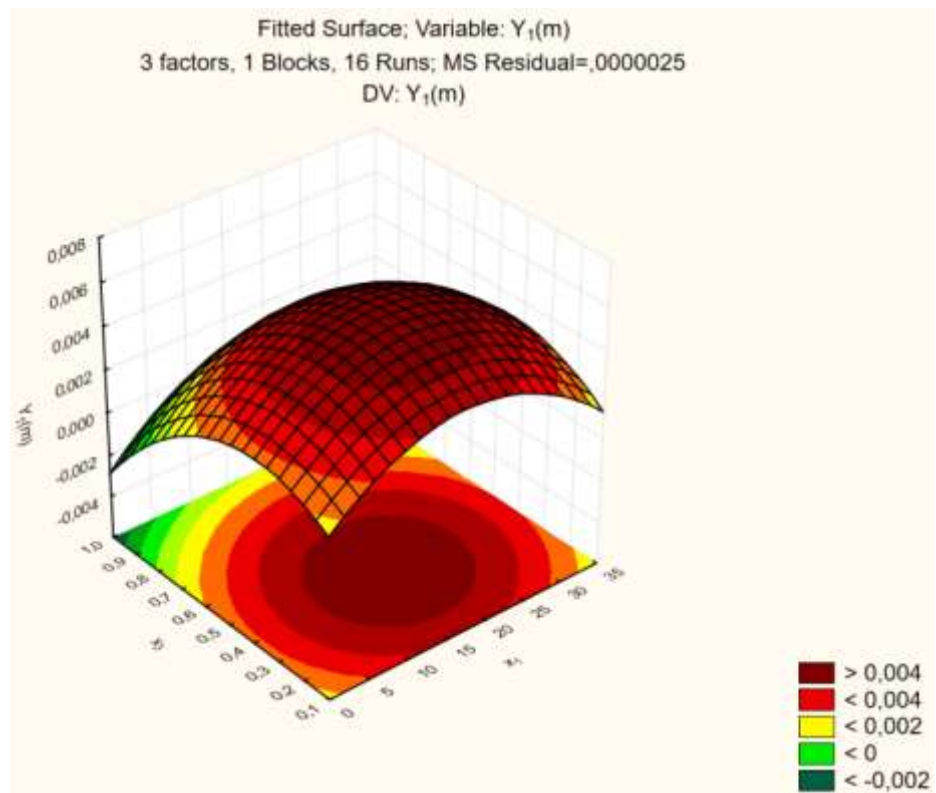


Рис.6.24. Стандартизована Парето-карта для маси покриття $Y_1(m)$

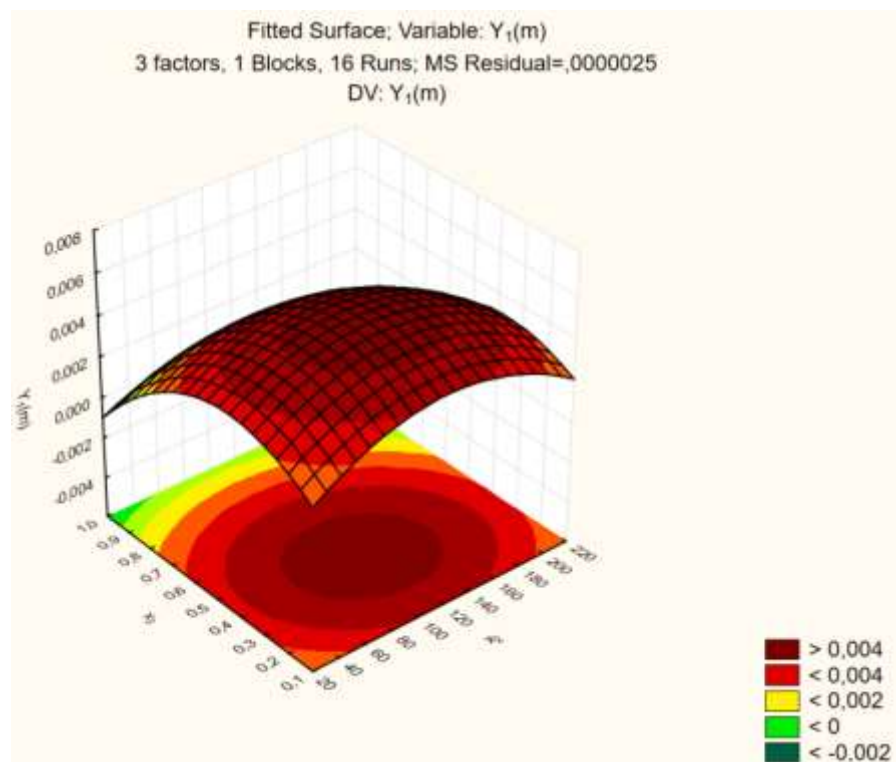
Поверхні відгуку та графіки ліній рівного виходу для маси покриття m наведені на рис.6.25, а їх аналіз дозволяє відмітити, що найбільше масоперенесення відбувається при наступних значеннях чинників: $x_1 \rightarrow L \times n = 18 \dots 19 \dots 20$ мм; $x_2 \rightarrow P_\Sigma = 20/b \dots 24/b \dots 28/b$; $x_3 \rightarrow \Delta l = 0,3 \dots 0,4 \dots 0,5$ мм.



а)



б)



в)

Рис.6.25. Поверхні відгуку та графіки ліній рівного виходу $Y_1(m)$:

а) – $Y_1 = f(x_1x_2)$; б) – $Y_1 = f(x_1x_3)$; в) – $Y_1 = f(x_2x_3)$

Загальні табличні результати реалізації факторного експерименту для другого критерію оптимізації ($Y_2\left(\frac{S_n}{S}\right)$) наведені на рис.6.26, 6.27.

Effect Estimates; Var.: $Y_2(S_n/S)$; R-sqr=,7771; Adj.: ,44276 (Результат)										
3 factors, 1 Blocks, 16 Runs; MS Residual=,0221252										
DV: $Y_2(S_n/S)$										
Factor	Effect	Std. Err.	t(6)	p	-95, % Cnf. Limit	+95, % Cnf. Limit	Coeff.	Std. Err. Coeff.	-95, % Cnf. Limit	+95, % Cnf. Limit
Mean/Interc.	0,668755	0,087223	7,66723	0,000257	0,45533	0,882181	0,668755	0,087223	0,455329	0,882181
(1) $x_1(L)$	0,088816	0,187151	0,47457	0,651874	-0,36913	0,546759	0,044408	0,093576	-0,184564	0,273380
$x_1(Q)$	-0,399682	0,205353	-1,94632	0,099566	-0,90216	0,102799	-0,199841	0,102676	-0,451081	0,051399
(2) $x_2(L)$	-0,113269	0,188356	-0,60136	0,569610	-0,57416	0,347621	-0,056635	0,094178	-0,287080	0,173811
$x_2(Q)$	-0,401216	0,205391	-1,95343	0,098589	-0,90379	0,101357	-0,200608	0,102695	-0,451894	0,050679
(3) $x_3(L)$	-0,550416	0,189054	-2,91142	0,026931	-1,01302	-0,087817	-0,275208	0,094527	-0,506508	-0,043908
$x_3(Q)$	-0,298094	0,202254	-1,47386	0,190954	-0,79299	0,196803	-0,149047	0,101127	-0,396496	0,098402
1L by 2L	-0,029750	0,208605	-0,14261	0,891264	-0,54019	0,480688	-0,014875	0,104302	-0,270094	0,240344
1L by 3L	-0,085750	0,257688	-0,33277	0,750630	-0,71629	0,544791	-0,042875	0,128844	-0,358145	0,272395
2L by 3L	0,012396	0,260756	0,04754	0,963627	-0,62565	0,650443	0,006198	0,130378	-0,312826	0,325221

Рис.6.26. Табличний результат реалізації центрального композиційного плану для оцінки впливу факторів на відносну площу покриття $\frac{S_n}{S}$

ANOVA; Var.: $Y_2(S_n/S)$; R-sqr=,7771; Adj.: ,44276 (Результат)					
3 factors, 1 Blocks, 16 Runs; MS Residual=,0221252					
DV: $Y_2(S_n/S)$					
Factor	SS	df	MS	F	p
(1) $x_1(L)$	0,004983	1	0,004983	0,225215	0,651874
$x_1(Q)$	0,083813	1	0,083813	3,788144	0,099566
(2) $x_2(L)$	0,008001	1	0,008001	0,361630	0,569610
$x_2(Q)$	0,084427	1	0,084427	3,815876	0,098589
(3) $x_3(L)$	0,187541	1	0,187541	8,476354	0,026931
$x_3(Q)$	0,048062	1	0,048062	2,172271	0,190954
1L by 2L	0,000450	1	0,000450	0,020339	0,891264
1L by 3L	0,002450	1	0,002450	0,110733	0,750630
2L by 3L	0,000050	1	0,000050	0,002260	0,963627
Error	0,132751	6	0,022125		
Total SS	0,595575	15			

Рис.6.27. Результати розрахунків статистичних показників в системі STATISTICA 12.0 для оцінки впливу факторів на відносну площу покриття $\frac{S_n}{S}$

Проаналізувавши Парето-карту для відносної площі покриття (рис.6.28), відзначаємо максимальний вплив на критерій оптимізації Y_2 параметру x_3 (довжина контакту), який фактично визначає загальну площу покриття. Поверхні відгуку та графіки ліній рівного виходу для $\frac{S_n}{S}$ наведені на рис.6.29, а їх аналіз дозволяє відмітити, що найбільша суцільність покриття досягається при наступних значеннях чинників: $x_1 \rightarrow L \times n = 16 \dots 18 \dots 20$ мм; $x_2 \rightarrow P_\Sigma = 20/b \dots 24/b \dots 28/b$; $x_3 \rightarrow \Delta l = 0,2 \dots 0,25 \dots 0,3$ мм.

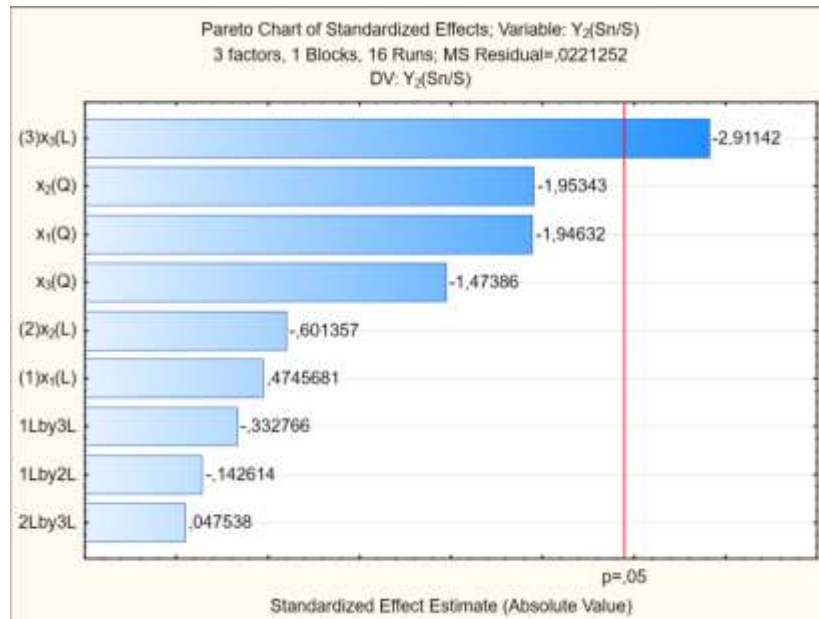
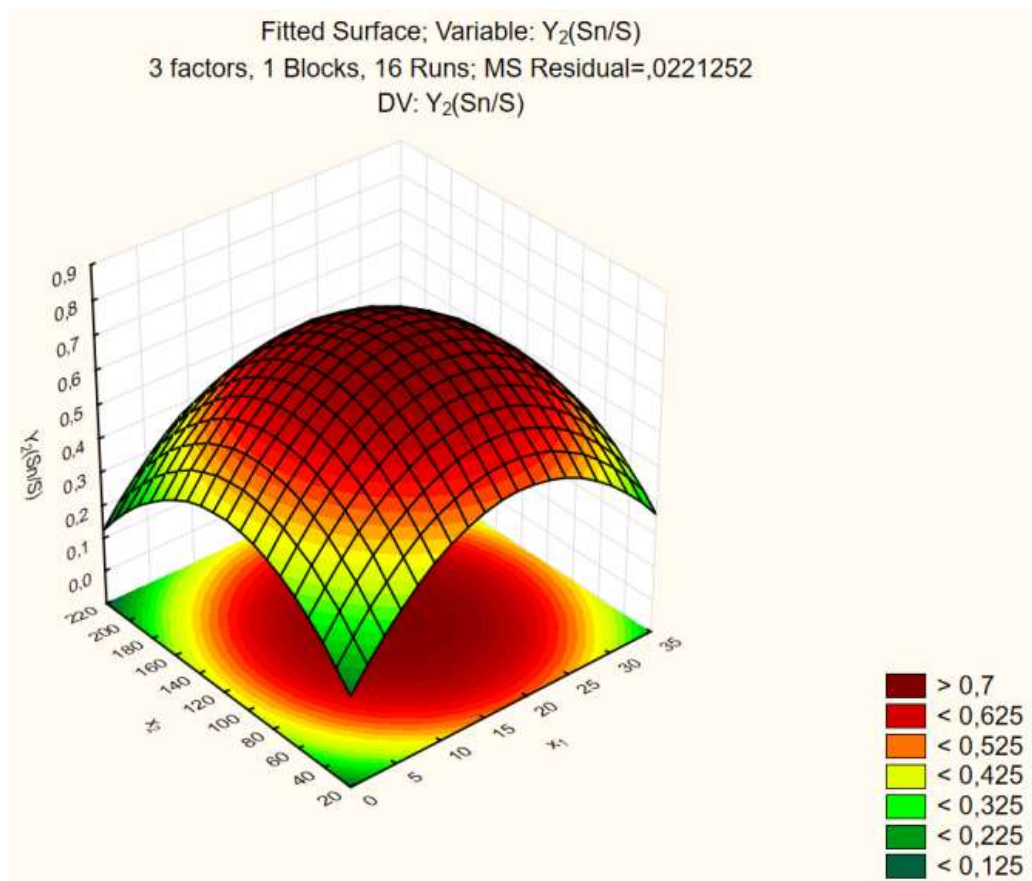
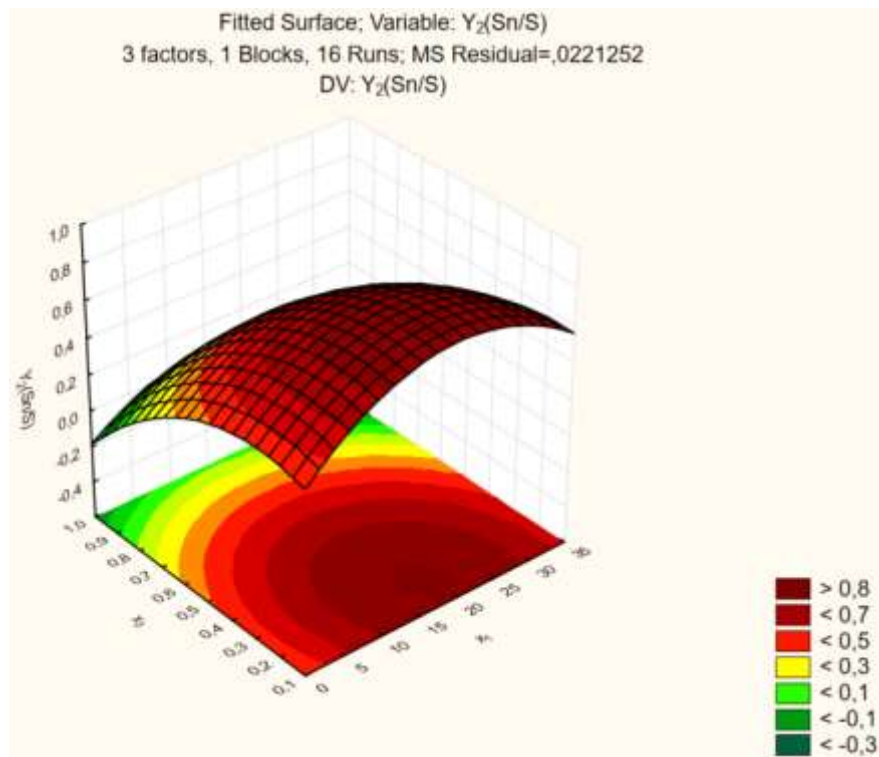


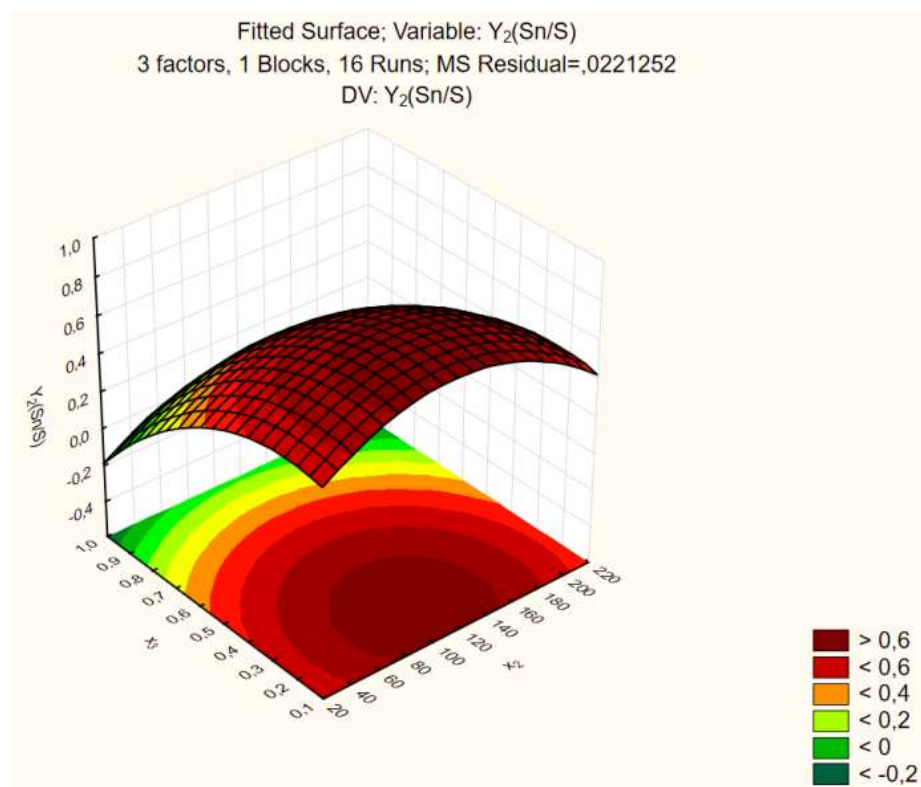
Рис.6.28. Стандартизована Парето-карта для площі покриття $\frac{S_n}{S}$



a)



б)



в)

Рис.6.29. Поверхні відгуку та графіки ліній рівного виходу $Y_2\left(\frac{S_n}{S}\right)$:

а) – $Y_2 = f(x_1x_2)$; б) – $Y_2 = f(x_1x_3)$; в) – $Y_2 = f(x_2x_3)$

Загальні табличні результати реалізації факторного експерименту для іншого критерію оптимізації ($Y_3 \left(\frac{R_a}{R_{a \text{ усx}}} \right)$) наведені на рис.6.30, 6.31.

Effect Estimates; Var.:Y5; R-sqr=,95754; Adj.:89385 (Результат2.sta) 3 factors, 1 Blocks, 16 Runs; MS Residual=,0015046 DV: Y5										
Factor	Effect	Std.Err.	t(6)	p	-95,% Cnf.Limt	+95,% Cnf.Limt	Coeff.	Std.Err. Coeff.	-95,% Cnf.Limt	+95,% Cnf.Limt
Mean/Interc.	0,626308	0,022745	27,53591	0,000000	0,570653	0,681964	0,626308	0,022745	0,570653	0,681964
(1)x ₁ (L)	-0,176716	0,048804	-3,62095	0,011085	-0,296134	-0,057297	-0,088358	0,024402	-0,148067	-0,028649
x ₁ (Q)	0,326326	0,053550	6,09384	0,000889	0,195293	0,457359	0,163163	0,026775	0,097647	0,228679
(2)x ₂ (L)	-0,015561	0,049118	-0,31681	0,762123	-0,135748	0,104626	-0,007780	0,024559	-0,067874	0,052313
x ₂ (Q)	0,096812	0,053560	1,80754	0,120686	-0,034245	0,227868	0,048406	0,026780	-0,017122	0,113934
(3)x ₃ (L)	0,155335	0,049300	3,15081	0,019794	0,034702	0,275968	0,077667	0,024650	0,017351	0,137984
x ₃ (Q)	0,123268	0,052742	2,33718	0,058068	-0,005787	0,252323	0,061634	0,026371	-0,002894	0,126161
1L by 2L	-0,034708	0,054398	-0,63804	0,547010	-0,167816	0,098399	-0,017354	0,027199	-0,083908	0,049200
1L by 3L	0,030625	0,067198	0,45574	0,664603	-0,133802	0,195052	0,015312	0,033599	-0,066901	0,097526
2L by 3L	0,006198	0,067998	0,09115	0,930341	-0,160187	0,172582	0,003099	0,033999	-0,080093	0,086291

Рис.6.30. Табличний результат реалізації центрального композиційного плану для оцінки впливу факторів на зміну відносної шорсткості поверхні

$$\frac{R_a}{R_{a \text{ усx}}}$$

ANOVA; Var.:Y5; R-sqr=,95754; Adj.:89385 (Результат2.sta) 3 factors, 1 Blocks, 16 Runs; MS Residual=,0015046 DV: Y5						
Factor	SS	df	MS	F	p	
(1)x ₁ (L)	0,019727	1	0,019727	13,11124	0,011085	
x ₁ (Q)	0,055871	1	0,055871	37,13483	0,000889	
(2)x ₂ (L)	0,000151	1	0,000151	0,10037	0,762123	
x ₂ (Q)	0,004916	1	0,004916	3,26720	0,120686	
(3)x ₃ (L)	0,014937	1	0,014937	9,92760	0,019794	
x ₃ (Q)	0,008218	1	0,008218	5,46241	0,058068	
1L by 2L	0,000612	1	0,000612	0,40710	0,547010	
1L by 3L	0,000312	1	0,000312	0,20770	0,664603	
2L by 3L	0,000012	1	0,000012	0,00831	0,930341	
Error	0,009027	6	0,001505			
Total SS	0,212600	15				

Рис.6.31. Результати розрахунків статистичних показників в системі STATISTICA 12.0 для оцінки впливу факторів на відносну шорсткість поверхні

$$\frac{R_a}{R_{a \text{ усx}}}$$

Стандартизована Парето-карта для відносної шорсткості поверхні $\frac{R_a}{R_{a \text{ усx}}}$

наведена на рис.6.32.

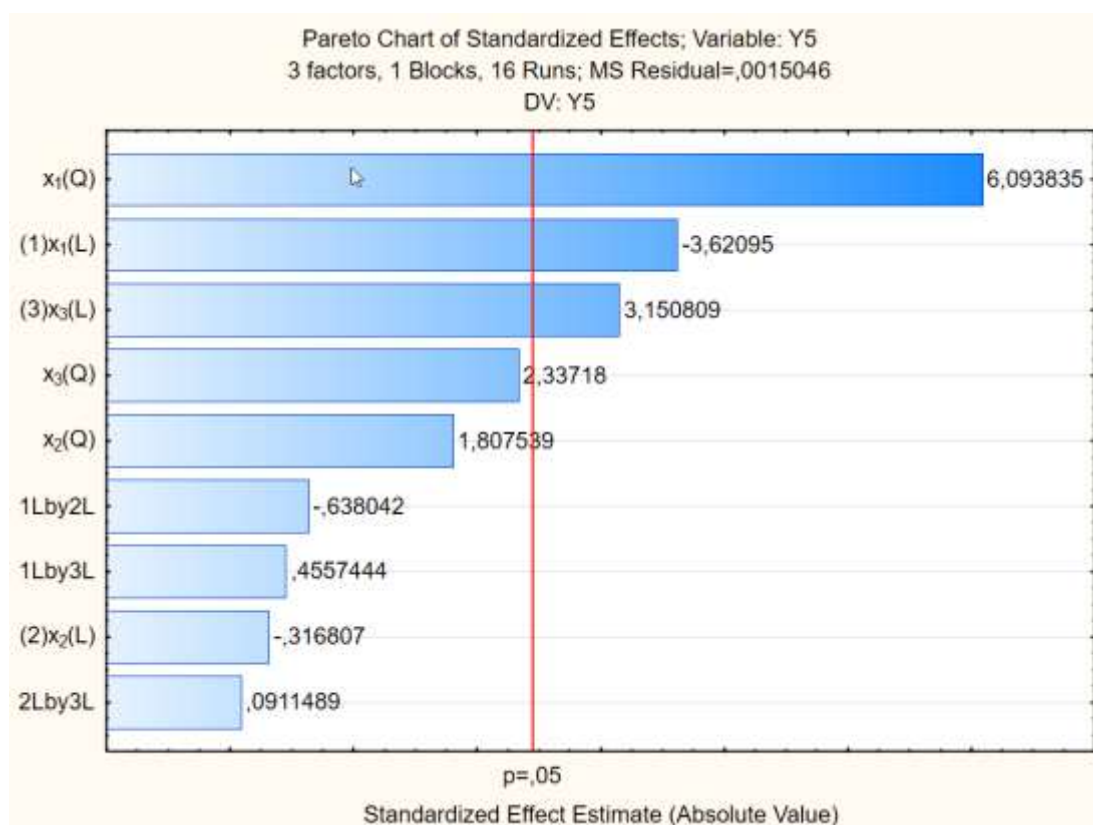
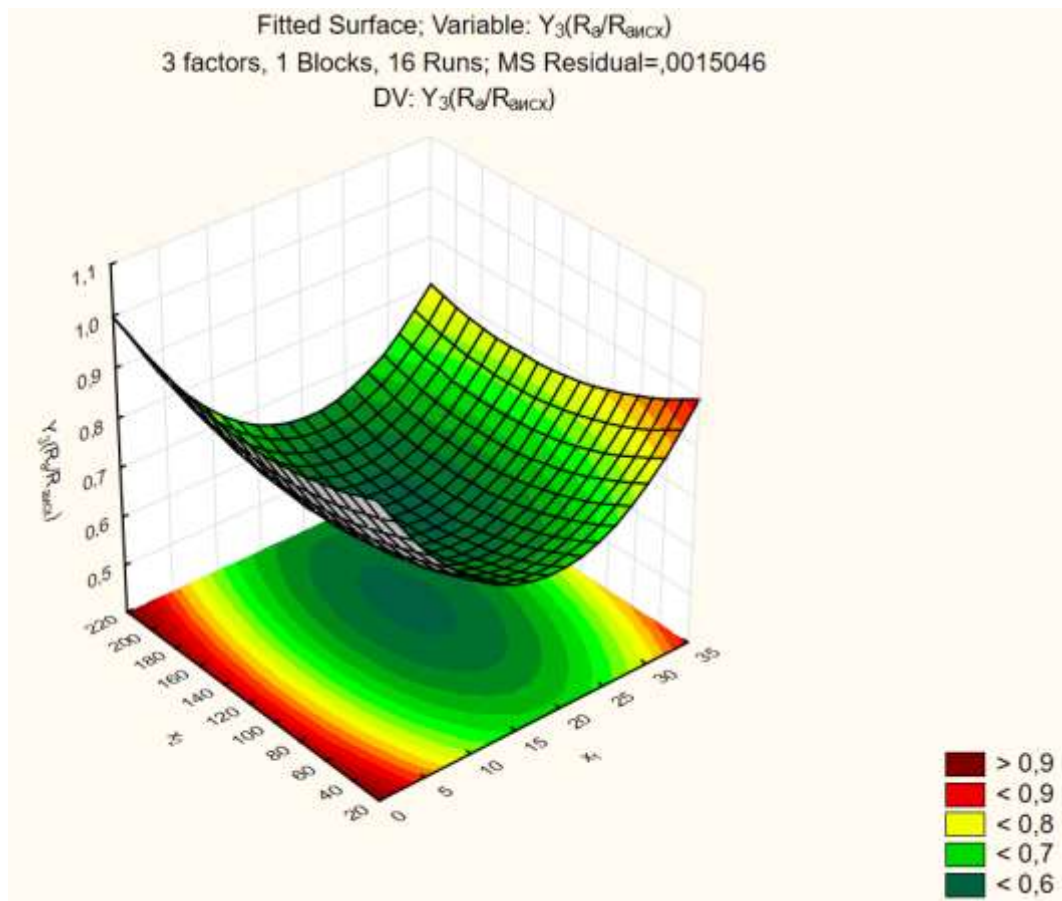


Рис.6.32. Стандартизована Парето-карта для відносної шорсткості поверхні

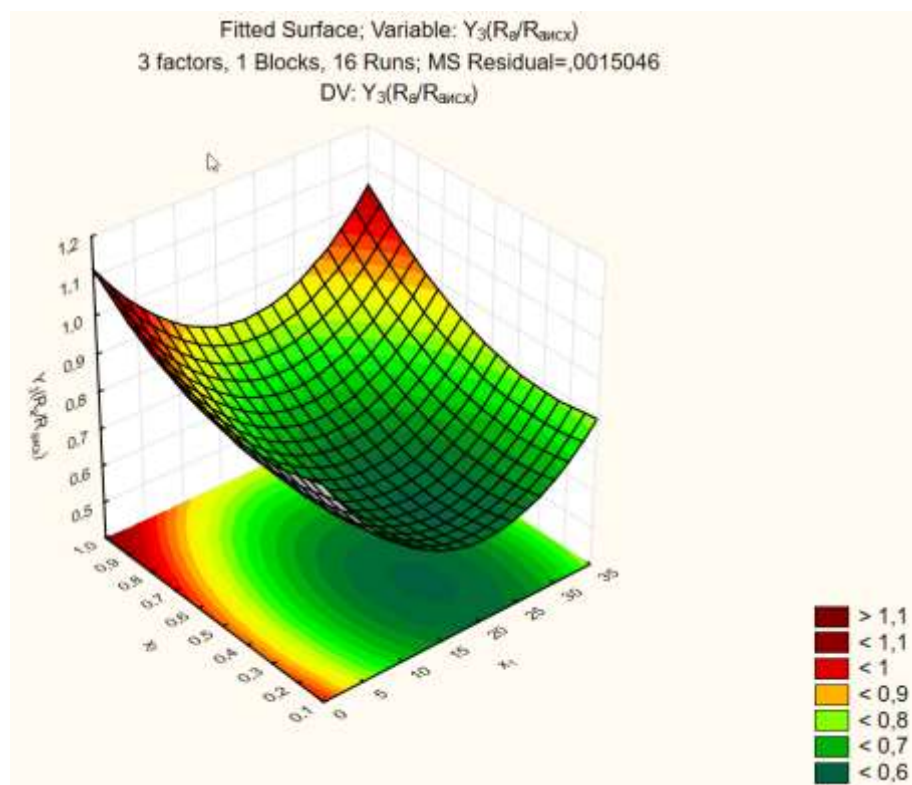
$$\frac{R_a}{R_{a\text{ усх}}}$$

Проаналізувавши Парето-карту для відносної шорсткості поверхні (рис.6.32), відзначаємо максимальний вплив на критерій оптимізації Y_3 параметрів x_1 (сумарний шлях тертя), x_3 (довжина контакту) та x_2 (сила, що припадає на 1 мікронерівність 1 мм її ширини), які визначають зміну шорсткості поверхні. Поверхні відгуку та графіки ліній рівного виходу для $\frac{R_a}{R_{a\text{ усх}}}$ наведені на рис.6.33. Їх аналіз дозволяє відмітити, що найменша відносна шорсткість поверхні досягається при наступних значеннях чинників:

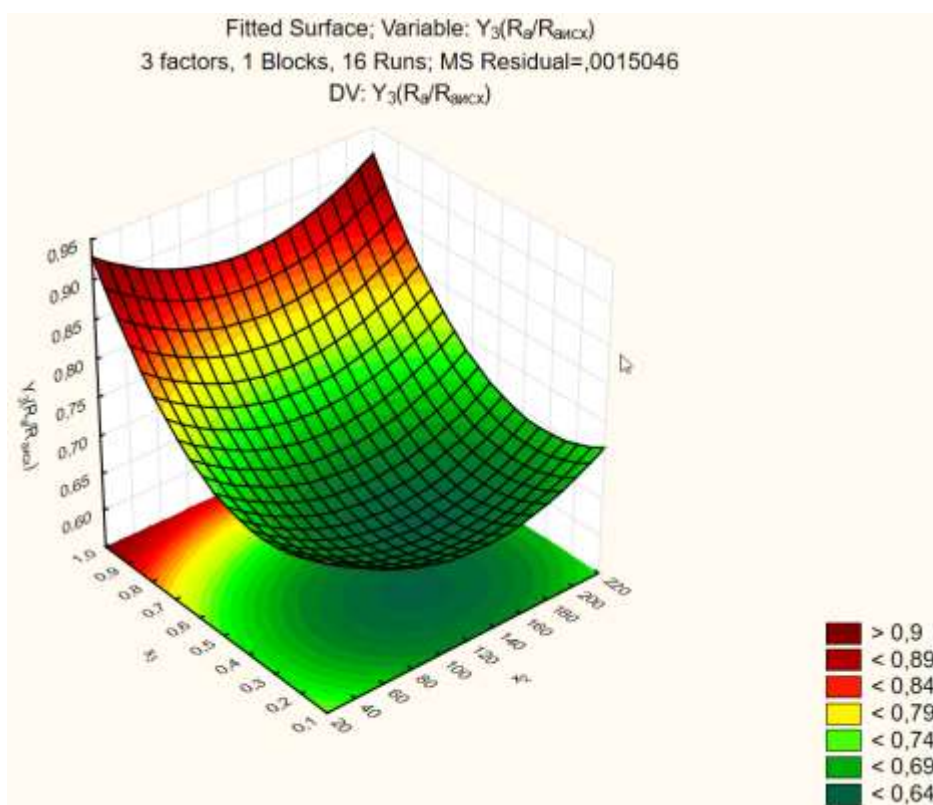
$$x_1 \rightarrow L \times n = 18 \dots 20 \dots 22 \text{ мм}; \quad x_2 \rightarrow P_{\Sigma} = 22/b \dots 26/b \dots 30/b; \quad x_3 \rightarrow \Delta l = 0,3 \dots 0,35 \dots 0,4 \text{ мм}.$$



a)



b)



в)

Рис.6.33. Поверхні відгуку та графіки ліній рівного виходу $Y_3\left(\frac{R_a}{R_{a\text{исх}}}\right)$:

а) – $Y_3 = f(x_1x_2)$; б) – $Y_3 = f(x_1x_3)$; в) – $Y_3 = f(x_2x_3)$

Враховуючи обернено-пропорційний зв'язок критеріїв оптимізації $Y_1(m)$ і $Y_2\left(\frac{S_n}{S}\right)$ з $Y_3\left(\frac{R_a}{R_{a\text{исх}}}\right)$ досягнення їх максимальних значень одночасно неможливе, що показує різниця в раціональних значеннях деяких параметрів, насамперед параметрів x_3 та x_1 . Тому приймають необхідне значення цього параметру виходячи з кінцевого результату процесу ФАБО.

Зручно використовувати для аналізу впливу фактору на критерії оптимізації експериментальні графіки розсіювання з гістограмами (рис.6.34), які побудовані в системі прикладних програм STATISTICA 12.0 і дозволяють визначити графічно раціональні значення кожного чинника, з оцінкою реальних значень маси антифрикційного покриття, відносних площі покриття та шорсткості поверхні [262].

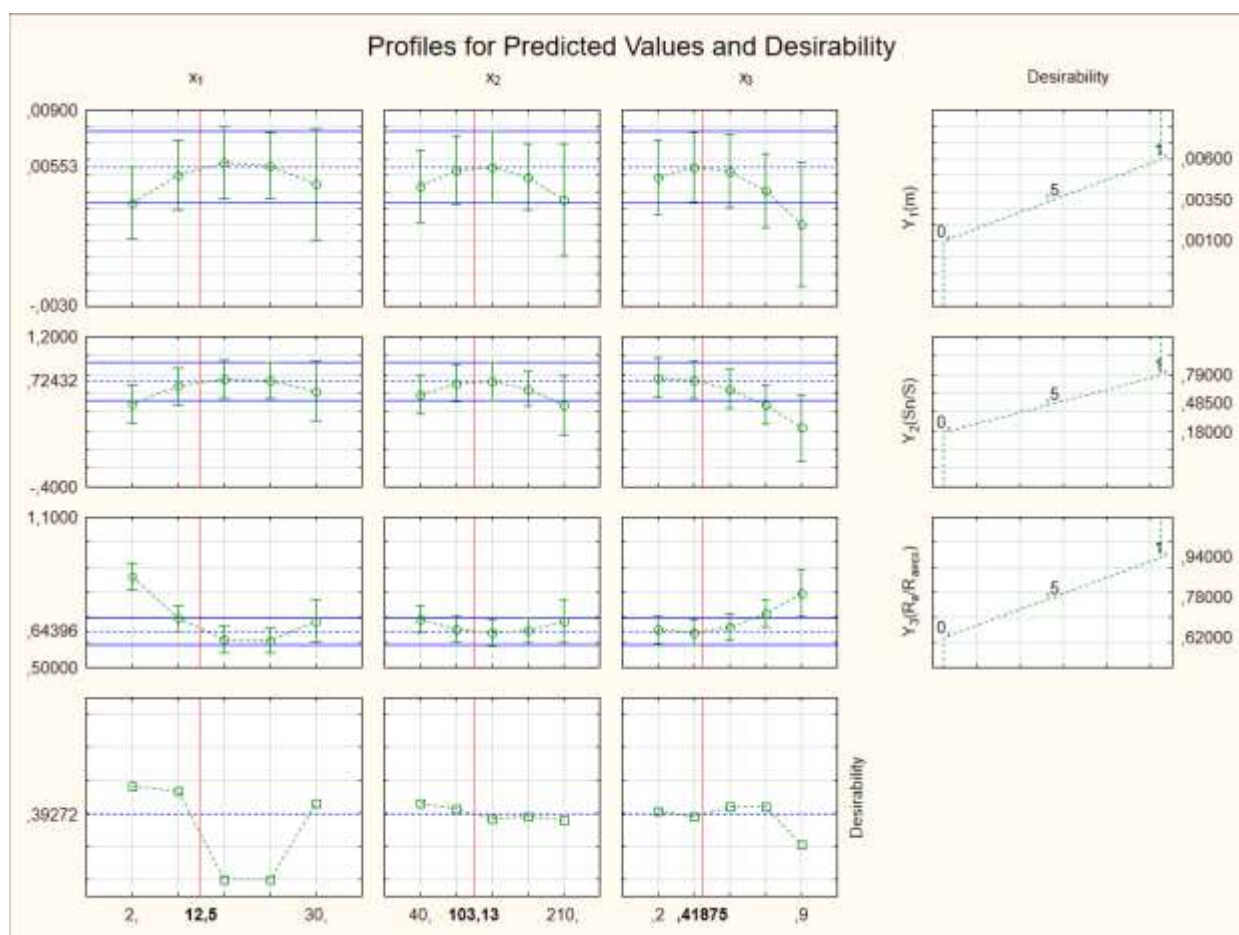


Рис.6.34. Графіки розсіювання з гістограмами, що характеризують вплив досліджуваних факторів на якість нанесення покриттів ФАБО

Аналіз експериментальних графіків розсіювання (рис.6.34) дає можливість уточнити характер зміни факторів та проаналізувати їх взаємний вплив на три критерії оптимізації. Так при збільшенні шляху тертя $x_1(\Delta L)$ до 18...20 мм досягається максимальний ефект масоперенесення антифрикційного матеріалу. Подальше зростання шляху тертя не сприяє його збільшенню. Це пов'язано тим, що найбільш активно відбувається перенесення на перших проходах інструменту. Збільшення їх кількості не впливає суттєво на наступні результати процесу. В свою чергу збільшення сили, що припадає на 1 мікронерівність 1 мм її ширини $x_2(P_\Sigma)$ до величини $20/b...28/b$ теж сприяють зростанню масоперенесення. Однак подальше збільшення цього технологічного параметру, зменшує перенесення антифрикційного матеріалу. Очевидно, що такий характер пов'язаний з процесом руйнування поверхневого шару мікронерівностей чавуну. За декілька перших проходів досягається

максимальний радіус мікронерівностей, що зменшує процес стружкоутворення при мікрорізанні. Зазначимо, що збільшення масоперенесення відбувається при значенні довжини контакту $x_3(\Delta l)=0,3\dots0,5$ мм.

Оскільки масоперенесення антифрикційного матеріалу та площа покриття має пряму залежність, то слід констатувати таку закономірність. При значеннях $x_1(\Delta L)=18\dots20$ мм; $x_2(P_\Sigma)=20/b\dots28/b$; $x_3(\Delta l)=0,2\dots0,6$ мм спостерігається найбільша площа покриття, що пояснюється описаними вище міркуваннями та підтверджується дослідями однофакторного експерименту (рис.6.8, 6.11).

Найменша шорсткість поверхні відбувається при значеннях шляху тертя $x_1(\Delta L)=18\dots22$ мм. Наступні цикли натирання не збільшують якість антифрикційного покриття. Зі збільшенням сили, що припадає на 1 мікронерівність 1 мм її ширини $x_2(P_\Sigma)$, до значень $22/b\dots30/b$ спостерігається зниження шорсткості поверхні, що пояснюється інтенсивним натиранням антифрикційного матеріалу (латуні Л63) у впадини мікровиступів та згладжування їх вершин. Найбільш раціональні значення довжини контакту $x_3(\Delta l)$ з точки зору зменшення шорсткості обробленої поверхні відбувається при значеннях $0,3\dots0,6$ мм. Це ще раз доводить твердження про суттєвий вплив розмірів мікрорельєфу поверхні на якість покриття, отриманого ФАБО.

Аналіз поверхонь відгуку та графіків ліній рівного виходу для критеріїв оптимізації, а також графіків розсіювання впливу технологічних факторів (рис.6.28) дозволяє зробити висновок, що раціональний шлях тертя складає 12 мм, який цілком достатній для досягнення якісного покриття з позиції розглянутих критеріїв. Щодо сили, яка припадає на 1 мікронерівність 1 мм, то можна констатувати, що її раціональним значенням для збільшення масоперенесення антифрикційного матеріалу, площі покриття та зменшення шорсткості поверхні є значення на рівні $21/b\dots28/b$. Відносно значення довжини контакту зазначимо, що чітко прослідковується для усіх критеріїв оптимізації її раціональне значення в межах 0,4 мм. Це можна обґрунтувати створенням на поверхні зразків кращих умов для першого етапу ФАБО – мікрорізання.

6.4. Розробка технологічного процесу, що включає операцію нанесення покриттів та ДПР

6.4.1. Можливі варіанти технологічних процесів, що включають операції ФАБО і ДПР

Проведені дослідження дозволили розробити варіанти технологічних процесів нанесення антифрикційних покриттів, що включають операції ФАБО і ДПР. Кожен з варіантів можна використати для обробки отворів залежно від технічних вимог до виробу.

I варіант полягає в обробці отвору ДПР після операції ФАБО. В цьому випадку антифрикційне покриття наноситься фрикційно-механічним методом згідно рекомендацій з вибору режимних параметрів, отриманих в п.6.3, з метою створення ділянок адгезійної основи покриття.

Для реалізації запропонованої технології запропоновано спосіб і пристрій для нанесення антифрикційного покриття фрикційно-механічним способом [237, 239].

Збірний інструмент, що має 6 латунних підпружних вставок шириною 20 мм, вводять в контакт з оброблюваною поверхнею і здійснюють зворотно-поступовий рух, в результаті якого формується латунне покриття шириною 20 мм.

Далі, інструмент повертають на кут, що забезпечує нанесення покриття на ділянках, які сполучаються з ділянками вже нанесеного покриття. При зворотно-поступовому русі збірного інструменту формуються наступні ділянки з антифрикційним покриттям, а 6 ділянок з латунним покриттям збільшуються на 20 мм кожен. Вказаний цикл повторюється до тих пір, поки уся робоча поверхня не покриється суцільним антифрикційним покриттям. При цьому зона обробки постійно змочується ТС, склад якої вибраний на підставі робіт [263, 264]: 12% розчин HCl в гліцерині в співвідношенні 1:3. Використання такого складу ТС забезпечує розм'якшення і розчинення оксидних плівок поверхонь оброблюваної деталі і антифрикційних брусків.

В результаті такої обробки на поверхні отвору утворюється сітка з адгезійно закріплених часток латуні. Після чого наноситься основна частина латунного покриття, яка взаємодіючі з адгезійно закріпленими ділянками латуні, забезпечуючи підвищення якості нанесення покриття ФАБО.

Наступна операція ДПР в цьому випадку забезпечує збільшення адгезії між покриттям і основним матеріалом, а також зміцнення основи.

Розглянемо II варіант технологічного процесу, коли заздалегідь розточену поверхню (рис. 6.35, а) деформують робочим елементом з кутом $\alpha \leq 2^\circ$ для створення площадок (рис. 6.35, б), що служать місцем для адгезії налиплої латуні і в цілому для інтенсифікації процесу нанесення адгезійної сітки.

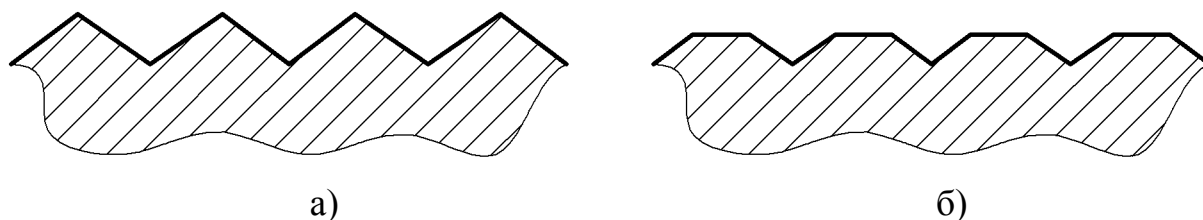


Рис. 6.35. Формування поверхневого шару: а) розточуванням; б) ДПР

Наступна операція ФАБО виконується за технологією, описаною вище. Слід зазначити, що після нанесення антифрикційного покриття можлива операція ДПР, яку призначають залежно від технічних вимог до виробу.

Як слідує з п.6.2, параметри шорсткого шару після операції ФАБО змінюються незначно, що вимагає особливої уваги операціям, що передують нанесенню антифрикційних покриттів. Отже, при побудові технологічного процесу, що включає в якості заключної операції ФАБО, необхідно вибрати попередню операцію, яка забезпечує покращений по відношенню до зносостійкості мікрорельєф і фізико-механічні характеристики поверхневого шару.

В якості прикладу розглянемо відомі технологічні процеси обробки робочої поверхні гільз циліндрів ДВЗ із модифікованого сірого чавуну СЧ20.

Згідно з [39, 265], стан поверхневого шару гільз є одним із основних факторів, що визначають ресурс і надійність роботи двигуна. Існуючий

технологічний процес, що включає операції розточування з подальшим хонінгуванням, не забезпечує створення оптимального поєднання механічних і геометричних характеристик робочої поверхні. Тому двигуни, оснащені такими гільзами, піддають багатогодинній обкатці на стенді для припрацювання поверхонь тертя. Це забезпечує трансформацію вихідної шорсткості до рівноважної, перерозподіл залишкових напружень і т.д.

Авторами [181, 183] наведені дослідження існуючого технологічного процесу, а також впливу ДПР на стан робочої поверхні обробленої гільзи, що дозволило їм запропонувати новий технологічний процес обробки гільз з використанням ХПД з подальшим чистовим хонінгуванням. Запропонований технологічний процес має переваги перед існуючими за рахунок отримання обробленої поверхні з поліпшеними механічними характеристиками і шорсткістю, близькою до рівноважної, тобто технологічний мікрорельєф практично не відрізняється від мікрорельєфу, утвореного в процесі експлуатації гільз.

Однак і цей технологічний процес має суттєвий недолік. Після операції чистового хонінгування на робочій поверхні гільзи неминуче залишаються абразивні мікрочастки, що призводять до прискореного зносу поршневих кілець. На рис.6.36 (а, б) представлені фрагменти поршневих кілець ЗИЛ-130, на яких можна побачити поздовжні сліди внаслідок дії абразивних частинок на робочій поверхні гільзи.



а)



б)

Рис.6.36. Фрагмент поршневого кільця зі слідами абразивного зносу (гільза після обробки за існуючим технологічним процесом, що включає хонінгування)

Тому розробка нового технологічного процесу, що поєднує операцію ДПР і фінішну операцію нанесення антифрикційних покриттів, дозволить забезпечити на робочій поверхні гільзи сприятливий по відношенню до зносостійкості комплекс геометричних і механічних характеристик обробленої поверхні, а операція ФАБО істотно не змінюючи мікрорельєф, забезпечить підвищення антифрикційних властивостей.

Експерименти проводилися на партії із 24 гільз ДВЗ, виготовлених із модифікованого чавуну (типу СЧ20) при відновленні їх в перший ремонтний розмір. В процесі обробки необхідно зняти припуск 0,5 мм. 12 гільз оброблялися за існуючим технологічним процесом: розточування, хонінгування, полірування. Решта гільз оброблялися ДПР на вертикально-протяжному верстаті мод. МА7У-750 в умовах ІСМ НАН України (рис.6.37).

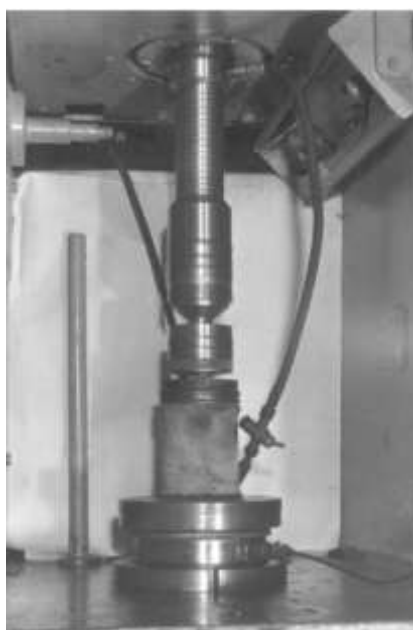


Рис.6.37. Процес обробки гільзи ДВЗ деформуюче-різальною-деформуючою прошивкою

Інструмент для протягування виготовлений на основі досліджень, проведених авторами [154, 158] і складається з ріжучого кільця, по обидві сторони якого розміщені групи з твердосплавних деформуючих елементів.

Інструмент забезпечує зняття необхідного припуску за 1 прохід, що дозволить знизити трудомісткість обробки отвору приблизно в 4 рази. Після протягування робоча поверхня 6 гільз полірувалась дрібнозернистими алмазними брусками АСМ20/14 М1. Решта 6 гільз оброблялися з

використанням технології ФАБО на вертикально-хонінгувальному верстаті мод. 3М83 за такими режимами: тиск латунного інструменту $P = 6$ МПа, швидкість обертання інструменту $V = 0,996$ м/с, швидкість зворотно-поступального руху $V_1 = 0,24$ м/с.

Відремонтовані двигуни, в кожен з яких встановлювалося 4 гільзи, оброблені за існуючим технологічним процесом і по 2 гільзи, що оброблені за наступними технологічними процесами: ДПР – полірування; ДПР – ФАБО піддавали 2 годинній обкатці. Потім двигуни надходили до експлуатації. Вивчення характеристик робочих поверхонь гільз, оброблених з використанням розглянутих технологічних процесів, здійснювалося після обкатки двигуна.

Для досліджуваних гільз визначали мікрорельєф обробленої поверхні, параметри шорсткості, розподіл твердості за товщиною стінки, а для гільз після обкатки – величину зносу. Вимірювання зносу робочої поверхні гільзи виконувалося на профілографі – профілометрі «Talysurf-5». Зносостійкість оцінювалася за лінійним зносом, зафіксованому за допомогою профілограм, знятих на базовій довжині 120 мм. Також за профілограмами, знятими з поверхні гільзи після обробки і обкатки, визначали параметри шорсткості.

Профіль профілограми дискретизувався і оброблявся на ПК. Крім параметрів шорсткості за методикою [183] будувалися гістограми, що відображають емпіричний закон розподілу ординат шорсткості. Експериментальний закон розподілу апроксимувався рядом теоретичних законів розподілу (нормальним, логарифмічним нормальним, за критерієм χ^2 , Вейбулла, показовим, гамма). Відповідність експериментального закону теоретичному оцінювалося за критерієм χ^2 [266], при 95% ймовірності.

За профілограмами, знятими з робочих поверхонь гільз після обробки і обкатки, додатково розраховували взаємні кореляційні функції профілів шорсткості. Довірчі інтервали їх оцінок знаходили за формулою [267]:

$$\rho(\tau) = r(\tau) \pm z_{\alpha/2} / \sqrt{2} \quad (6.6)$$

Твердість за Віккерсом поверхневого шару гільз, оброблених відповідно до розглянутих технологічних процесів, а також її розподіл за товщиною стінки вимірювалися на приладі ХПО – 250 при навантаженні 50Н.

6.4.2. Аналіз стану поверхневого шару гільз, оброблених за різними технологічними процесами

У табл.6.3 наведені параметри геометричних, механічних та трибологічних характеристик робочої поверхні гільзи ДВЗ, оброблених за існуючим технологічним процесом, за технологічним процесом, розробленого авторами [181] і згідно запропонованого технологічного процесу.

Таблиця 6.3 – Параметри шорсткості мікрорельєфу і фрикційних показників робочих поверхонь гільз ДВЗ (над рискою – дані після обробки, під рискою – після обкатки)

Вид обробки	R_a , мкм	R_{max} , мкм	R_z , мкм	R_p , мкм	t_p , %	$t_p=10\%$, %	S_m , мкм	HV, ГПа	Знос після 2 годинного припрацювання, мкм
ДПР	1,08	12	7,8	2,35	59	52	146	2,92	-
Розточування + 2 ^x кратне хонінгування	$\frac{1,45}{0,20}$	$\frac{13,8}{2,4}$	$\frac{10,7}{1,66}$	$\frac{2,45}{0,46}$	$\frac{43}{49}$	$\frac{24}{38}$	$\frac{90}{125}$	$\frac{2,35}{2,35}$	7,2
ДПР + хонінгування	$\frac{0,85}{0,18}$	$\frac{7,5}{1,8}$	$\frac{5,99}{1,05}$	$\frac{1,51}{0,22}$	$\frac{66}{63}$	$\frac{60}{58}$	$\frac{155}{153}$	$\frac{2,8}{2,7}$	5,5
ДПР + ФАБО	$\frac{0,81}{0,16}$	$\frac{7,21}{1,6}$	$\frac{5,2}{1,02}$	$\frac{0,6}{0,28}$	$\frac{68}{65}$	$\frac{62}{59}$	$\frac{164}{163}$	$\frac{2,86}{2,85}$	4,2

Аналіз даних, наведених в табл.6.3 показує, що операція ДПР значно покращує мікрорельєф поверхневого шару, який в цьому випадку (рис.6.38) являє собою опорні площадки, які чергуються із впадинами і грають роль змащувальних резервуарів при експлуатації.

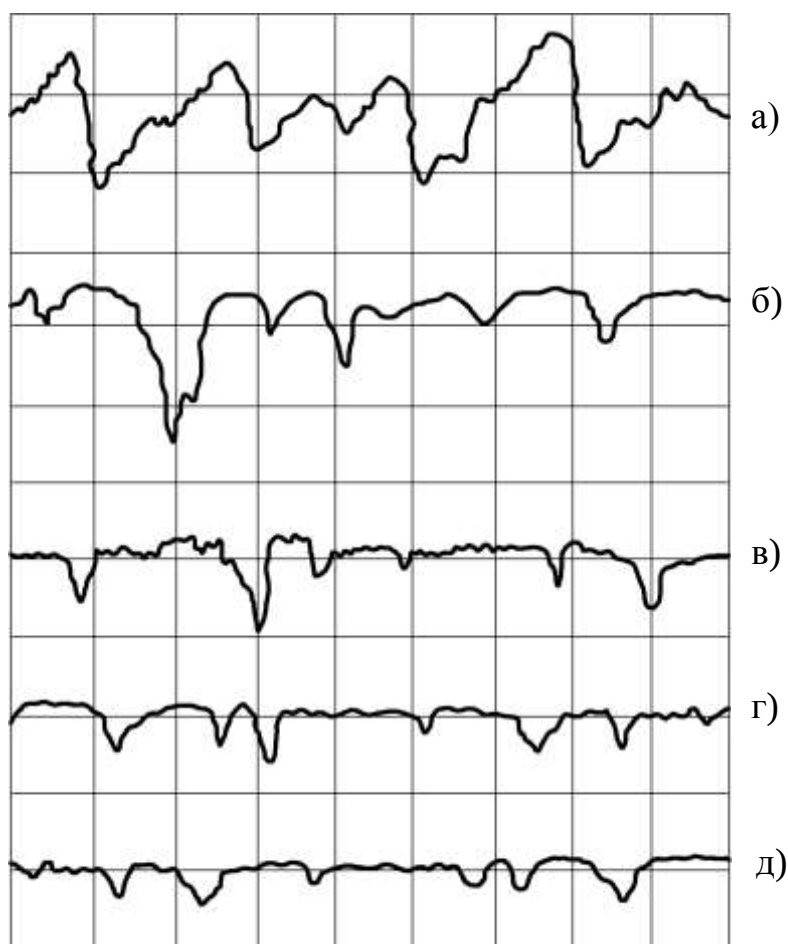


Рис.6.38. Профілограми мікронерівностей робочої поверхні гільзи ДВЗ після обробки: а) розточування; б) розточування + хонінгування; в) ДПР; г) ДПР + полірування; д) ДПР + ФАБО

Слід зазначити, що операція деформуючого протягування істотно збільшує параметр S_m в порівнянні з розточуванням, що, згідно з роботами [32, 33], збільшує втомну міцність обробленої поверхні. Більш того, використання фінішних операцій після ДПР також призводить до збільшення цього параметру, особливо при ФАБО.

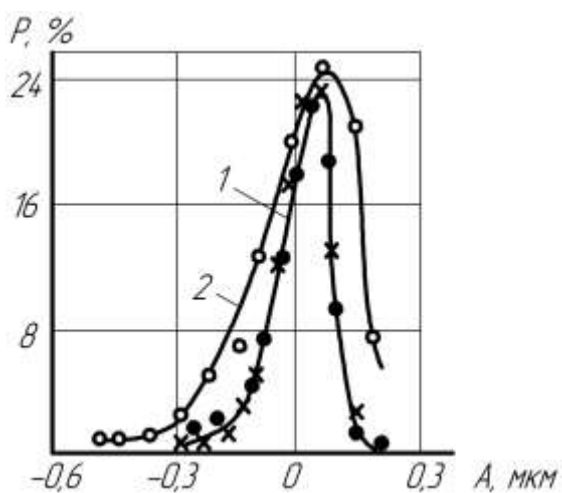
Після припрацювання висотні параметри шорсткості дещо зменшилися, а опорна довжина профілю і крок по середній лінії практично не змінилися. Мікрорельєф поверхні, оброблений за існуючим технологічним процесом відрізняється від мікрорельєфу, отриманого після обробки, відповідно до технологічних процесів на основі протягування. Особливо помітні відмінності за значеннями опорної довжини профілю.

В процесі припрацювання значення висотних параметрів шорсткості також зменшуються, проте на відміну від мікрорельєфу, отриманого після протягування, середній крок мікронерівності профілю по середній лінії і опорна довжина профілю помітно збільшувалися. Отже, зміна параметрів шорсткості, отриманих за існуючим технологічним процесом при експлуатації більш істотна, ніж при використанні технологічних процесів на основі протягування. Це вказує на різницю в перебудові технологічних шорсткостей, отриманих після порівнюваних технологічних процесів при експлуатації.

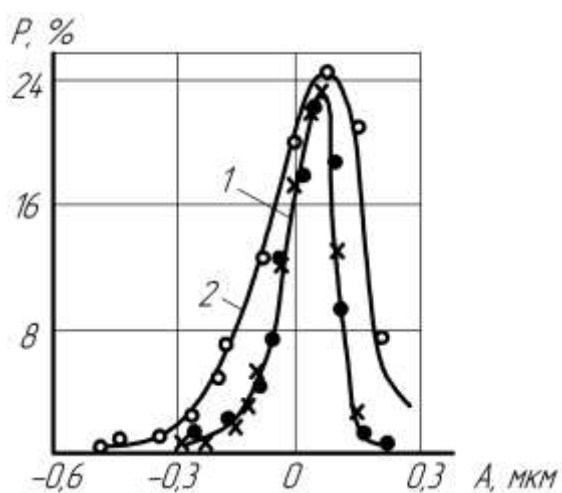
Порівняння двох технологічних процесів на основі ДПР показало, що технологічна шорсткість і мікрорельєф обробленої поверхні дуже близькі між собою. Хоча при використанні ФАБО параметри технологічної шорсткості R_p і S_m дещо кращі, що пояснюється самим процесом натирання антифрикційного матеріалу на робочу поверхню гільзи.

Перебудову шорсткості оцінювали відповідно до методики, наведеної в роботі [183], порівнюючи закони розподілу ординат шорсткості після обробки і експлуатації. Розподіл ординат шорсткості поверхні, обробленої за технологічними процесами на основі протягування, підкоряється закону Вейбулла (рис.6.39 а, б).

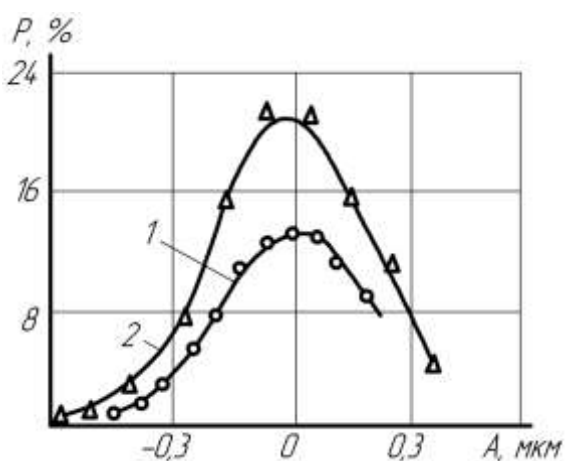
Слід зазначити, що після експлуатації закон розподілу ординат шорсткості для розглянутих технологічних процесів практично не змінюється (рис.6.39 а, б, криві 2). Це свідчить про незначну перебудову шорсткого шару в процесі експлуатації, що підтверджується аналізом взаємних кореляційних функцій профілів шорсткості, зафіксованих до і після експлуатації. Значення коефіцієнту їх взаємної кореляції більше нуля, тобто в процесі припрацювання двигуна на робочій поверхні гільзи відтворюється шорсткість, яка близька до технологічної. Наведені дані свідчать про незначні трансформації поверхневого шару гільзи, обробленої за технологічними процесами на основі протягування.



а)



б)



в)

Рис.6.39. Закони розподілу ординат шорсткості: 1 – після обробки; 2 – після експлуатації. Обробка за технологічними процесами на основі протягування: а) протягування і хонінгування; б) протягування і ФАБО та за існуючим технологічним процесом (в)

Однак, розглянуті два технологічні процеси, що включають операцію протягування з подальшими фінішними операціями: хонінгування і ФАБО дещо відрізняються між собою.

Так, після операції чистового хонінгування, на обробленій поверхні залишаються мікрочастинки абразиву, які погіршують зносостійкість поверхні, взаємодію з поверхнею поршневого кільця, залишаючи на ньому сліди у вигляді поздовжніх рисок (рис.6.40, а)

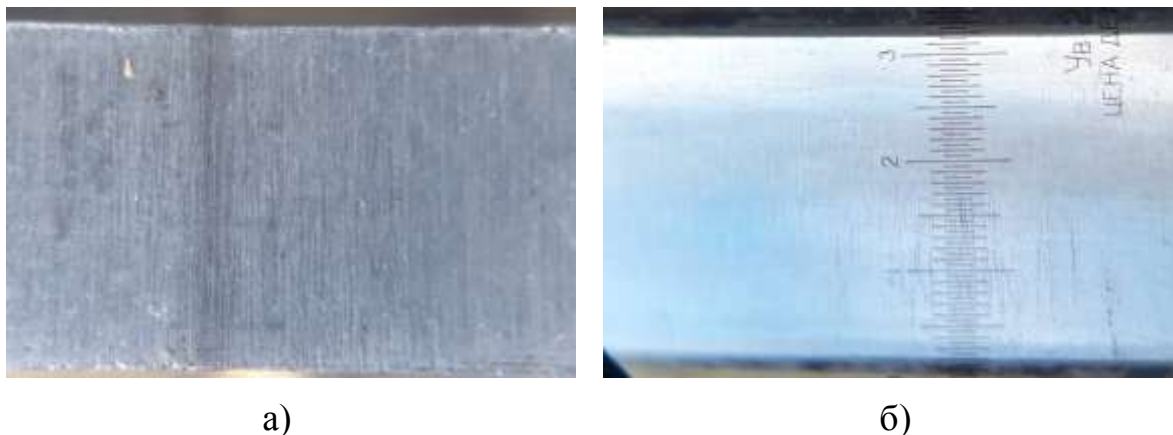


Рис.6.40. Поверхня поршневого кільця після обкатки (поверхня гільзи, оброблена за технологічним процесом: а) протягування і хонінгування; б) протягування і ФАБО)

Наведені недоліки відобразилися на величині зносу. Мінімальний знос поверхні гільзи спостерігається при обробці з використанням ФАБО і після 2 годинного припрацювання становить 4,2 мкм. У той же час знос поверхні гільзи при обробці її після протягування хонінгуванням трохи вище і становить 5,6 мкм.

Інша картина спостерігається при аналізі даних, отриманих на гільзах, оброблених за існуючим технологічним процесом, що включає операції розточування і хонінгування.

У цьому випадку розподіл ординат шорсткості, визначений за методикою [268, 269], підкоряється закону нормального розподілу (рис.6.39, в). В процесі експлуатації вид закону розподілу змінився, став логарифмічно нормальним і наблизився до закону розподілу Вейбулла. Це означає, що після перебудови, яка сталася під час експлуатації, різниця в характері розподілу ординат профілів, оброблених за технологічними процесами на основі розточування і протягування помітно зменшилася. Деяка відмінність в розподілі ординат

шорсткості припрацювальних поверхонь пояснюється впливом вихідного стану обробленої поверхні, а саме – технологічної спадковістю. Аналіз довірчих інтервалів взаємних кореляційних функцій профілів до і після експлуатації показує, що значення коефіцієнту взаємної кореляції дорівнює 0, тобто в процесі експлуатації двигуна на робочій поверхні гільзи відбувається перебудова шорсткого шару і формується новий мікрорельєф, повністю відмінний від технологічного.

Таким чином, приведений матеріал свідчить, що найбільш ефективним з розглянутих технологічних процесів є технологічний процес, що складається з операцій протягування і ФАБО. Він забезпечує мінімальну трансформацію шорсткості поверхневого шару в процесі експлуатації, поліпшені типологічні характеристики, відсутність частинок абразиву на обробленій поверхні і мінімальний знос робочої поверхні гільзи при її експлуатації.

Порівняння фізико-механічних характеристик поверхневого шару, обробленого за двома різними технологічними процесами (розточування, хонінгування і протягування, ФАБО) показало велику різницю між ними (рис.6.41).

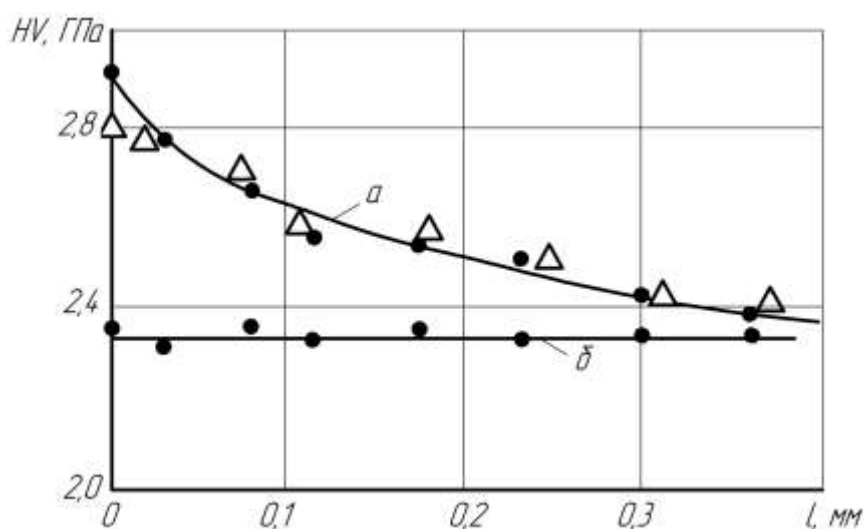


Рис.6.41. Розподіл твердості за товщиною стінки гільзи циліндрів ДВЗ при обробці: а – за новим технологічним процесом (• – після протягування; Δ – після протягування і ФАБО); б – за існуючим технологічним процесом (розточування і хонінгування)

Операція деформуючого протягування значно (до 25%) зміцнює поверхневий шар матеріалу гільзи. Глибина зміцнення при цьому досягає близько 0,3 мм, що гарантує наявність зміцненого матеріалу в парі тертя навіть при тривалій експлуатації.

Таким чином, поєднання холодного пластичного деформування і ФАБО дозволив розробити успішний варіант технологічного процесу обробки внутрішньої поверхні гільзи циліндрів ДВЗ із сірого модифікованого чавуну.

Як показали результати техніко-економічних розрахунків, використання розробленого технологічного процесу дозволяє збільшити продуктивність обробки отвору до 4 разів, знизити витрати на інструмент в 3 рази, що призводить до зниження собівартості відновлення гільзи приблизно в 4 рази. Більш того, використання запропонованого технологічного процесу забезпечує отримання робочої поверхні гільзи з поліпшеними фізико-механічними і трибологічними характеристиками і шорсткістю, близькою до рівноважної.

6.5. Висновки по розділу 6

1. Виконано дослідження з визначення основних технологічних факторів, що впливають на якість антифрикційного покриття, отриманого ФАБО.

2. Встановлено, що шорсткість поверхні після ФАБО, змінюється незначно, що необхідно враховувати при виборі технологічної операції, що передує ФАБО.

3. З'ясовано, що при операціях ФАБО та ДПР в залежності від ділянок контактних навантажень шорсткість поверхні змінюється по різному:

- при деформуванні поверхні з контактним тиском меншим за критичний, мікрорельєф обробленої поверхні змінюється несуттєво, так як в цьому випадку антифрикційне покриття відіграє роль твердого змащення;

- при деформуванні поверхні з контактним тиском вищим за критичний, утворюється мікрорельєф подібний до мікрорельєфу, що отримується при деформуючому протягуванні з використанням рідинних змащень.

4. Розроблено статистичну математичну модель для визначення впливу технологічних факторів на якість антифрикційного покриття. Визначено

оптимальні варіанти поєднання технологічних факторів, що забезпечують якість покриття.

5. Встановлено ефективність поєднання операції холодного пластичного деформування і ФАБО, що дозволить підвищити якість обробки гільз ДВЗ.

6. Розроблено новий технологічний процес обробки гільз ДВЗ, що включає операції ДПР і ФАБО, який забезпечує отримання робочої поверхні гільзи з поліпшеними фізико-механічними і трибологічними характеристиками та шорсткістю, близькою до рівноважної.

7. ДОСЛІДЖЕННЯ НДС АНТИФРИКЦІЙНИХ ПОКРИТТІВ, НАНЕСЕНИХ НА РОБОЧУ ПОВЕРХНЮ ГІЛЬЗ ЦИЛІНДРІВ ДВЗ

Для повноцінного аналізу якості антифрикційного покриття, отриманого ФАБО, необхідно знати основні умови його експлуатації і перш за все НДС. У відомих роботах [270, 271] надані різні інженерні схеми для розрахунку НДС гільзи циліндрів ДВЗ. Однак, їх логічне обґрунтування викликає великих сумнівів. А ось для антифрикційних латунних та інших покриттів, нанесених на робочі поверхні чавунних гільз, даних про їх НДС в доступній літературі немає.

Крім того, для розробки методик зносостійких випробувань робочих поверхонь чавунних гільз, оброблених ФАБО, необхідно в максимальній мірі відтворювати механічні умови роботи антифрикційних покриттів. У роботах [49, 89, 124] представлені експериментальні методи і установки для моделювання умов роботи таких виробів. Але, їх реалізація вимагає великих матеріальних і часових витрат.

Метою даних досліджень є вивчення НДС покриттів, їх особливостей при контакті робочої поверхні гільзи з поршневыми кільцями, і розробка на цій основі прискорених методів зносостійких випробувань антифрикційних покриттів. Тому, велику увагу приділено вивченню їх напружень в зонах контакту з поршневыми кільцями в процесі їх експлуатації.

7.1. Дослідження НДС гільз циліндрів моделюванням з використанням МСЕ

Моделювання і розрахунок НДС гільзи виконувався МСЕ з використанням програмного комплексу SolidWorks.

Спочатку розрахункова схема, яка враховує основні конструктивні особливості виробу і умови його навантаження як контактними навантаженнями з боку кілець, так і від тиску газів, мала наступний вигляд (рис.7.1-7.2).

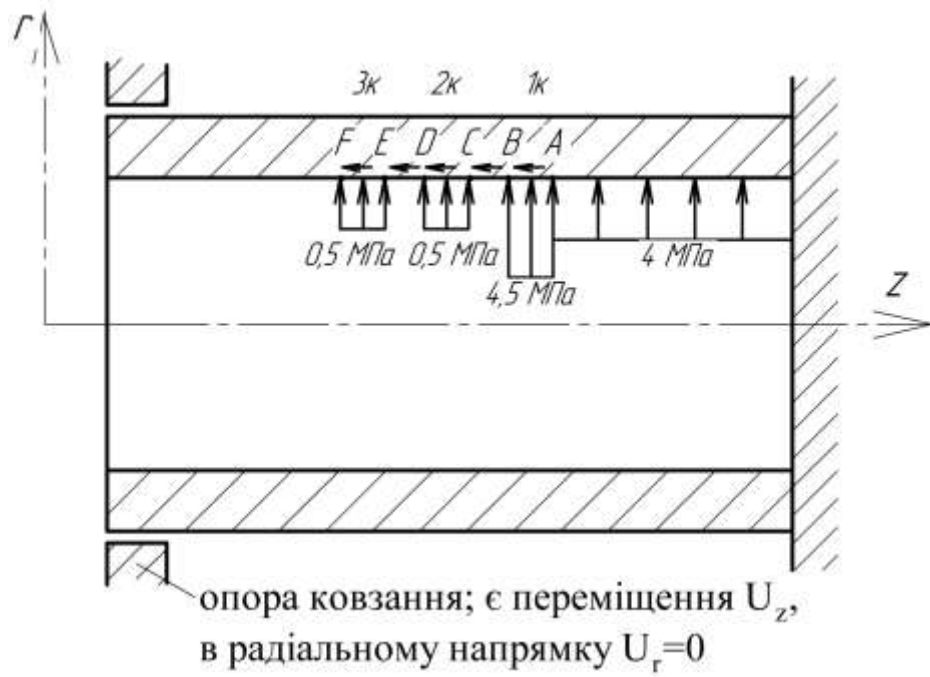


Рис.7.1. Розрахункова схема НДС для гільзи циліндрів

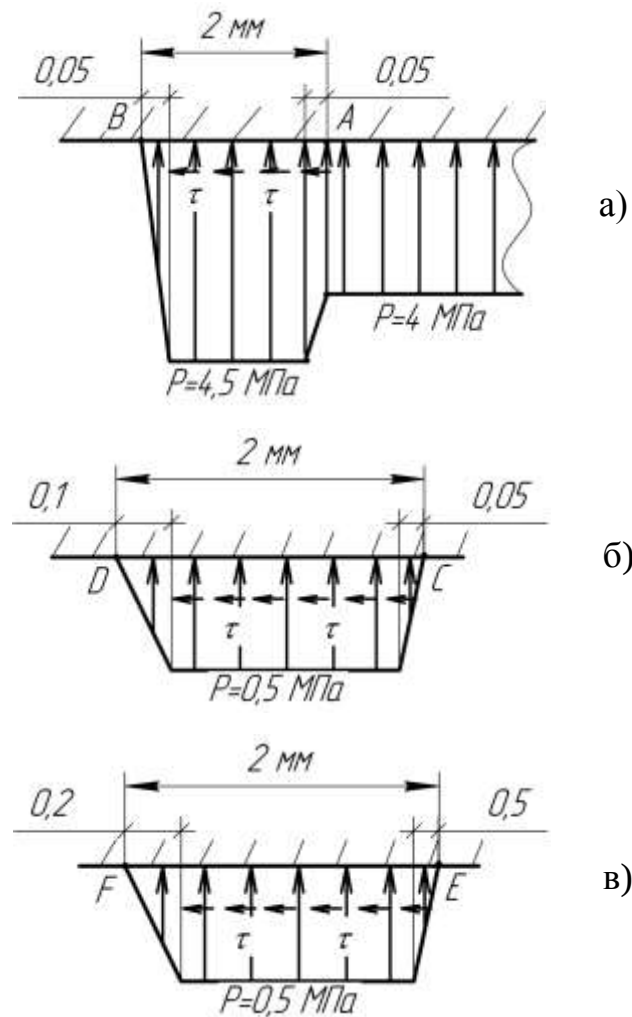
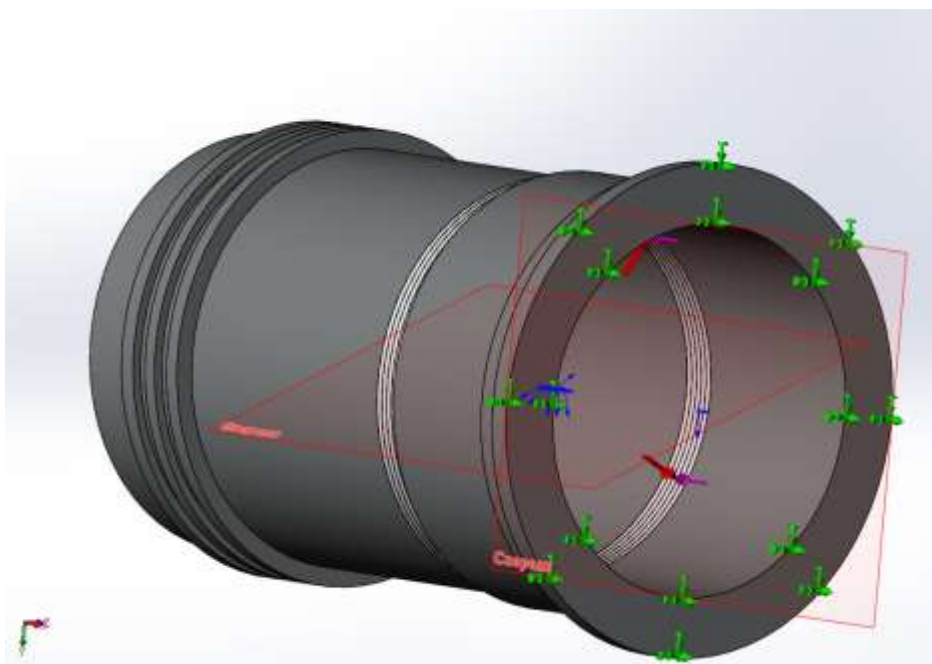
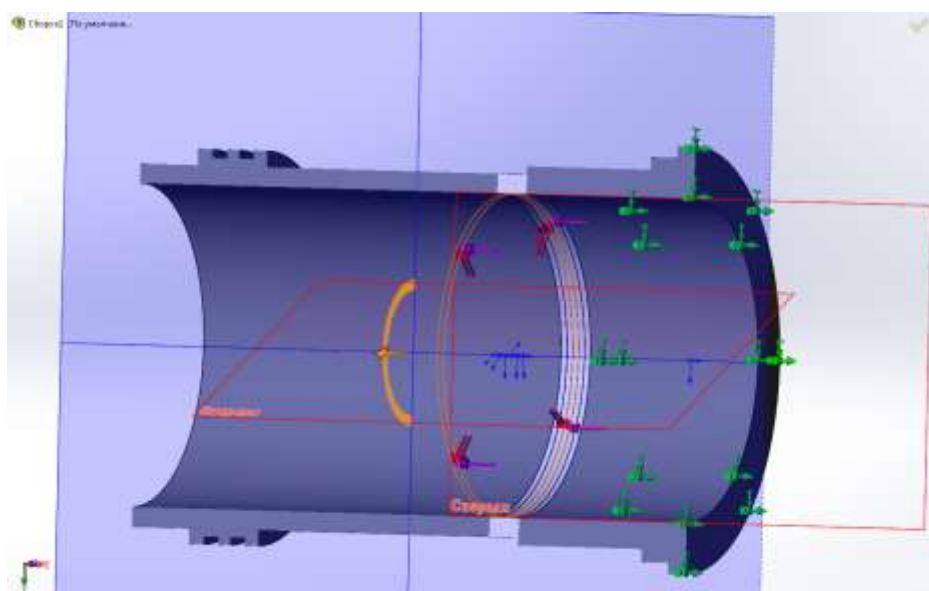


Рис.7.2. Схеми навантаження гільзи від дії поршневих кілець: 1-го кільця (а), 2-го кільця (б), 3-го кільця (в)

Контактні навантаження на 2-го компресійне і 3-го маслозємне кільця, які дорівнюють 0,5 МПа, були вибрані відповідно до рекомендацій робіт [270, 271]. Для 1-го компресійного кільця контактне навантаження збільшено до 4,5 МПа з урахуванням тиску робочої суміші 4 МПа в камері згорання. В якості інших граничних умов були прийняті умови закріплення гільзи (рис.7.3).



а)



б)

Рис.7.3. Розрахункова модель для розрахунку НДС МСЕ з використанням програмного комплексу SolidWorks: а – загальний вигляд гільзи; б – внутрішня поверхня гільзи з урахуванням контакту робочої поверхні з кільцями

На рис.7.4 представлені попередні результати розрахунків у вигляді графіків напружень на поверхні чавунної гільзи без покриття уздовж всієї контактної зони з поршневими кільцями. Як видно, при такій досить грубій дискретності розрахунків не виявлено особливості в розподілі напружень в зонах контакту з кільцями, в тому числі і можливі концентрації напружень.

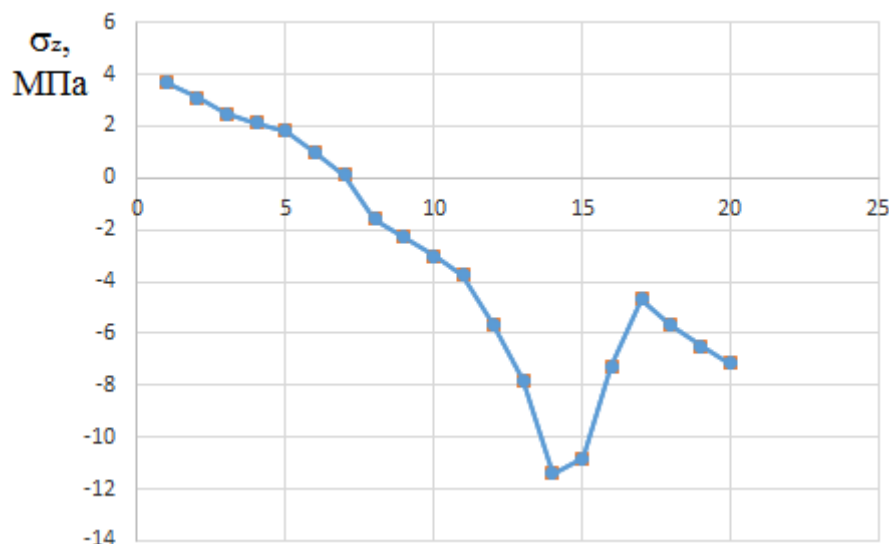


Рис.7.4. Попередній результат розрахунку напружень σ_z , розрахований МСЕ

Тому розрахункова схема була уточнена за рахунок більш дрібного розбиття на СЕ. Нижче, в якості прикладу, представлена уточнена розрахункова схема (рис.7.5) і результати розрахунків осьових напружень σ_z (рис.7.6) уздовж контактної поверхні для 2-го поршневого кільця.

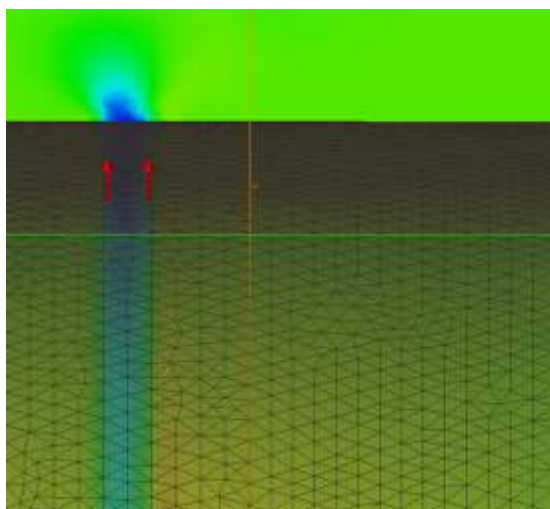
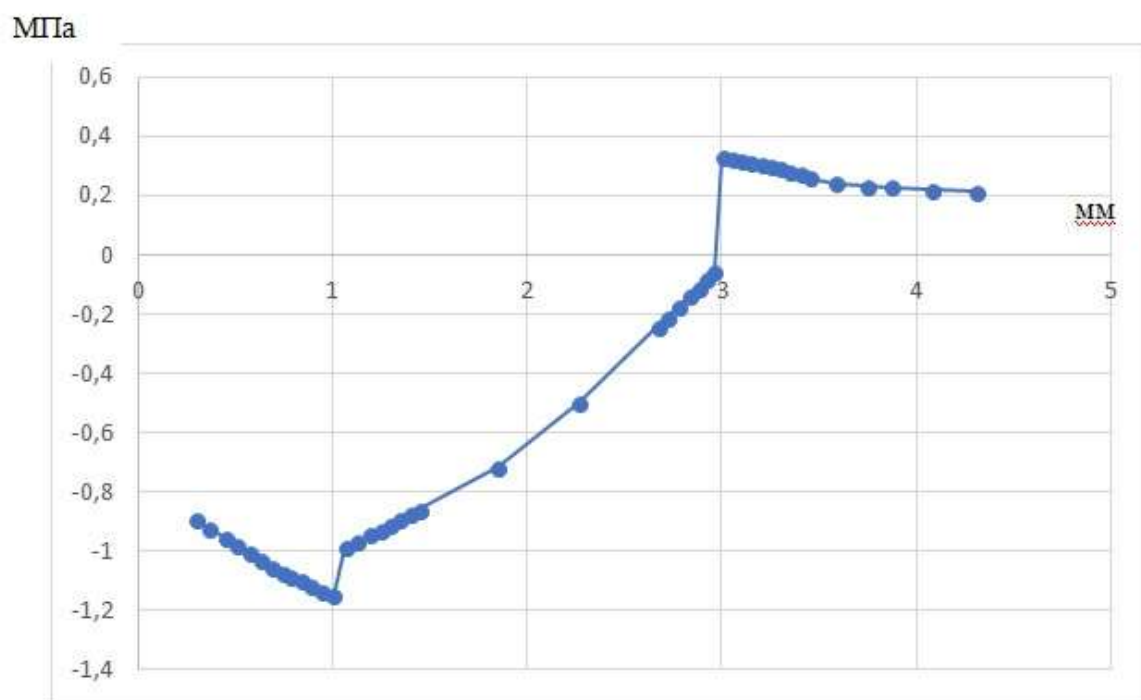
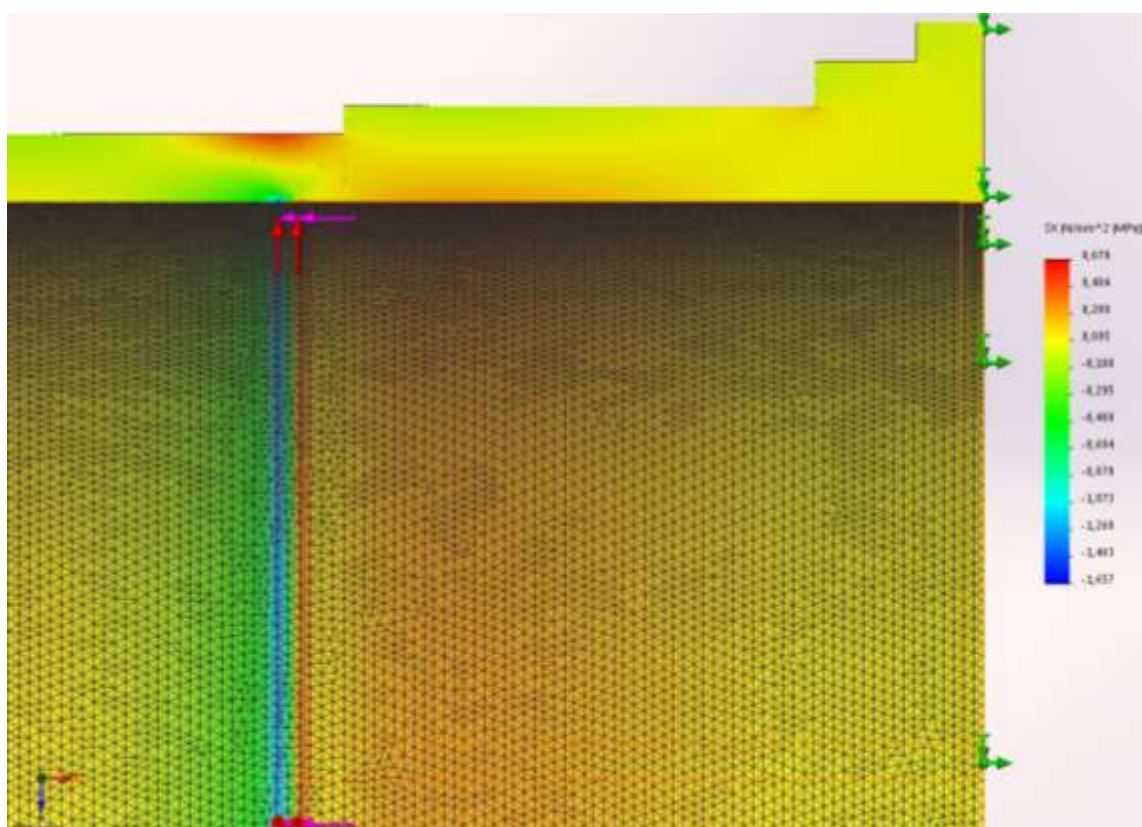


Рис.7.5. Уточнення схеми для розрахунку НДС для 2-го поршневого кільця



а)

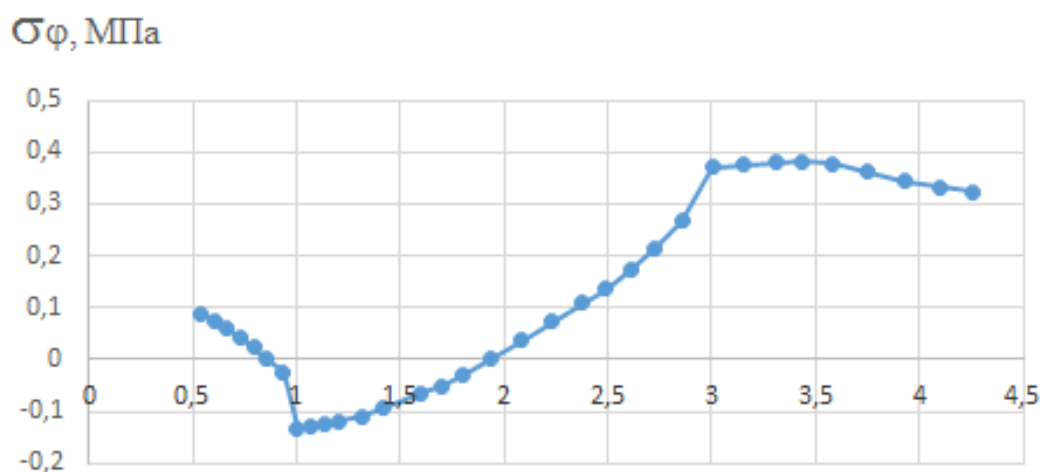


б)

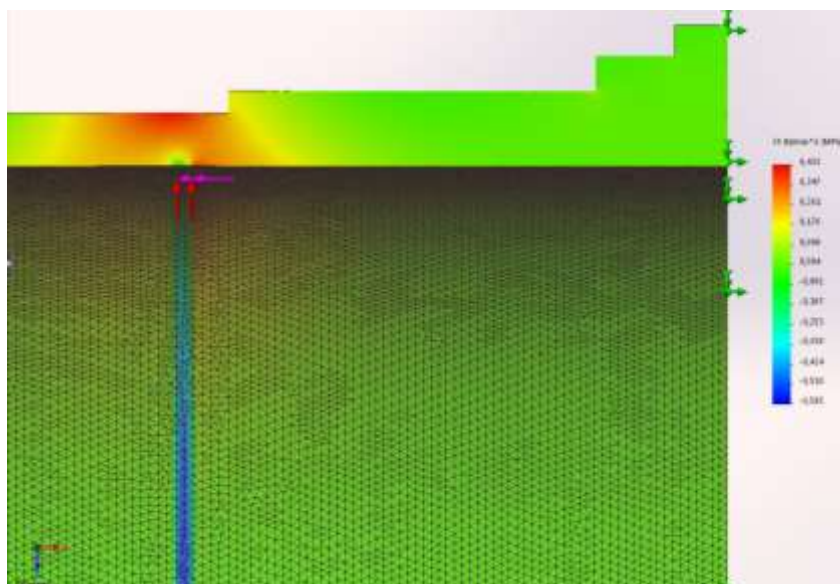
Рис.7.6. Розподіл осевих напружень σ_z вздовж контактної поверхні (а) та їх розподіл в контактній зоні (б) для 2-го поршневого кільця

Видно, що на границях контактної ділянки виникає сильна концентрація напружень. Причому відразу за рухомим кільцем має місце пік розтягуючих осьових напружень, а перед кільцем – стискаючих. Розрахунки показали, що їх величина залежить від градієнту контактних тисків на кінцях контактної ділянки довжиною Δ . У розрахунках епюри тисків на них приймалися кусково-лінійними.

Подібний характер має і епюра окружних напружень σ_φ (рис.7.7).



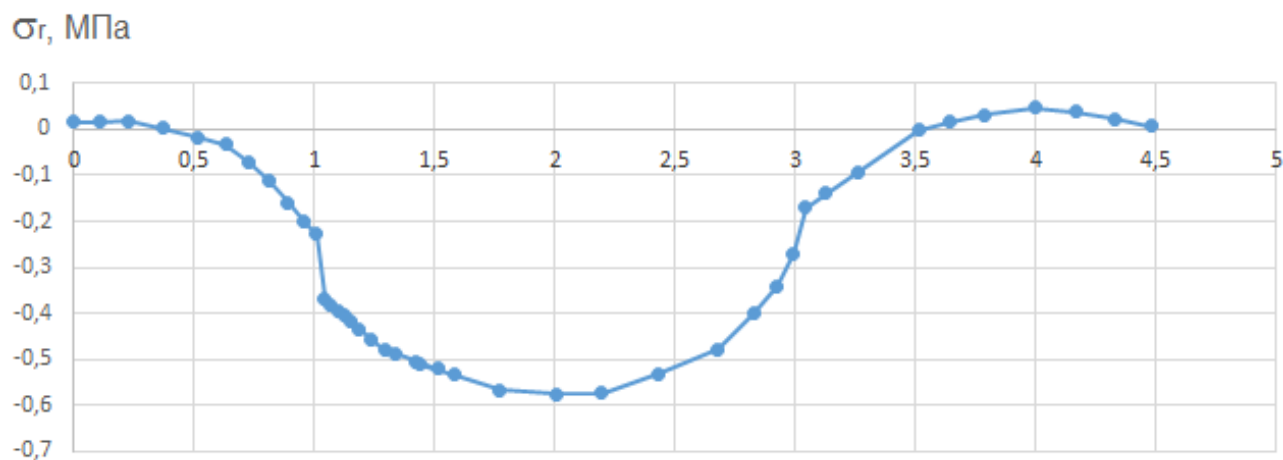
а)



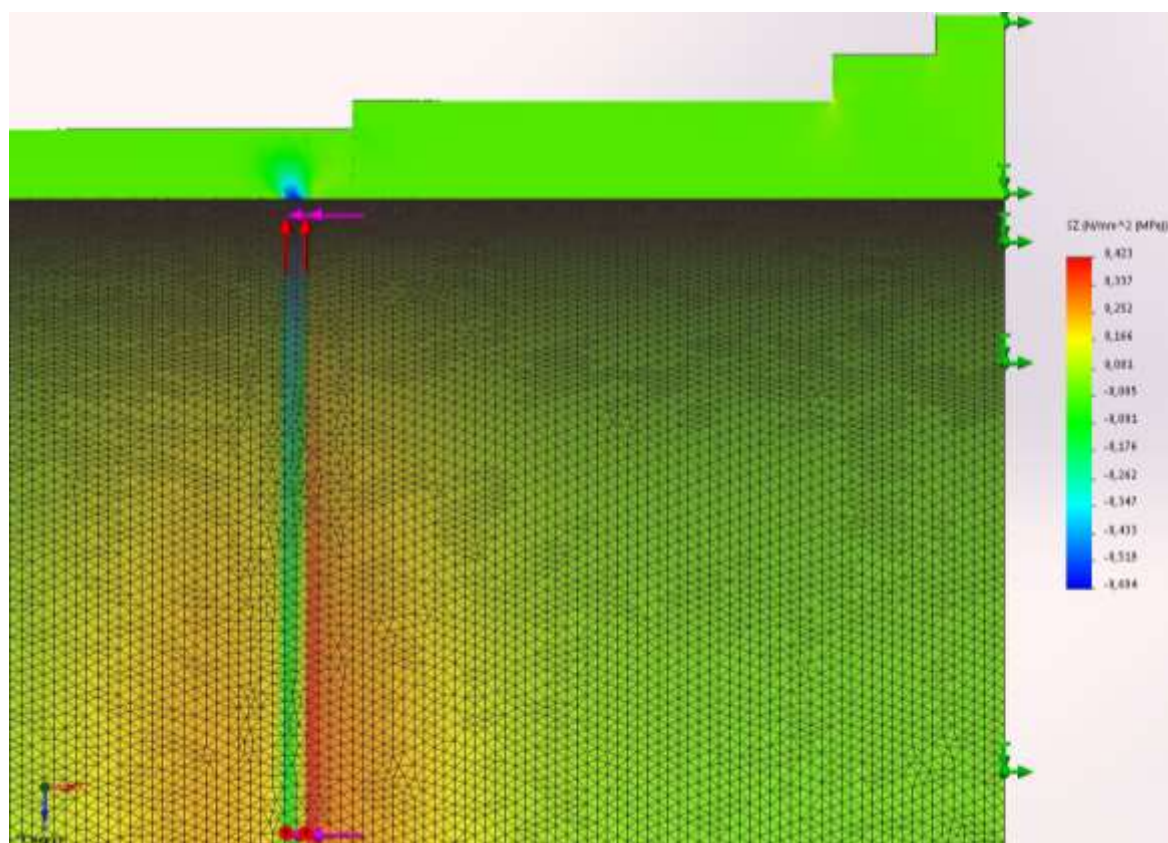
б)

Рис.7.7. Розподіл окружних напружень σ_φ вздовж контактної поверхні (а) та їх розподіл в контактній зоні (б) для 2-го поршневого кільця

Епюра σ_r відповідає практично зовнішньому навантаженню (рис.7.8), хоча піки розтягуючих і стискаючих напружень відразу за площадкою контакту присутні.



а)



б)

Рис.7.8. Розподіл напружень σ_r вздовж контактної поверхні (а) та їх розподіл в контактній зоні для 2-го поршневого кільця (б)

Природно, що такі стрибки розтягуючих напружень повинні впливати на стійкість покриття, яке має подвійну природу: адгезійне стирання і втомне руйнування під дією циклічних розтягуючих і стискаючих осьових напружень.

Однак, спроби більш детального вивчення концентрації напружень МСЕ за рахунок більш дрібного дроблення на СЕ в кінцевих зонах перепаду успіху не мали. Відбувалася втрата точності розрахунків і нестійкість обчислювального процесу. Похибки розрахунків в результаті більш дрібного розбиття на СЕ в цих зонах концентрації напружень навіть стали зростати при подальшому більш дрібному розбитті на СЕ.

Тому для аналітичного вивчення закономірностей НДС в контактних зонах був обраний метод теорії пружності для розв'язання контактних задач.

7.2. Дослідження НДС в контактній зоні методом теорії пружності

Було прийнято спрощення, що оскільки розміри контактної зони з кільцем не перевищують 2 мм, і вони істотно менші за розміри гільзи, останню розглядати як нескінченний пружний півпростір з прямокутною границею.

В роботі [272] таке припущення широко використовувалося для рішення контактних задач. Аналіз даним методом заснований на роботі [273], де розглянуто дію зосереджених нормальної і дотичної сил на нескінченний пружний півпростір в умовах плоскої деформації. Така схема дозволяє отримати аналітичні розрахункові залежності для напруженого стану в контактній зоні для будь-якого закону зміни контактних тисків і сил тертя.

На контактній епюрі виділяється ділянка нескінченно малої довжини (рис.7.9) і навантаження на ній розглядається як дві зосереджені малі сили $P_n \cdot dz$ і $P_\tau \cdot dz$.

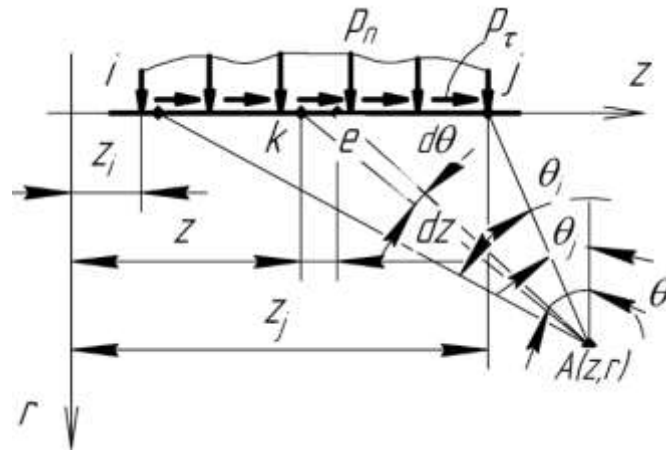


Рис.7.9. Схема до аналітичного розрахунку напружень

Згідно з рішенням [273] напруження від їх дії в довільній точці А від P_n і P_τ рівні

$$\begin{aligned} d\sigma_z^n &= -\frac{2P_n dz}{\pi r} \sin^2 \theta \cos \theta; \\ d\sigma_r^n &= -\frac{2P_n dz}{\pi r} \cos^3 \theta; \end{aligned} \quad (7.1)$$

$$\begin{aligned} d\tau_{rz}^n &= -\frac{2P_n dz}{\pi r} \sin \theta \cos^2 \theta; \\ d\sigma_z^\tau &= -\frac{2P_\tau dz}{\pi r} \sin^3 \theta; \\ d\sigma_r^\tau &= -\frac{2P_\tau dz}{\pi r} \sin^2 \theta; \end{aligned} \quad (7.2)$$

$$d\tau_{rz}^\tau = -\frac{2P_\tau dz}{\pi r} \sin^2 \theta \cos \theta.$$

Для виконання інженерних розрахунків епюри P_n і P_τ розіб'ємо на лінійні ділянки (рис.7.10).

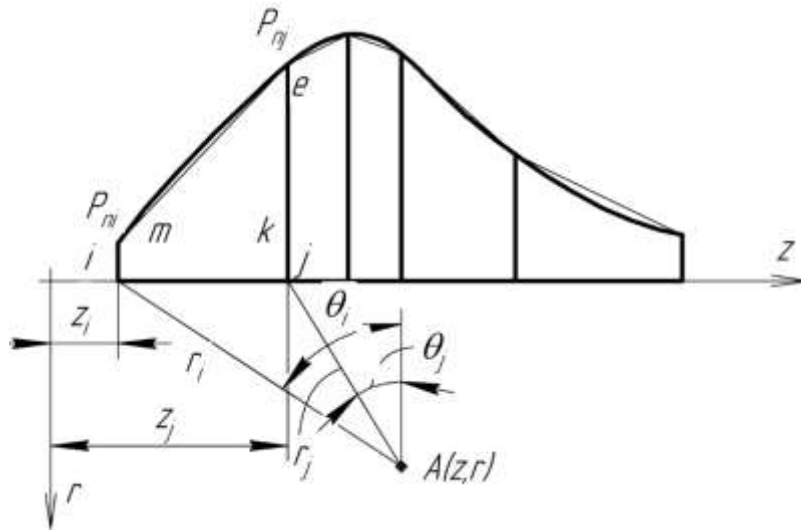


Рис.7.10. Лінійно-кускова апроксимація епюри контактних напружень

Якщо (7.1) і (7.2) проінтегрувати для однієї лінійної ділянки « $i - j$ », то отримуємо

$$\sigma_z^n = \frac{2}{\pi} \frac{P_{nj} - P_{ni}}{z_j - z_i} \left[(z - z_i) \left(\frac{\theta_j - \theta_i}{2} - \frac{\sin 2\theta_j - \sin 2\theta_i}{4} \right) - r \left(\frac{\sin^2 \theta_i - \sin^2 \theta_j}{2} + \ln \left| \frac{\cos \theta_i}{\cos \theta_j} \right| \right) \right] + \frac{P_{ni}}{2\pi} [2(\theta_j - \theta_i) + \sin 2\theta_i - \sin 2\theta_j] \quad (7.3)$$

$$\sigma_r^n = \frac{2}{\pi} \frac{P_{nj} - P_{ni}}{z_j - z_i} \left[(z - z_i) \left(\frac{\theta_j - \theta_i}{2} + \frac{\sin 2\theta_j - \sin 2\theta_i}{4} \right) - r \left(\frac{\sin^2 \theta_j - \sin^2 \theta_i}{2} \right) \right] + \frac{P_{ni}}{2\pi} [2(\theta_j - \theta_i) + \sin 2\theta_j - \sin 2\theta_i] \quad (7.4)$$

$$\tau_{zr}^n = \frac{2}{\pi} \frac{P_{nj} - P_{ni}}{z_j - z_i} \left[(z - z_i) \frac{\sin^2 \theta_j - \sin^2 \theta_i}{2} - r \left(\frac{\theta_j - \theta_i}{2} - \frac{\sin 2\theta_j - \sin 2\theta_i}{4} \right) \right] + \frac{P_{ni}}{2\pi} [\cos 2\theta_i - \cos 2\theta_j] \quad (7.5)$$

$$\sigma_r^\tau = \frac{2}{\pi} \frac{P_{\tau j} - P_{\tau i}}{z_j - z_i} \left[(z - z_i) \left(\frac{\sin^2 \theta_j - \sin^2 \theta_i}{2} \right) - r \left(\frac{\theta_j - \theta_i}{2} - \frac{\sin 2\theta_j - \sin 2\theta_i}{4} \right) \right] + \frac{P_{ni}}{2\pi} (\sin^2 \theta_j - \sin^2 \theta_i) \quad (7.6)$$

$$\sigma_z^r = \frac{2}{\pi} \frac{P_{nj} - P_{ni}}{z_j - z_i} \left[(z - z_i) \left(\frac{\sin^2 \theta_j - \sin^2 \theta_i}{2} + \ln \left| \frac{\cos \theta_i}{\cos \theta_j} \right| \right) - r \left(\frac{3}{2} (tg \theta_j - tg \theta_i) - \frac{3}{2} (\theta_j - \theta_i) + \frac{\sin^3 \theta_i}{2 \cos \theta_i} - \frac{\sin^3 \theta_j}{2 \cos \theta_j} \right) \right] - \frac{P_{ni}}{2\pi} \left[\frac{\sin^2 \theta_j - \sin^2 \theta_i}{2} + \ln \left| \frac{\cos \theta_i}{\cos \theta_j} \right| \right] \quad (7.7)$$

$$\tau_{zr}^r = \frac{2}{\pi} \frac{P_{\tau j} - P_{\tau i}}{z_j - z_i} \left[(z - z_i) \left(\frac{\theta_j - \theta_i}{2} - \frac{\sin 2\theta_j - \sin 2\theta_i}{4} \right) \right] + z \left(\frac{\sin^2 \theta_j - \sin^2 \theta_i}{2} + \ln \left| \frac{\cos \theta_j}{\cos \theta_i} \right| \right) + \frac{2P_{\tau i}}{\pi} \left[\frac{\theta_j - \theta_i}{2} - \frac{\sin 2\theta_j - \sin 2\theta_i}{4} \right] \quad (7.8)$$

Для розрахунків прийнято закон тертя Кулона

$$P_{\tau i} = f_i \cdot P_{ni}; \quad P_{\tau j} = f_j \cdot P_{nj}, \quad (7.9)$$

а напруження від усіх лінійних ділянок епюри P_n отримуємо підсумовуванням (7.3-7.8) за всіма лінійними ділянками.

Відзначимо, що за допомогою такого підходу досліджувалося НДС в контактній зоні інструменту з оброблюваною поверхнею при ДПР [175].

Оскільки нас цікавлять напруження в тонких покриттях (що не перевищують по товщині 0,01 мм), то з (7.3-7.8) при граничному переході $r \rightarrow 0$ отримуємо прості формули для напружень на поверхні чавунної гільзи (без покриття):

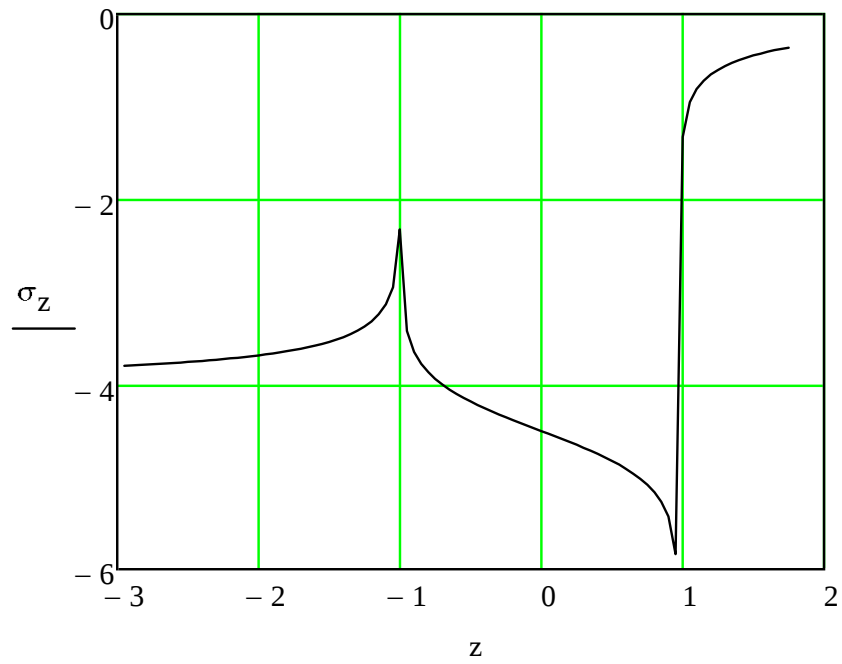
$$\sigma_z = -\frac{2f}{\pi} \left\{ \left[P_{ni} \ln \left| \frac{z - z_i}{z - z_j} \right| + (P_{ni} - P_{nj}) \frac{z_j - z}{z_j - z} \ln \left| \frac{z - z_i}{z - z_j} \right| + 1 \right] \right\} - P_n; \quad (7.10)$$

$$\sigma_r = -P_n; \quad \tau_{zr} = -f \cdot P_n; \quad \sigma_\theta = \mu(\sigma_z + \sigma_r); \quad (7.11)$$

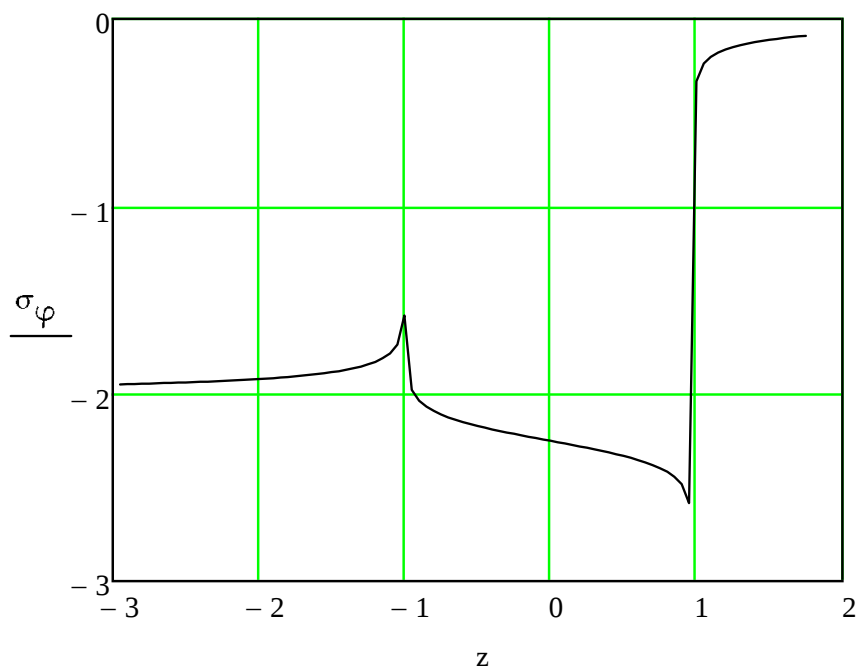
$$P_n = P_{ni} + (P_{nj} - P_{ni}) \frac{z - z_i}{z_j - z_i}. \quad (7.12)$$

За цими формулами і обчислювалися напруження на поверхні чавунної гільзи.

На рис.7.11-7.13 показані епюри напружень σ_z і σ_r в контактних зонах всіх трьох поршневих кілець.

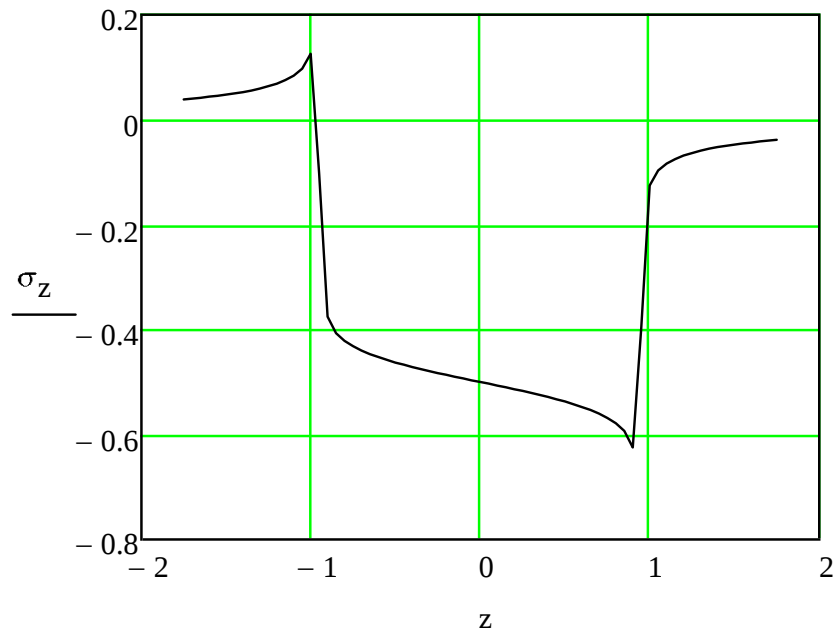


а)

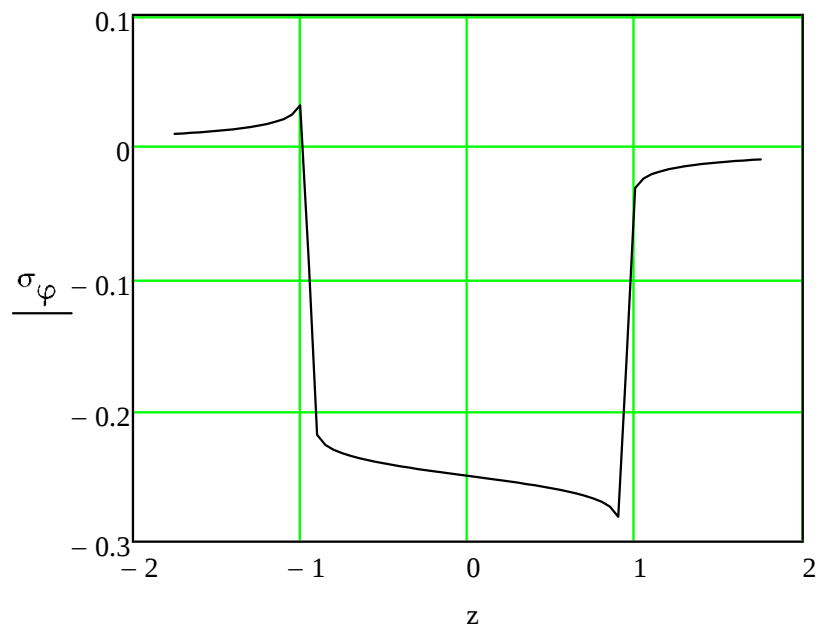


б)

Рис.7.11. Епюри напружень для 1-го поршневого кільця: осьових σ_z (а) і
окружних σ_φ (б)

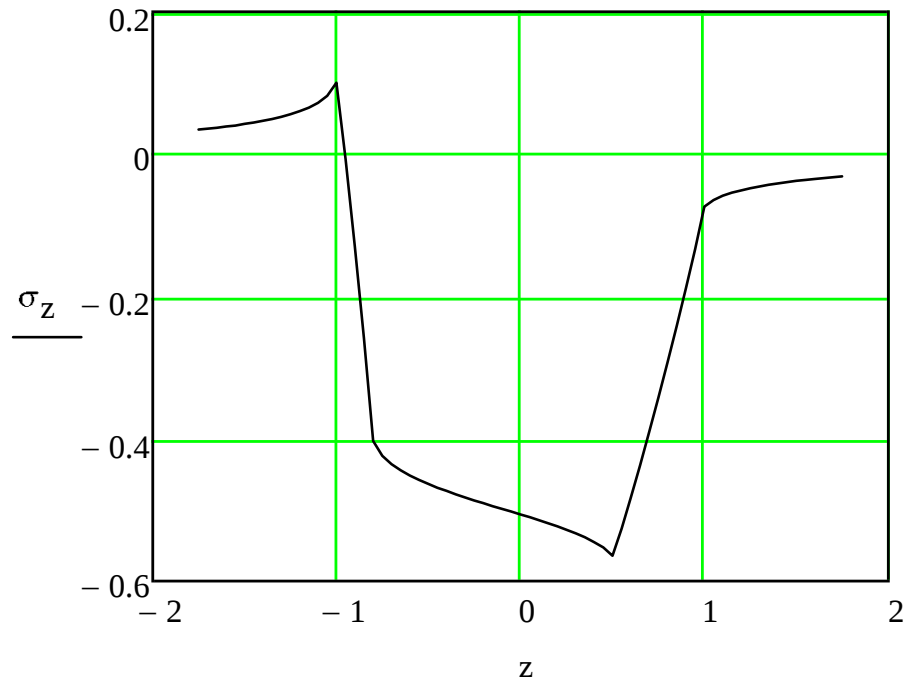


а)

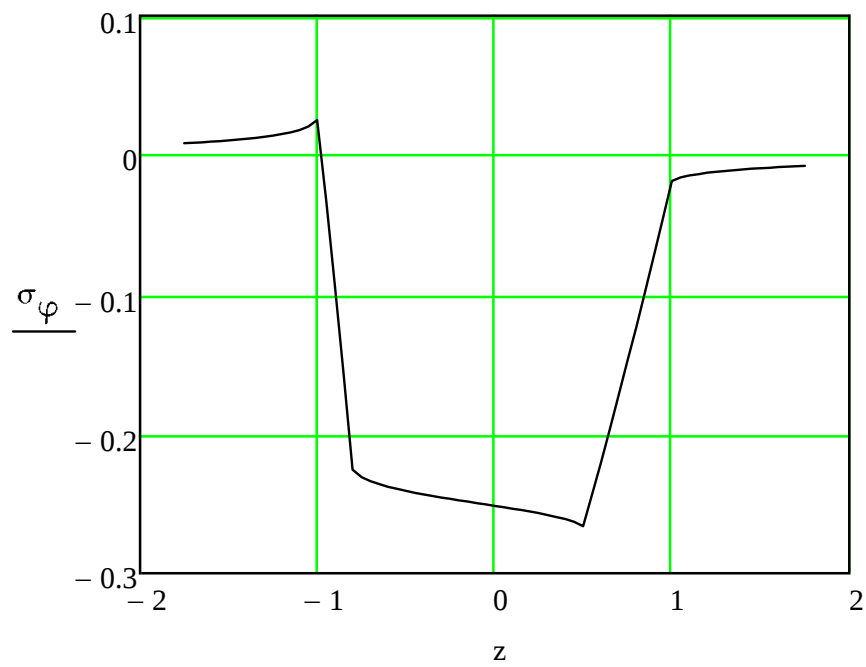


б)

Рис.7.12. Епюри напружень для 2-го поршневого кільця: осьових σ_z (а) і окружних σ_φ (б)



a)



б)

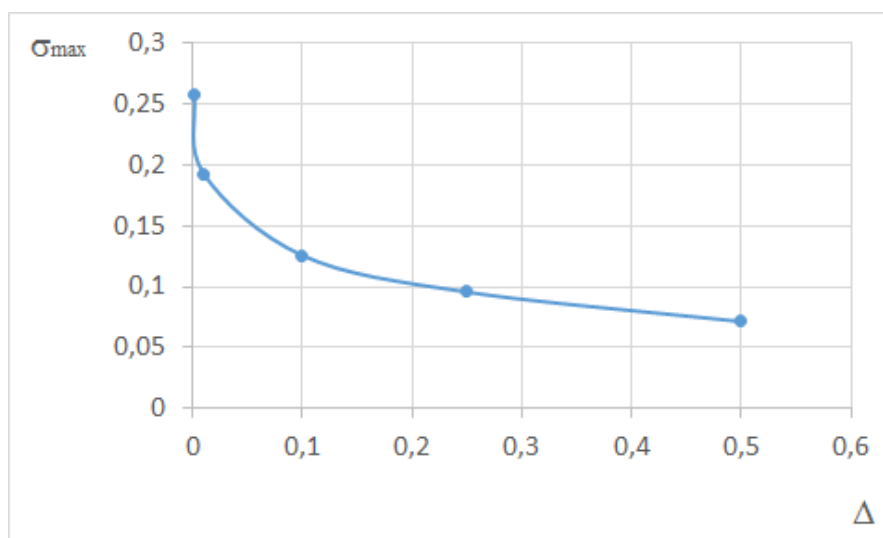
Рис.7.13. Епюри напружень для 3-го поршневого кільця: осьових σ_z (а) і окружних σ_φ (б)

Як видно із епюри для 2-го кільця (рис.7.12, а), метод теорії пружності підтверджує основні закономірності, отримані за допомогою МСЕ:

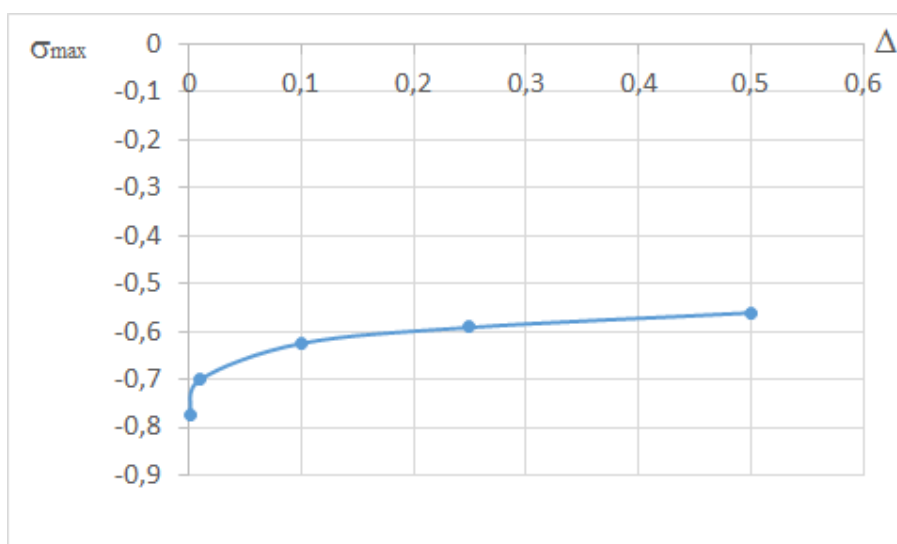
- на границях контактних ділянок виникають піки осьових напружень σ_z – розтягуючих і стискаючих на різних кінцях цих ділянок;

- величини цих піків сильно залежать від довжини Δ перехідної ділянки.

Для додаткового аналізу були виконані розрахунки $\sigma_z^{\max}$ при різних Δ . Результати розрахунків для двох кінців контактної зони представлені на рис.7.14.



а)



б)

Рис.7.14. Залежність максимальних осьових напружень $\sigma_z^{\max}$ від довжини зони Δ : а) – розтягуючих; б) – стискаючих

Можна побачити, що довжина зон з високою концентрацією напружень становить близько 0,3 мм. Теоретично при $\Delta \rightarrow 0$ величина $\sigma_z^{\max} \rightarrow \infty$.

Тому при експлуатації поршневої пари бажано збільшити довжину перехідної зони Δ . Відзначимо, що у зношеного кільця з'являється «бочка», що повинно сприятливо позначатися на стійкості як поршневих кілець, так і чавунної гільзи.

7.3. Розрахунок НДС латунного покриття на чавунній гільзі

Існуючі методи розрахунку напружень в покриттях [274] є досить складними і малопридатними для інженерної практики.

Згідно з даними [49, 89] товщина латунного покриття на робочій поверхні гільзи не перевищує 0,01 мм.

Зробимо очевидне спрощення для отримання інженерної розрахункової схеми визначення напружень в покритті. Так як покриття тонке, то воно знаходиться в безмоментному напруженому стані [249, 275, 276]. Контактні навантаження з боку поршневого кільця передаються через таке покриття на поверхню чавунної гільзи без змін.

Розглянемо поверхню гільзи з тонким покриттям, на яку діють нормальне q і дотичне τ контактні напруження (рис.7.15).

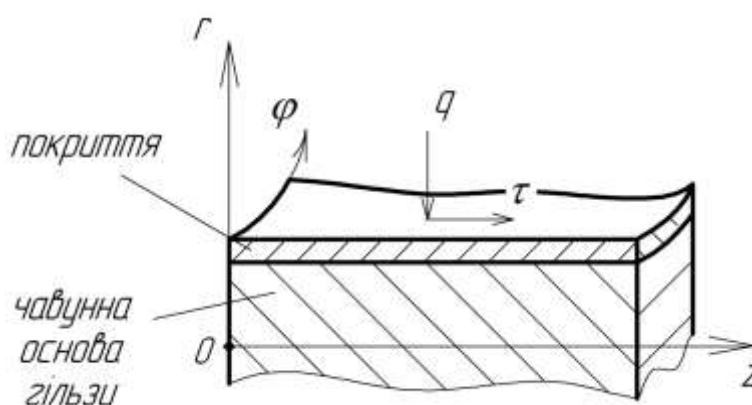


Рис.7.15. Розрахункова схема покриття

У системі координат $r\theta z\varphi$ представлено: r – радіальна координата; z – осьова координата; φ – окружна координата. Узагальнений закон Гука і для чавунної основи і для латунного покриття має вигляд:

$$\tau = G\gamma, \quad (7.13)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_r + \sigma_\varphi)]; \\ \varepsilon_r &= \frac{1}{E} [\sigma_r - \mu(\sigma_z + \sigma_\varphi)]; \\ \varepsilon_\varphi &= \frac{1}{E} [\sigma_\varphi - \mu(\sigma_r + \sigma_z)], \end{aligned} \quad (7.14)$$

де G і E – модулі пружності другого і першого роду;

μ – коефіцієнт Пуассона;

$\sigma_r, \sigma_z, \sigma_\varphi$ – радіальне, осьове і окружне напруження;

γ – зсувна деформація від дії τ ;

$\varepsilon_r, \varepsilon_z, \varepsilon_\varphi$ – радіальна, осьова і окружна деформації в поверхневих шарах отвору гільзи або в покритті.

З урахуванням прийнятих вище припущень можна вважати, що деформації $\varepsilon_z, \varepsilon_\varphi$ та γ в покритті такі ж, як і на поверхні чавунної втулки. Дійсно, за рахунок повного адгезійного зчеплення покриття з чавунною основою відповідне осьове переміщення U_x і окружне подовження U_φ будуть однаковими.

Зовнішні граничні навантаження для покриття і для основи будуть рівні, оскільки передаються через тонке покриття без змін.

Забезпечимо індексом « z » величини, що відносяться до чавунної гільзи, а індексом « n » – до покриття.

Тоді з урахуванням осесиметричності задачі можна записати:

$$\begin{aligned} \tau_z &= \tau_n = \tau_{rz}; \\ \tau_{y\varphi z} &= \tau_{y\varphi n} = 0; \\ \sigma_{rz} &= \sigma_{rn} = -q; \end{aligned} \quad (7.15)$$

$$\varepsilon_{r_z} = \varepsilon_{z_n};$$

$$\varepsilon_{\varphi_z} = \varepsilon_{\varphi_0}$$

З виразів (7.13), (7.14), (7.15) отримуємо систему рівнянь для знаходження невідомих напружень в покритті за умови, що напруження на поверхні чавунної гільзи відомі. Вирішуючи ці рівняння знаходимо:

$$\tau_n = \tau_z; \quad (7.16)$$

$$\sigma_{z_n} = -\frac{\mu_n}{1-\mu_n}q + \frac{1}{1-\mu_n^2} \frac{E_n}{E_z} [(\mu_n - \mu_z)\sigma_{\varphi_z} + (1 - \mu_n\mu_z)\sigma_{z_z} + \mu_z(1 + \mu_n)q]; \quad (7.17)$$

$$\sigma_{\varphi_n} = -\frac{\mu_n}{1-\mu_n}q + \frac{1}{1-\mu_n^2} \frac{E_n}{E_z} [(\mu_n - \mu_z)\sigma_{z_z} + (1 - \mu_n\mu_z)\sigma_{\varphi_z} + \mu_z(1 + \mu_n)q]. \quad (7.18)$$

У формулах (7.17) і (7.18) перший доданок визначає напруження в покритті, які виникають від контактного тиску q за умови, що матеріал основи гільзи є абсолютно жорстким ($E_z \rightarrow \infty$).

Таким чином, якщо розраховано напружений стан поверхні чавунної гільзи без покриття, то за (7.16) – (7.18) легко розрахувати і напружений стан в покритті, матеріал якого має в порівнянні із чавунним інші пружні характеристики μ_n і E_n .

Для проведення інженерних розрахунків можна прийняти:

$$\mu_n = \mu_z = \mu \approx 0,25; \quad (7.19)$$

За викладеною методикою був проведений перерахунок напружень із чавунної поверхні в латунне покриття для наступних механічних властивостей:

- модуль пружності для чавунної поверхні – $E_z = 2 \cdot 10^5$ МПа;
- модуль пружності для латунного покриття – $E_n = 0,8 \cdot 10^5$ МПа.

На рис.7.16 – 7.18 пунктирними лініями показані епюри напружень в латунному покритті, а суцільними – на поверхні чавунної гільзи без покриття. Як видно, основні закономірності для НДС зберігаються.

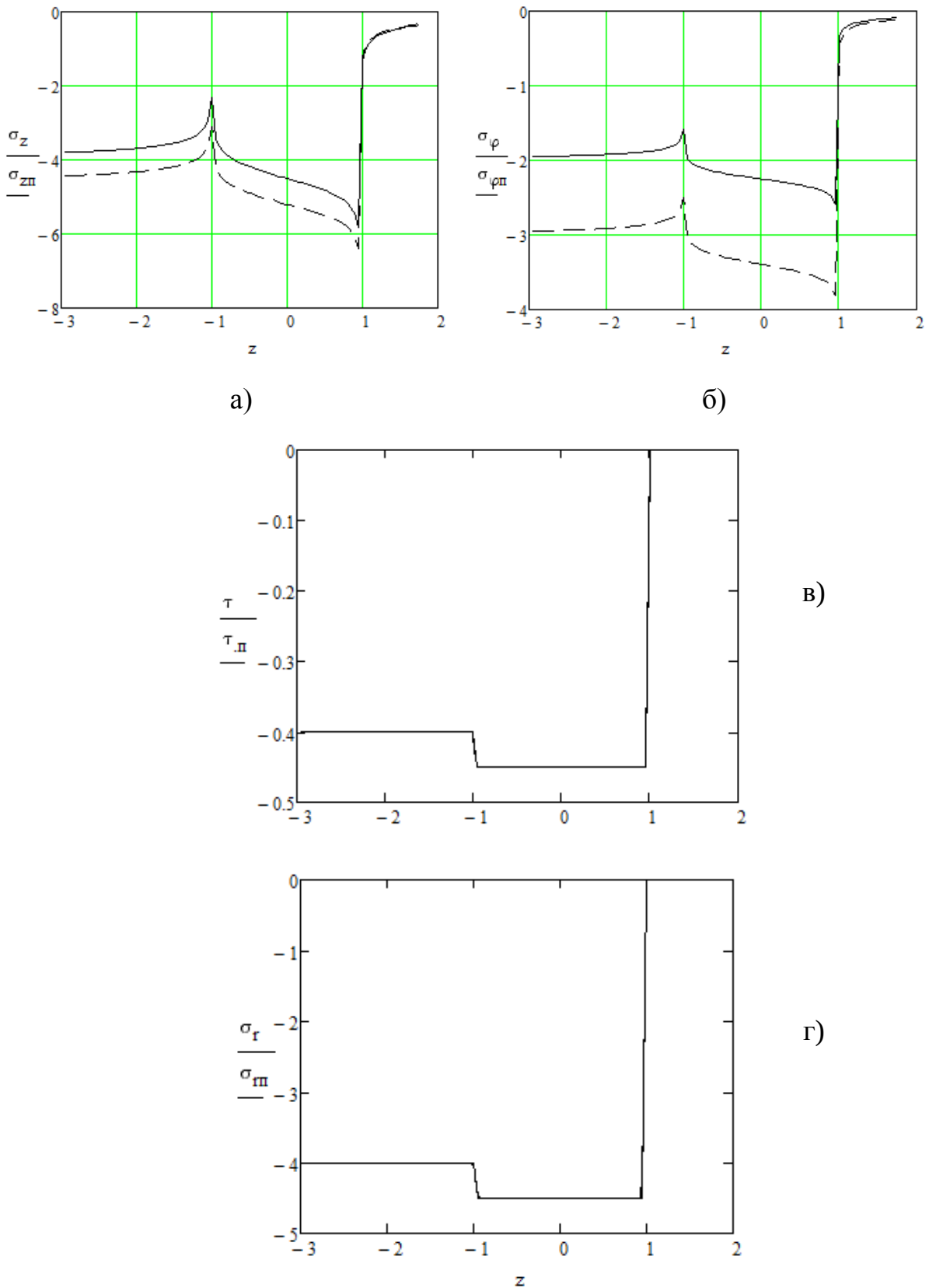
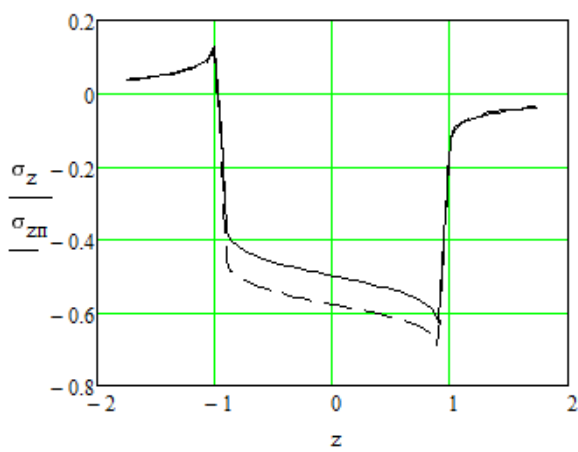
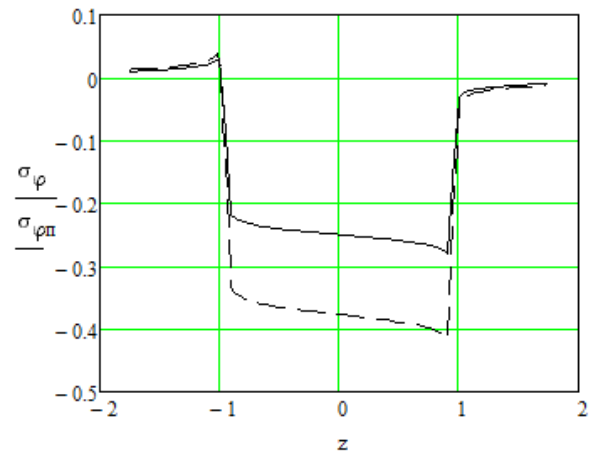


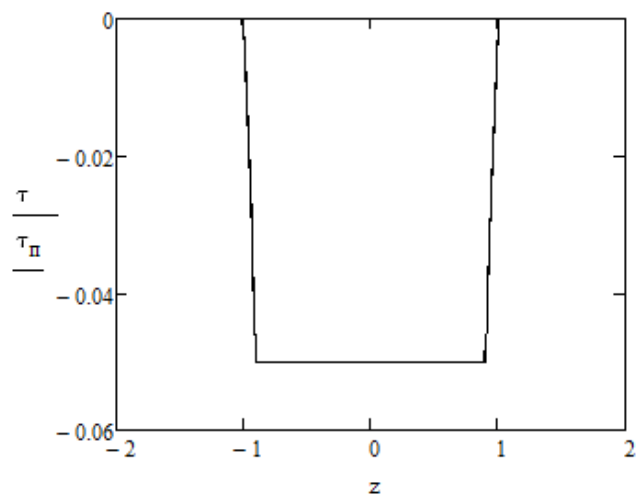
Рис.7.16. Епюри осьових σ_z (а), окружних σ_ϕ (б), дотичних τ (в) і радіальних σ_r (г) напружень для 1-го поршневого кільця: — — гільза без покриття; _ _ _ — гільза з латунним покриттям



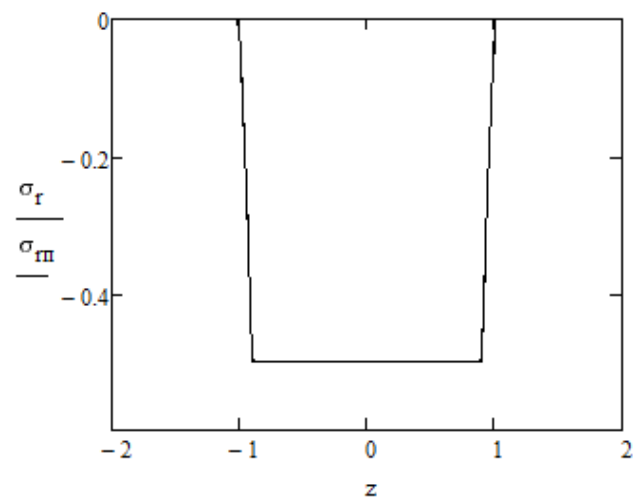
а)



б)



в)

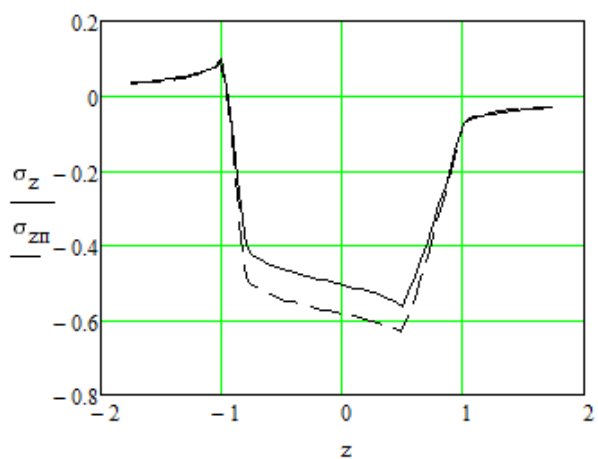


г)

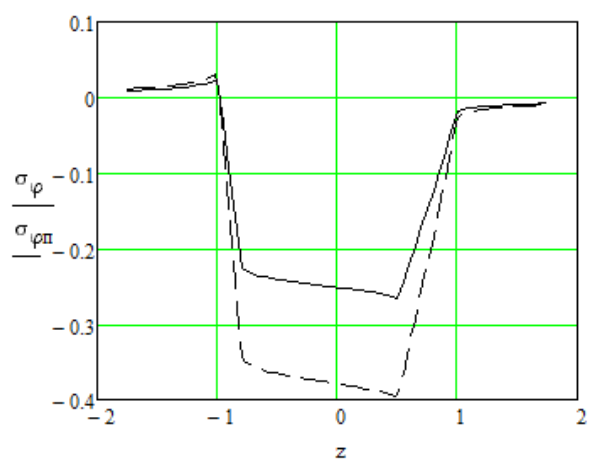
в)

г)

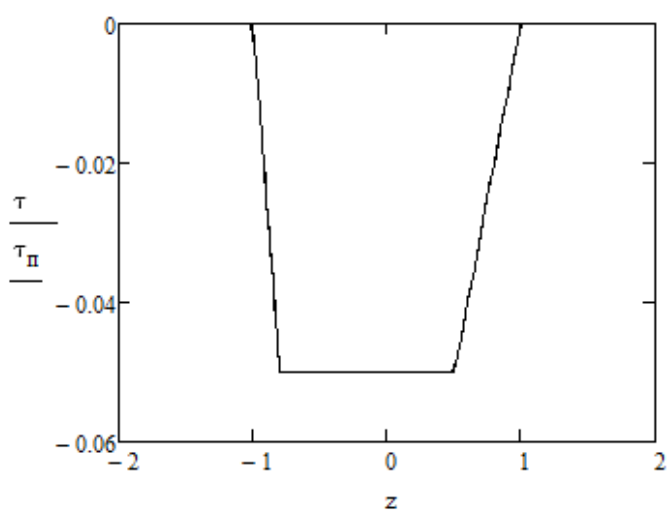
Рис.7.17. Епюри осьових σ_z (а), окружних σ_ϕ (б), дотичних τ (в) і радіальних σ_r (г) напружень для 2-го поршневого кільця: — — гільза без покриття; _ _ _ — гільза з латунним покриттям



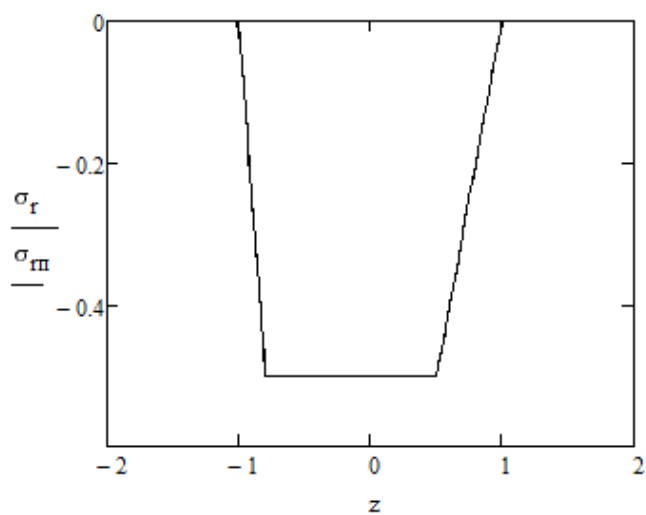
а)



б)



в)



г)

Рис.7.18. Епюри осьових σ_z (а), окружних σ_ϕ (б), дотичних τ (в) і радіальних σ_r (г) напружень для 3-го поршневого кільця: — — гільза без покриття; _ _ _ — гільза з латунним покриттям

Порівняння епюр напружень σ_z , розрахованих аналітичним методом і МСЕ (рис.7.19), показало якісно подібний характер, що свідчить про коректність прийнятих припущень.

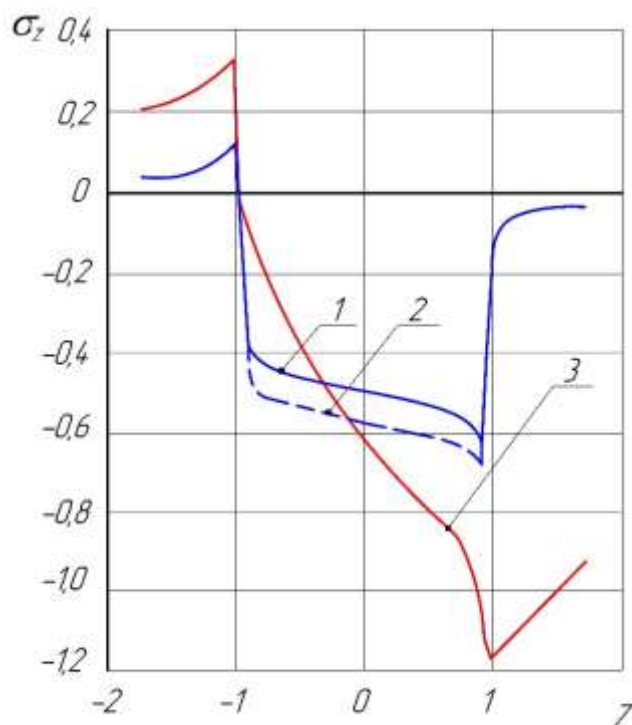
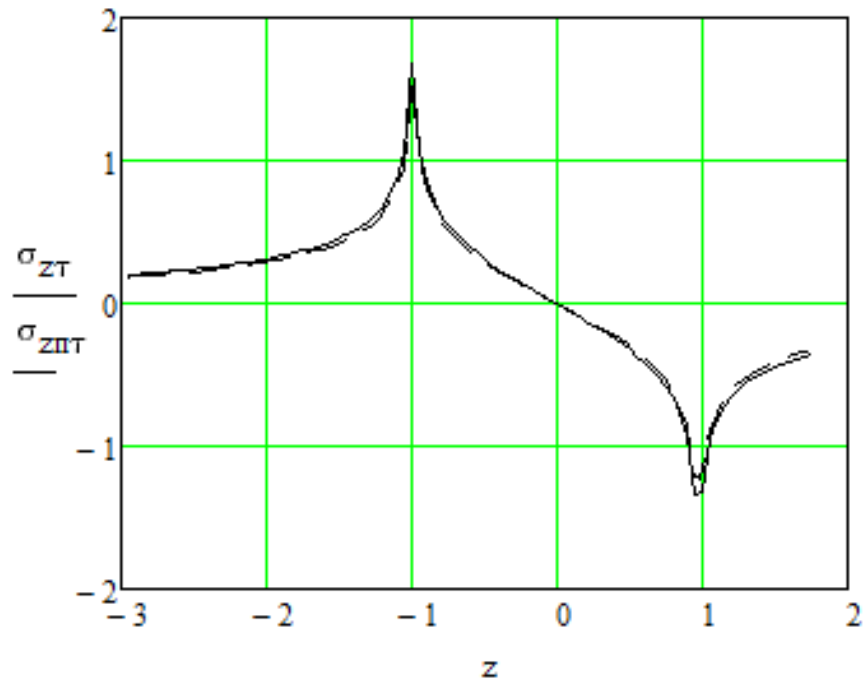
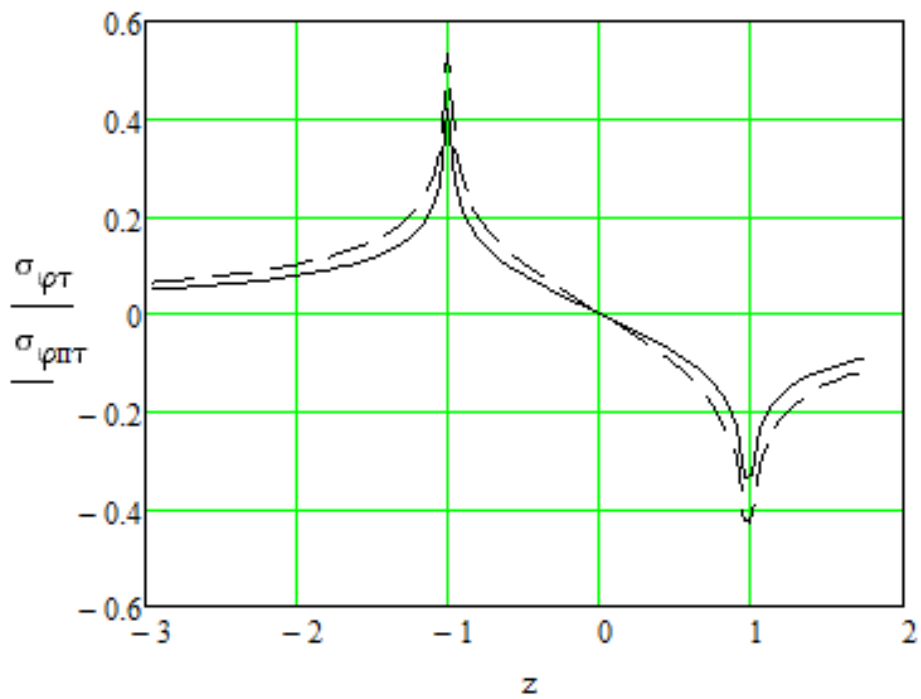


Рис.7.19. Епюри напружень σ_z , розраховані аналітичним методом (1, 2) і МСЕ (3): 1 – гільза без покриття; 2 – гільза з латунним покриттям; 3 – гільза без покриття

Для аналізу причин, що викликають піки концентрації напружень на границях контактних ділянок, були виконані розрахунки напруженого стану поверхні гільзи тільки від дії дотичних напружень тертя між гільзою і поршневыми кільцями. Для цього із епюри повних напружень віднімались напруження тільки від дії тиску P_n за умови, що коефіцієнт тертя $f = 0$. Результати цих розрахунків представлені на рис.7.20-7.22.

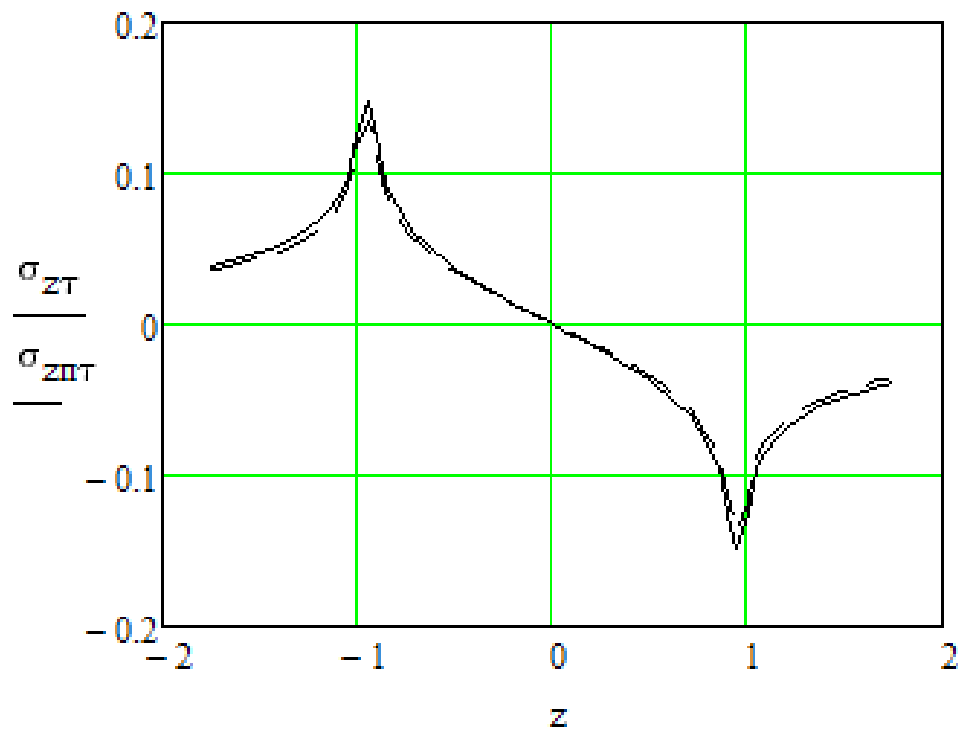


а)

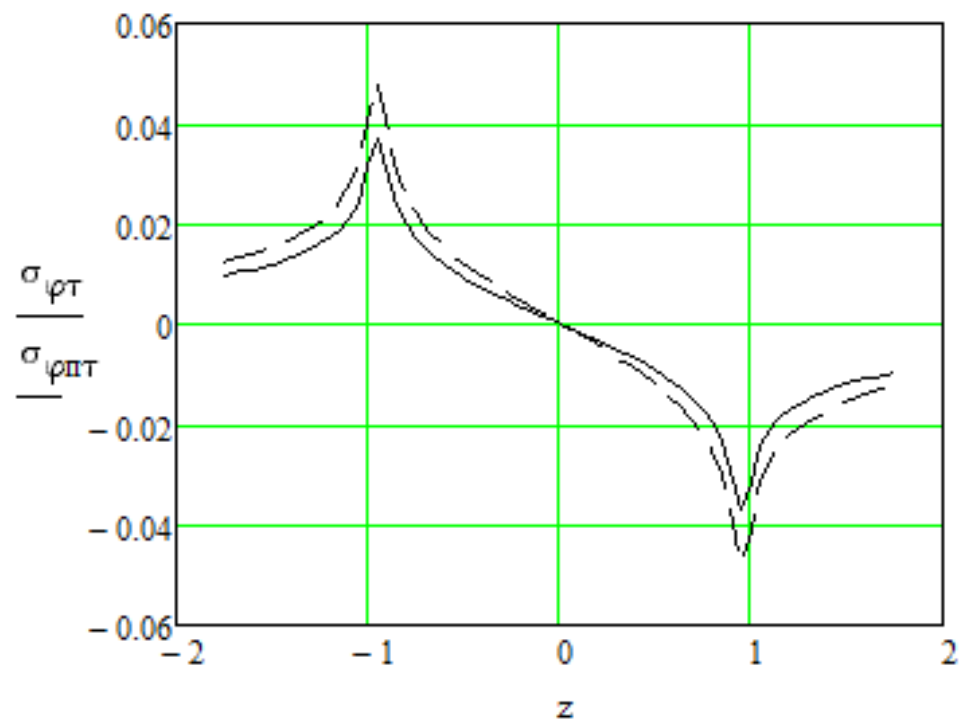


б)

Рис.7.20. Епюри осьових σ_z (а) і окружних σ_φ (б) напружень для 1-го поршневого кільця: ____ – гільза без покриття; _ _ _ – гільза з латунним покриттям

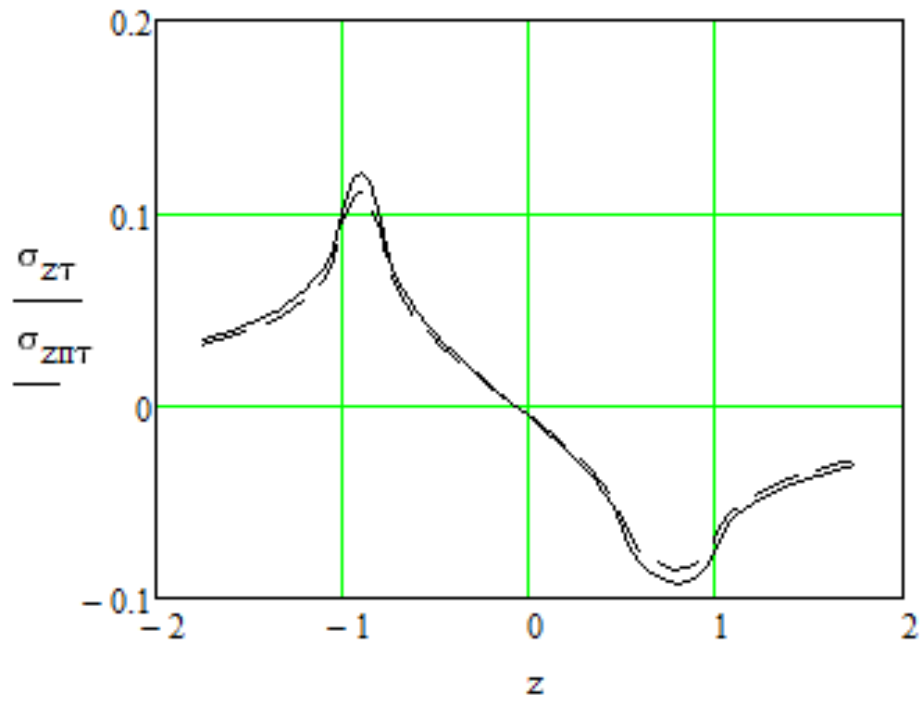


а)

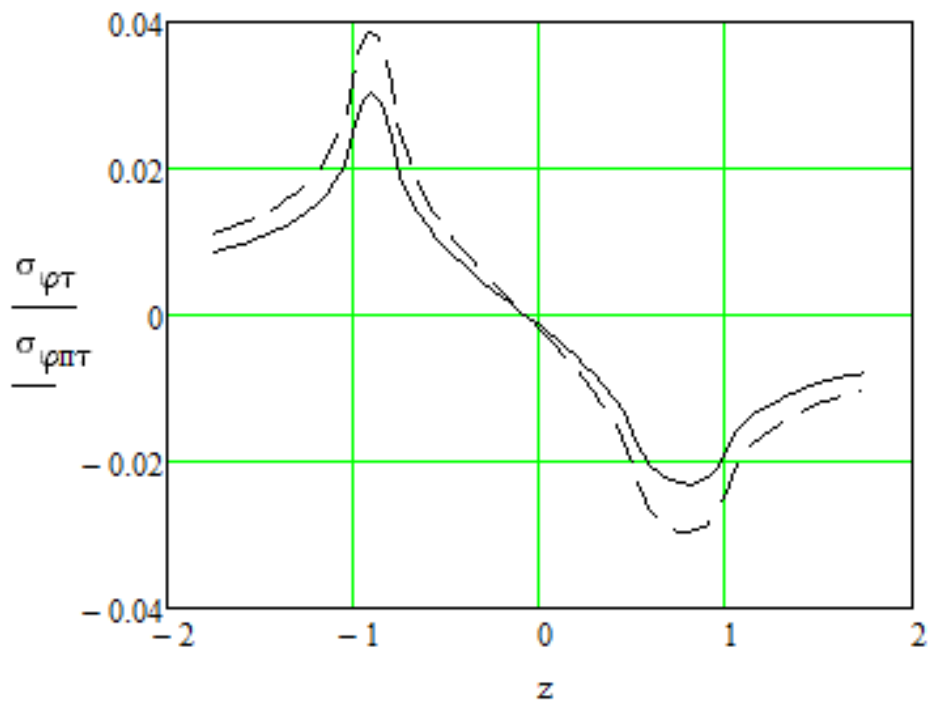


б)

Рис.7.21. Епюри осьових σ_z (а) і окружних σ_φ (б) напружень для 2-го поршневого кільця: — — гільза без покриття; _ _ _ — гільза з латунним покриттям



а)



б)

Рис.7.22. Епюри осьових σ_z (а) і окружних σ_φ (б) напружень для 3-го поршневого кільця: — — — гільза без покриття; _ _ _ — гільза з латунним покриттям

Як видно, саме сили контактного тертя призводять до виникнення цих піків напружень. Тому для підвищення ресурсу роботи антифрикційного покриття необхідно не тільки збільшити довжину перехідних зон Δ , а й зменшити сили тертя між кільцями і гільзою, які також сприяють адгезійному зносу покриття.

7.4. Розробка методики прискорених зносостійких випробувань

Отримані результати дослідження та аналізу НДС в зоні контакту поршневого кільця з робочою поверхнею гільзи дозволили розробити прискорений метод випробувань на зносостійкість покриття, нанесеного на робочу поверхню гільзи.

При розробці методу випробувань необхідно врахувати наступні умови:

- на зносостійкість покриття впливають два процеси, а саме: адгезійне стирання на ділянці контакту кільця з гільзою і втомлюване руйнування під дією циклічних розтягуючих і стискаючих напружень;
- напруження виникають на різних границях кінців контактних ділянок. Причому попереду контактних ділянок – піки стискаючих напружень, а ззаду – розтягуючі;
- величина цих піків залежить від величини перехідних ділянок.

7.4.1. Обґрунтування вибору схеми стійкісних випробувань

Як слідує із наведених вище розрахунків напруженого стану при дискретному контакті, у його кінцевих точках виникають зони сильної концентрації напружень σ_x ; в т.А – стискаючі, в т.В – розтягуючі (рис.7.23).

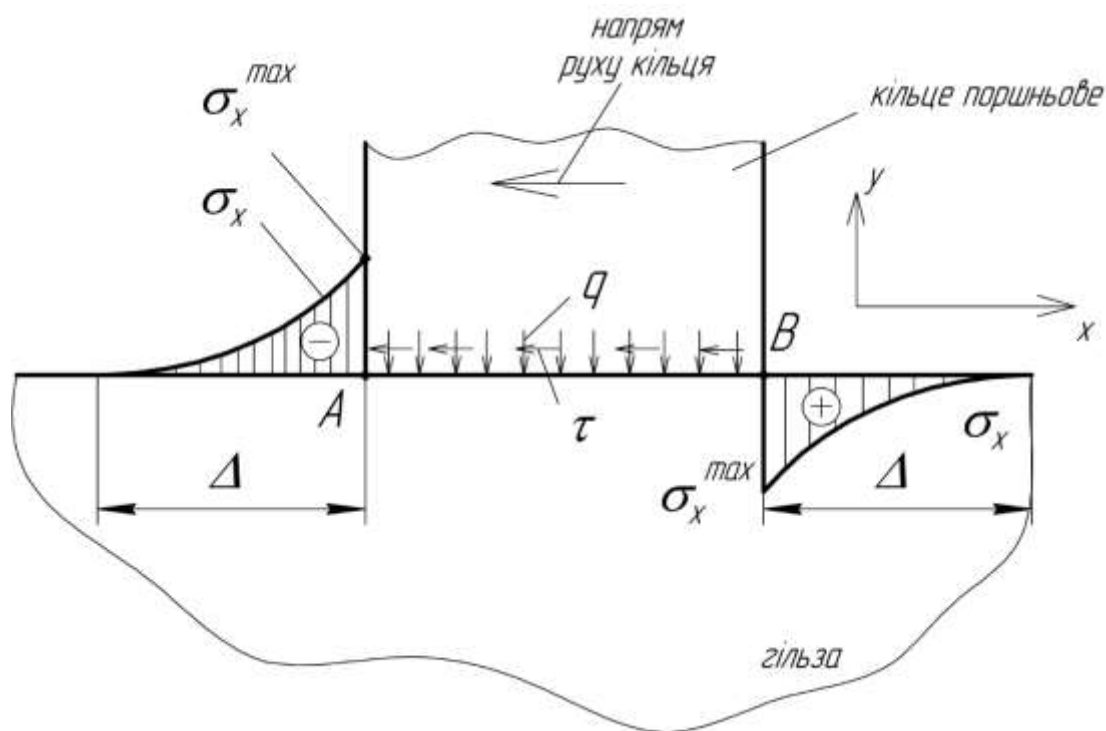


Рис.7.23. Схема НДС контактної зони кільця з поверхнею гільзи

Тому будь-яка матеріальна точка на поверхні гільзи, крім стирання, зазнає дії змінних розтягуючих і стискаючих напружень σ_x^{max} , що може впливати на міцність і стійкість покриття. Отже, при моделюванні зносу покриття в ньому необхідно створювати періодичну дію цих напружень в поєднанні зі звичайним зносом.

Розрахунки показали, що розмір перехідної зони $\Delta \leq 0,5$ мм. Для реалізації прискореного процесу вивчення зносостійкості покриттів в кільці створюються пази шириною $\geq 2\Delta = 1$ мм (рис.7.24). Ширина виступів – 2 мм, що відповідає ширині поршневого кільця. Тоді розроблена конструкція контртіла моделює одночасно роботу великої кількості поршневих кілець, взаємодіючих з поверхнею гільзи. А наявність пазів зазначеної ширини створює кінцеві точки, в яких виникають зони сильної концентрації напружень.

Таким чином, кожен виступ моделює реальні умови роботи поршневого кільця в зоні його контакту з поверхнею гільзи, що включають стирання поверхні гільзи в поєднанні із взаємодією з зонами сильної концентрації напружень, в т.А – стискаючих, в т.В – розтягуючі.

Зазначені положення лягли в основу розробки конструкції контртіла для випробування зносостійкості робочої поверхні гільзи (рис.7.24).

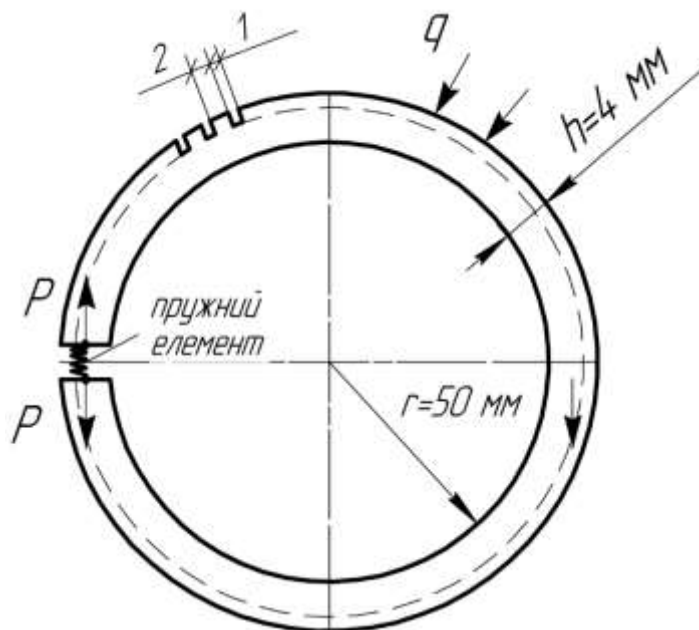


Рис.7.24. Конструкція моделі контртіла, що взаємодіє з поверхнею гільзи

Контртіло (рис.7.24) являє собою пружне розрізне кільце з внутрішнім радіусом $r = 50$ мм, висота кільця – $h = 4$ мм, а ширина його зовнішньої поверхні – 2 мм. На зовнішній поверхні кільця виконані пази шириною $t = 1$ мм, що забезпечують ширину виступу – 2 мм.

Визначимо кількість утворених виступів на розглянутому кільці (рис.7.24).

На окружності кільця довжиною $C = 2\pi r = 310$ мм розташовані виступи числом:

$$N = \frac{310}{2+1} \approx 100.$$

Таке число відповідає числу поршневих кілець, які працюють в моделюючому пристрої, і забезпечує значне скорочення часу випробувань на зносостійкість при максимальній відповідності умов роботи поршневого кільця в дійсності і в модельному експерименті (без урахування температури).

7.4.2. Управління процесом прискорених стійкісних випробувань

Розглянемо наступний приклад (рис.7.25), на якому показано взаємодію гільзи 1, яка обертається, із нерухомим контртілом 2, яке має, як описано вище, на його зовнішній поверхні виступи S і впадини t конкретних розмірів.

Пружне розрізне контртіло запресовується у втулку з натягом і має радіальний зазор Δ . Контактний тиск q між гільзою і контртілом може набувати різних значень в залежності від натягу або пари сил, що стискають кільце.

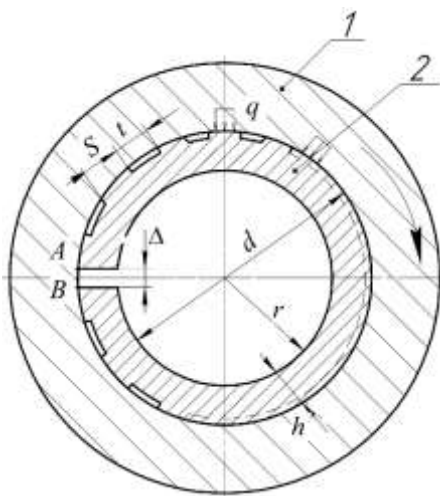


Рис.7.25. Взаємодія чавунної гільзи з нерухомим контртілом: 1 – чавунна гільза, яка обертається в патроні верстату; 2 – нерухоме контртіло з виступами, поєднане з супортом або із задньою бабкою верстату; q – контактний тиск між гільзою і розрізним кільцем, який відповідає тиску на кільце поршня.

Таким чином, розрізна втулка 2 запресовується в гільзу з натягом a . При цьому забезпечується необхідна величина контактного тиску q .

Необхідно встановить зв'язок між q і a .

Для цього розглянемо наступну розрахункову схему (рис.7.26).

Розрізане кільце – брус великої кривизни із зовнішнім діаметром $d_0 = 2dr_0$. Початковий зазор Δ_0 .

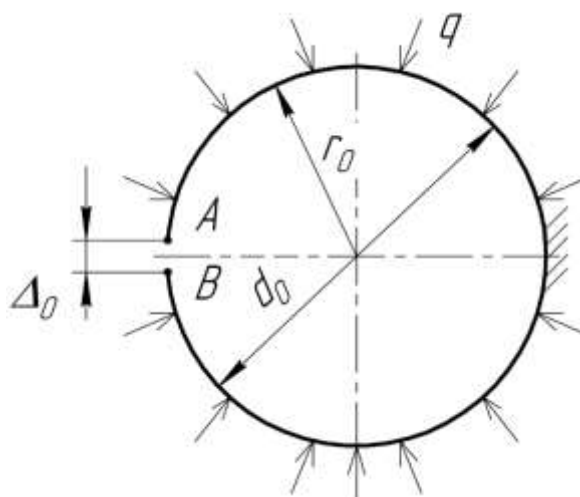


Рис.7.26. Схема пружного розрізного кільця, навантаженого зовнішнім контактним тиском з боку гільзи

Після запресовування кільця в гільзу його діаметр (по його зовнішній поверхні) стає рівним d (рис.7.25). При цьому зменшення діаметру дорівнює:

$$a = d_0 - d \quad (7.20)$$

На кільце з боку втулки діє тиск q .

Таким чином, отримано зв'язок між q і a і геометричними параметрами кільця (ГПК). Тоді, задаючи a і ГПК можна отримати контактний тиск q .

Вирішимо задачу методом опору матеріалів за допомогою інтегралу Мора.

Розрахуємо зменшення відстані між т. А і В під дією q (рис.7.27):

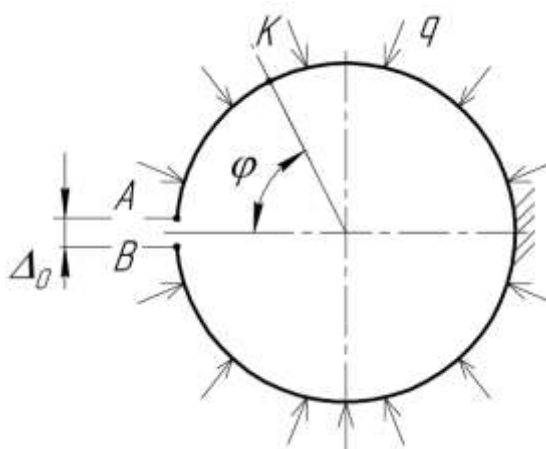


Рис.7.27. Схема кільця під зовнішнім навантаженням

$$EI \cdot (\delta\Delta) = \int_{(l)} M_q(\varphi) \cdot \bar{M}_1(\varphi) dl, \quad (7.21)$$

де $M_q(\varphi)$ – вигин від q в точці з координатою φ ;

$\bar{M}_1(\varphi)$ – одиничний момент від пари одиничних сил, прикладених до т.А і В (рис.7.28).

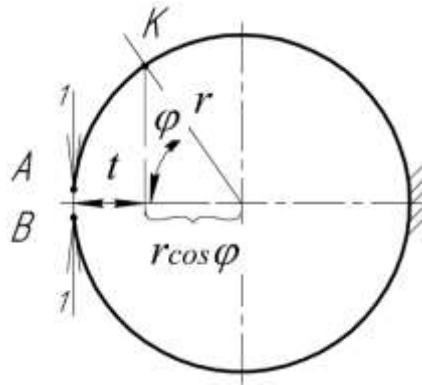


Рис.7.28. Схема дії одиничного моменту від пари одиничних сил

Для цього обчислимо функції: $M_q(\varphi)$ і $\bar{M}_1(\varphi)$ (рис.7.29):

$$\bar{M}_1(\varphi) = 1 \cdot t = 1(r - r \cos \varphi) = r(1 - \cos \varphi). \quad (7.22)$$

Обчислимо $M_q(\varphi)$.

$$\text{Від елементарної сили } dR = q \cdot r \cdot d\omega \cdot b, \quad (7.23)$$

b – ширина кільця.

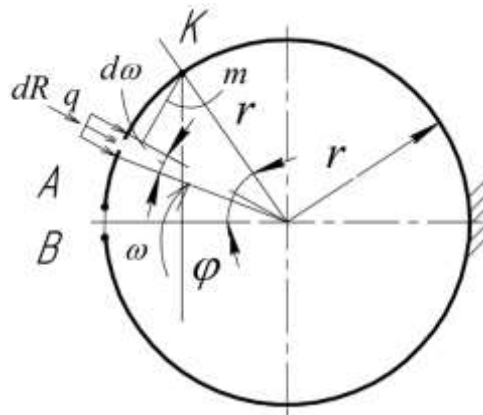


Рис.7.29. Обчислення функції $\bar{M}_1(\varphi)$ і $M_q(\varphi)$

Момент в т.К дорівнює

$$dM(\varphi) = dR \cdot m, \quad (7.24)$$

$$\text{де плече } m = r \sin(\varphi - \omega). \quad (7.25)$$

$$\text{Тобто } dM = qrd\omega \cdot b \cdot r \sin(\varphi - \omega) = qbr^2 \sin(\varphi - \omega) \cdot d. \quad (7.26)$$

Повний момент від q , діючий на ділянці AK дорівнює:

$$\begin{aligned} M_q(\varphi) &= \int_A^K dM = \int_A^K qbr^2 \sin(\varphi - \omega) d\omega = qbr^2 \int_0^\varphi \sin(\varphi - \omega) d\omega = \\ &= -qbr^2 \int_0^\varphi \sin(\omega - \varphi) d(\omega - \varphi) = -qbr^2 \left(-\cos(\omega - \varphi) \right)_0^\varphi = qbr^2 \cos(\omega - \varphi)_0^\varphi = \\ &= qbr^2 [1 + \cos \varphi] \end{aligned} \quad (7.27)$$

$$M_q(\varphi) = qbr^2 [1 + \cos \varphi]. \quad (7.28)$$

Обчислимо інтеграл Мора (7.21) з урахуванням (7.22) і (7.28)

$$\begin{aligned} EI \cdot (\delta\Delta) &= \int_{(I)} qbr^2 (1 + \cos \varphi) \cdot r (1 - \cos \varphi) \cdot r d\varphi = \\ &= 2qbr^4 \int_{\varphi=0}^{\varphi=\pi} [1 + \cos \varphi][1 - \cos \varphi] d\varphi \end{aligned} \quad (7.29)$$

Або

$$(\delta\Delta) = \frac{2qbr^4}{EI} \int_0^\pi (1 + \cos \varphi)(1 - \cos \varphi) d\varphi; \quad (7.30)$$

$$(\delta\Delta) = \frac{2qbr^4}{EI} A. \quad (7.31)$$

Після обчислення $A = \int_0^\pi (1 + \cos \varphi)(1 - \cos \varphi) d\varphi$ — отримуємо число

$$A = \frac{3}{2} \pi.$$

Довжина окружності

$$C = \pi d. \quad (7.32)$$

Зміна довжини C після запресовування кільця

$$\delta C = \pi \delta d; \quad (7.33)$$

$$\delta C = (\delta \Delta) = \pi \delta d ; \quad (7.34)$$

$$\delta d = a . \quad (7.35)$$

Тоді

$$\pi \delta d = (\delta \Delta) = 2 A q \frac{b r^4}{EI} . \quad (7.36)$$

Або

$$a = \frac{2 A}{\pi} q \frac{b r^4}{EI} . \quad (7.37)$$

Формула (7.37) пов'язує: a , q , h .

За цією формулою задаючи q можна розрахувати a і h . Змінюючи a і h можна варіювати величиною q .

Дана методика дозволить значно скоротити час експерименту і провести експрес-випробування при підвищених q , для ранжирування покриттів за їх зносостійкістю.

7.4.3. Конструктивний варіант управління випробуваннями на зносостійкість

Для реалізації цієї можливості розглянемо варіант, коли контртіло 2 складається із ділянок різної товщини (жорсткості) (рис.7.30).

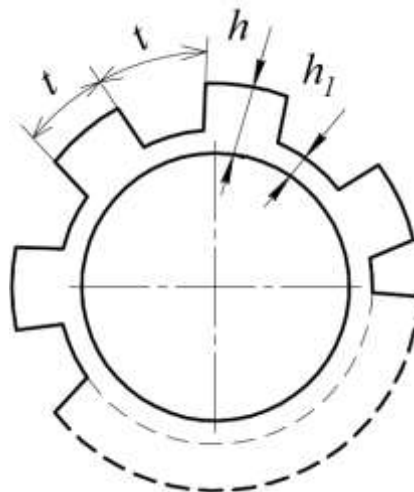


Рис.7.30. Контртіло з ділянками різної товщини

Нехай контртіло складається із ділянок різної товщини (жорсткості) (рис.7.30) та мають однакову довжину t .

Тоді інтеграл Мора буде підсумовуватися із інтегралів за окремими ділянками.

Оскільки згинальна жорсткість на тонкій ділянці істотно менша такої на «товстій» ділянці, то інтегралами на «товстих» ділянках можна знехтувати. Оскільки сумарна довжина «тонких» і «товстих» ділянок однакова, то в інтегралі Мора (7.29) залишаємо тільки суму інтегралів «тонких» ділянок, тобто приблизно половину від (7.29).

Тоді

$$A^I = \frac{1}{2} A \text{ (див.7.37),}$$

$$\text{де } I_1 = \frac{bh_1^3}{2}.$$

Всі інші залежності зберігаються.

Це один із конструктивних варіантів управляти процесом стійкісних випробувань.

7.4.4. Варіант управління зносостійких випробувань за рахунок зміни сили P

Розглянемо варіант, що дозволяє здійснити управління зносостійкими випробуваннями за рахунок зміни сили P .

Нехай контртіло 2 запресоване в гільзу 1 (рис.7.31).

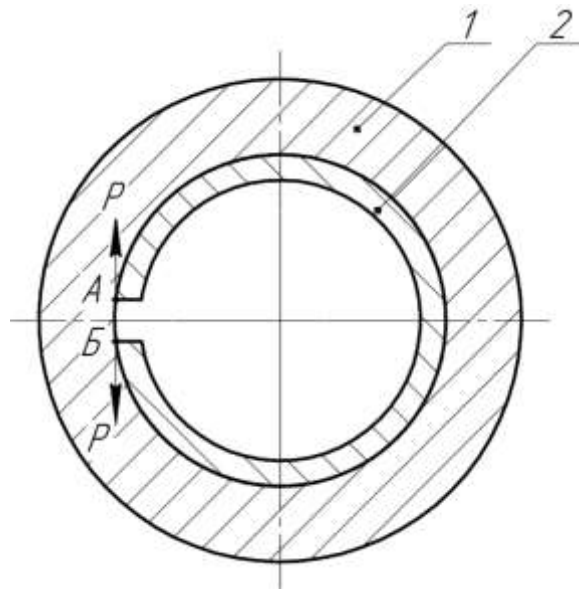


Рис.7.31. Взаємодія гільзи і контртіла: 1 – гільза; 2 – розрізне контртіло

Прикладемо до т.А і т.Б дві сили P (рис.7.31). Від дії P на кільце з боку гільзи виникає контактний тиск Δq (рис.7.32).

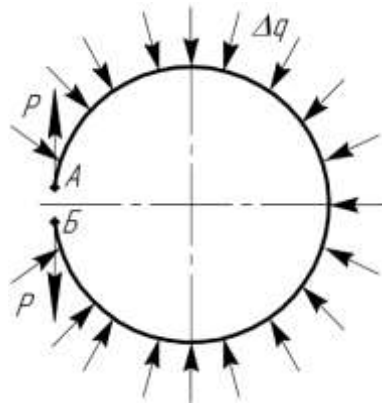


Рис.7.32. Схема дії контактних навантажень від сил P з боку гільзи на кільце

Під дією q і P у точок A і B виникає взаємне переміщення

$$\delta = \delta_p + \delta_q \quad (7.38)$$

Але оскільки кільце жорстко зафіксовано гільзою, то

$$\delta = \delta_p - \delta_q = 0. \quad (7.39)$$

Переміщення від дії Δq обчислено раніше (формула 7.37)

$$EI\delta_q = 2\Delta qbr^4 \cdot A. \quad (7.40)$$

Переміщення від P :

$$EI\delta_p = 2 \int_0^\pi \overline{M}_1 \cdot \overline{M}_p \cdot r d\varphi = 2P \int_0^\pi \overline{M}_1^2 \cdot r d\varphi = 2Pr \int_0^\pi \overline{M}_1 d\varphi; \quad (7.41)$$

$$\overline{M}_p = M_1 \cdot P; \quad (7.42)$$

$$M_1 = r(1 - \cos \varphi). \quad (7.43)$$

Тоді
$$EI\delta_p = 2Pr^3 \int_0^\pi (1 - \cos \varphi) d\varphi; \quad (7.44)$$

$$EI\delta_p = 2Pr^3 A. \quad (7.45)$$

Підставляючи (7.40) і (7.45) в (7.39), отримуємо:

$$P = \Delta q b \cdot r. \quad (7.46)$$

Тоді
$$\Delta q = \frac{P}{b \cdot r}. \quad (7.47)$$

Розглянемо конкретний приклад:

$P = 10$ кг; $b = 0,2$ см; $r = 5$ см;

$$\Delta q = \frac{10}{0,2 \cdot 5} = 10 \text{ кг/см}^2, \text{ то } \Delta q = 1 \text{ МПа.}$$

Поєднання двох способів моделювання (за рахунок натягу a та за рахунок сили P) дозволяє варіювати величиною q , що також забезпечує зменшення часу випробувань за рахунок збільшення q . Це також підходить для простого ранжирування покриттів за їх стійкістю. Так при швидкості обертання гільзи 1 об/с за 1 с реалізується моделювання 50-ти зворотно-поступальних рухів поршня.

Зазначимо, що при проведенні випробувань цілком можливо підняти швидкість обертання. При цьому підвищення температури за рахунок сил тертя наближає умови роботи моделі до реальної. Передбачено введення змащення.

7.5. Використання розробленої методики прискорених випробувань зносостійкості на прикладі оцінки зносостійкості гільз циліндрів ДВЗ

Дослідження зносостійкості поверхневого шару гільз циліндрів, оброблених з використанням розробленої технології, що включає операції ДПР і ФАБО, проводилося згідно з розробленою методикою прискорених випробувань (п.7.4) на установці (рис. 7.33), яка виконана на базі токарно - гвинторізного верстату 16K20.



Рис.7.33. Загальний вид установки для дослідження зношування пари тертя «гільза – кільце»

Відповідно до розробленій методиці заздалегідь була виготовлена конструкція контртіла (рис. 7.34), що являє собою пружне розрізне кільце з пазами. Розміри виступів, згідно рис. 7.24, відповідали розмірам кілець, а їх кількість – числу поршневих кілець, працюючих в моделюючому пристрої. Це забезпечило значне скорочення часу випробувань на зносостійкість при максимальній відповідності умов роботи поршневого кільця.



Рис.7.34. Загальний вигляд контртіла (розрізного кільця) при проведенні дослідження зношування пари тертя «гільза – кільце»

Обертання гільзи при нерухомому контртілі моделювало роботу пари тертя. Робоча зона запропонованого пристрою показана на рис. 7.35.



Рис.7.35. Робоча зона установки для дослідження зношування пари тертя «гільза – кільце»

При частоті обертання колінчастого валу $n = 2000$ об/хв проведення зносостійких випробувань згідно з розробленою методикою і виготовленого оснащення на базі верстата 16K20 дозволило значно скоротити час проведення випробувань. Так, наприклад, проведення 2-х годинного припрацювання стало можливими здійснити за 30 хв. при $n_{ш} = 80$ об/хв, де $n_{ш}$ – число оборотів шпинделя за хвилину для токарного-гвинторізного верстату 16K20.

Результати досліджень зносостійкості гільз, оброблених за запропонованою і відомими технологіями, представлені на рис. 7.36.

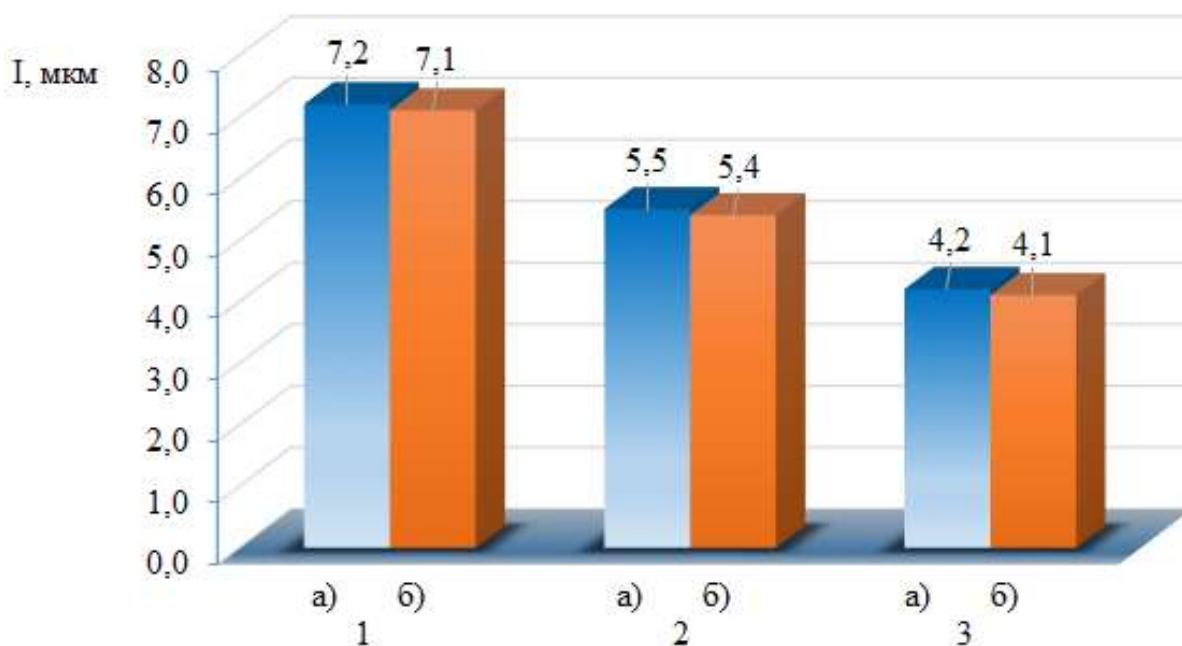


Рис. 7.36. Результати випробувань на зносостійкість гільз циліндрів, оброблених: 1 – розточуванням і хонінгуванням; 2 – комбінованим протягуванням і хонінгуванням; 3 – комбінованим протягуванням і ФАБО; а) – після 2-х годинних стендових випробувань; б) – за розробленою методикою

Результати зносостійких випробувань ще раз підтвердили ефективність запропонованої технології обробки гільз циліндрів. Зменшення зносу поверхні гільзи після ДПР і хонінгування у порівнянні з існуючим технологічним процесом (хонінгування) слід пояснити отриманням практично рівноважної шорсткості, а також зміцненням поверхневого шару. Подальше зменшення зносу при використанні ФАБО після комбінованого протягування, на наш

погляд, пов'язано наявністю антифрикційного покриття, що зменшує не лише коефіцієнт тертя, але і слугує твердим мастилом.

Розроблена методика прискорених випробувань на зносостійкість гільз циліндрів дозволила при невеликих оборотах – $n_{ш} = 80$ об/хв в 4 рази скоротити час проведення випробувань.

7.6. Висновки по розділу 7

1. Для дослідження НДС гільз циліндрів обрані дійсні умови навантаження від поршневих кілець. Встановлено, що на границях контактної ділянки кілець виникає велика концентрація напружень, причому за рухомим кільцем знаходиться пік розтягуючих напружень, а перед – стискаючих.

2. Проведені більш глибокі дослідження з вивчення закономірностей НДС в контактних зонах з використанням методу теорії пружності, який підтвердив і уточнив основні закономірності, отримані МСЕ, а саме:

- на границях контактних ділянок виникають піки осьових напружень σ_z – розтягуючих і стискаючих на різних кінцях цих ділянок;
- величина піків сильно залежить від сил контактного тертя і довжини Δ перехідної ділянки, причому чим менше Δ , тим більша величина піків.

3. Розроблено методику для розрахунку НДС в антифрикційному покритті, нанесеному на робочу поверхню гільзи циліндрів. Виконано розрахунок напружень латунного покриття в контактних зонах поршневих кілець.

4. Результати розрахунку і аналізу НДС в зоні контакту поршневого кільця з робочою поверхнею гільзи дозволив встановити, що на стійкість покриття впливають два процеси, а саме: адгезійне стирання на ділянках контакту кільця з гільзою та втомна стійкість, яка обумовлена дією циклічних піків розтягуючих і стискаючих напружень.

5. Результати дослідження та аналізу НДС в зоні контакту дозволили розробити прискорений метод випробувань на зносостійкість покриття, нанесеного на робочу поверхню гільзи, що полягає в моделюванні реальних

умов роботи поршневого кільця в зоні його контакту з поверхнею гільзи, включаючи стирання поверхні гільзи в поєднанні з послідовною взаємодією з піковими зонами великої концентрації напружень – стискаючих і розтягуючих.

6. Розроблено оригінальну конструкцію моделюючого пристрою для випробування на зносостійкість робочої поверхні гільзи з покриттям, яка включає контртіло, що моделює собою набір поршневих кілець одночасно взаємодіючих з поверхнею гільзи. Використання такої конструкції забезпечує значне скорочення часу випробувань на зносостійкість при максимальній відповідності умов роботи поршневого кільця з гільзою.

7. На основі аналізу схеми взаємодії поверхні гільзи з контртілом розроблені умови для управління зносостійкими випробуваннями, що дозволяють за рахунок зміни натягу, жорсткості ділянок контртіла і сили, яка розтискає кінці контртіла, варіювати значенням контактного навантаження в значних межах, забезпечуючи зменшення часу випробувань.

8. Використання розробленої методики прискорених випробувань на зносостійкість дозволила в 4 рази зменшити час їх проведення.

8. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ ВИКОРИСТАНИХ РОЗРОБОК

8.1. Підвищення ефективності використання розробок за рахунок удосконалення конструкції дискретних твердосплавних елементів для протягування отворів значного діаметра на основі оцінки їх міцності

Ефективність маловідходних технологічних процесів металообробки на основі ДПР багато в чому залежить від працездатності деформуючих елементів (ДЕ) протяжок, які, згідно з рекомендаціями [34, 277], виготовляються із твердого сплаву групи ВК. При роздачі заготовки такими елементами в зоні контакту діють високі нормальні (до $9\sigma_T$ оброблюваного матеріалу) і дотичні напруження, що призводять в ряді випадків до руйнування елементів. Тому оцінка міцності дискретного елемента і визначення на цій основі його конструктивних елементів дозволить забезпечити ефективність роботи не тільки дискретного елемента, а й всієї операції обробки отворів гільзи, яка відбувається за один прохід інструменту.

Нашими дослідженнями [278] доведено можливість і доцільність використання ДПР в поєднанні з процесом нанесення антифрикційного покриття. Розроблено технологічний процес обробки робочих поверхонь гільзи циліндрів ДВЗ, який включає операції ДПР з подальшим нанесенням антифрикційних покриттів ФАБО (див. главу 6).

Широке впровадження даного технологічного процесу вимагає вдосконалення конструкції інструменту для ДПР. Так, при значних розмірах отворів гільзи ($d > 150$ мм) недоцільно виготовляти ДЕ повністю твердосплавними, оскільки кожен деформуючий елемент вимагає для свого виготовлення велику кількість гостродефіцитного твердого сплаву. Це призводить до того, що використання інструменту з таких елементів стає обмеженим, а в деяких випадках навіть неможливим.

Таким чином, виникає необхідність в розробці методики для оцінки міцності робочого елемента для дискретного деформування отворів значного діаметру і оптимізації на цій основі конструктивних параметрів збірного

інструменту. Конструкція робочого елементу повинна враховувати технологічні умови його експлуатації, тобто дійсну схему контактної взаємодії робочих ділянок інструменту з оброблюваною деталлю, а також можливість економії гостродефіцитного твердого сплаву, яка особливо актуальна при обробці отворів значного діаметру.

8.1.1. Розробка розрахункової схеми деформуючого елементу

Для дослідження впливу конструктивних параметрів на міцність інструменту для дискретного деформування розглянуто збірний елемент, який є складовою частиною збірної деформуюче-ріжучої прошивки. Прошивка (рис.8.1) складається із стержня 3, на якому розміщена втулка 1 з посадковою поверхнею 2. На посадковій поверхні 2 розташовані робочі елементи – ріжучий 4 і деформуючий 5, який складається із твердосплавних вставок 6, легкоплавкого проміжного шару 7 і сталевго кільця 8. Відстань між елементами 5 і 4 регулюється втулкою 9, яка створює порожнину для розміщення стружки.

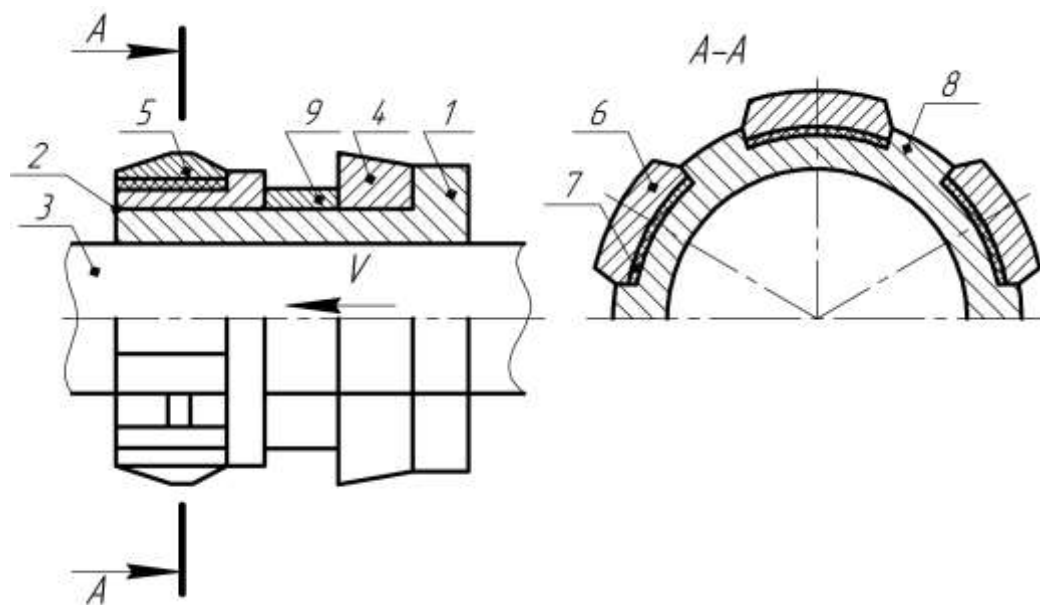


Рис.8.1. Збірна комбінована прошивка

Досліджувалася конструкційна міцність збірного ДЕ 5 при одиничному контактному навантаженні в залежності від конструктивних параметрів окремих елементів інструменту. Розміри твердосплавних вставок і відповідних

їм пазів в корпусі вибиралися виходячи з технологічних вимог. Варіювалася висота виступання вставки над корпусом і положення площадки контактної взаємодії вставки з оброблюваною поверхнею.

Загальний вигляд і розрахункова схема ДЕ протяжки представлені на рис.8.2. Збірний інструмент (рис.8.2, а) складається зі сталевго корпусу і твердосплавних вставок, закріплених в ньому пайкою. Внаслідок симетрії конструкції і умов навантаження ДЕ розрахункова схема включає 1/6 сталевго корпусу і, відповідно, 1/2 твердосплавної вставки. Кінцево-елементна дискретизація ДЕ прошивки, яка наведена на рис.8.3, а також кінцево-елементна форма і кількість елементів вибиралися згідно рекомендацій розрахункового комплексу, описаного в роботах [279-281].

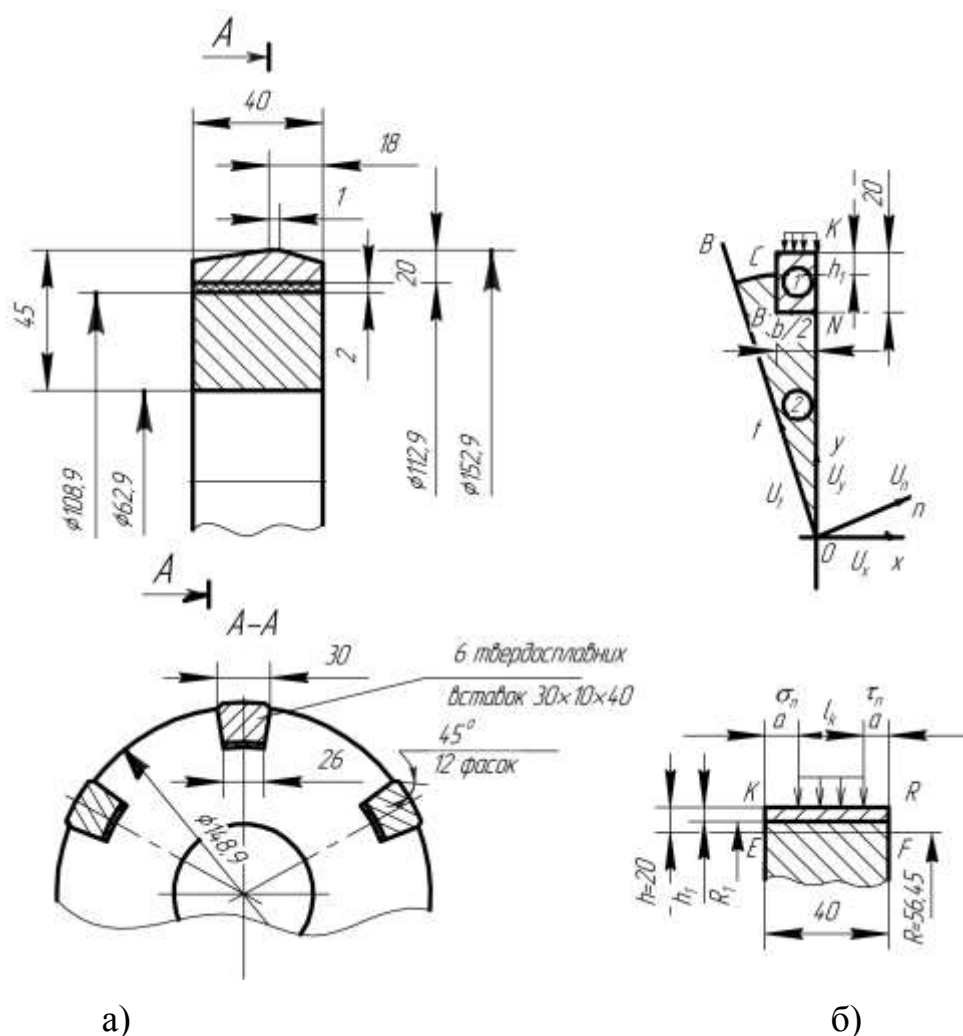


Рис.8.2. Деформуючий елемент протяжки: а) – загальний вигляд; б) – розрахункова схема; 1 – вставка із твердого сплаву ВК15; 2 – корпус ДЕ зі сталі 40ХН

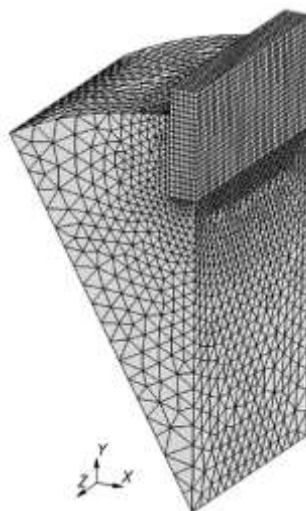


Рис.8.3. Кінцево-елементна дискретизація ДЕ протяжки

При цьому задані наступні граничні умови:

- на вільних поверхнях нормальні і дотичні напруження дорівнюють нулю;
- на поверхнях ОВ і ОК – умови симетрії;
- по границях контакту вставки з корпусом елементу – умови абсолютного зчеплення;
- по робочій поверхні KR задані одиничні нормальні напруження $\sigma_n = 1$ МПа і дотичні напруження $\tau_n = 0,06$ МПа, відповідні реальному значенню коефіцієнта тертя $f = \tau_n / \sigma_n = 0,06$.

При розрахунках приймали, що корпус і твердосплавні вставки деформуються пружно, а вставка сполучається із корпусом без зазору.

Внаслідок лінійності вирішуваної пружної задачі розрахунок напруженого стану виконувався для одиничного контактного навантаження.

Оцінювався вплив висоти виступання вставки над поверхнею корпусу на виникаючі в ній і в корпусі еквівалентні напруження під навантаженням. Для цього варіювалися відповідно значення R_1 і h_1 . Інтервали варіювання наведені в табл.8.1.

Таблиця 8.1 – Варійовані характеристики при розрахунках

h_1 , мм	10	5	2
R_1 , мм	66,45	71,45	74,45

Крім того, розглянуто вплив розташування довжини зони контакту ДЕ з деталлю відносно країв інструменту на рівень еквівалентних напружень під навантаженням. Параметри розташування контактної зони a та її довжина l_k задавалися згідно табл.8.2. При цьому в розрахунках використовували радіус $R_1 = 71,45$ мм і висоту виступання $h_1 = 5$ мм.

Таблиця 8.2 – Варійовані характеристики при розрахунках

a , мм	15	10	5
l_k , мм	10	20	30

Фізико-механічні властивості матеріалів, які використовувалися при розрахунках, наведені в табл.8.3.

Таблиця 8.3 – Фізико-механічні властивості матеріалів, які використовувалися при розрахунках

Найменування	Модуль Юнга, ГПа	Коефіцієнт Пуассона	$\sigma_T = \sigma_{0,2}$
Твердий сплав ВК15 (Вставка)	554	0,225	3,37
Сталь 40ХН (Корпус)	210	0,30	0,60

Для дослідження граничного стану еквівалентні напруження розраховували за критеріями міцності: питомої потенційної енергії формозміни $\sigma_e^{IV} = \sigma_i$ і максимальних дотичних напружень у вигляді:

$$\sigma_e^{III} = \sigma_1 - \sigma_3 \leq 2[\tau] = \sigma_{0,2}. \quad (8.1)$$

Розрахунки виконувалися з використанням розроблених в ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України пакетів прикладних програм для вирішення методом кінцевих елементів контактних термопружнопластичних задач при кінцевих деформаціях [280, 281].

8.1.2. Дослідження НДС збірного елементу під навантаженням

За результатами чисельного моделювання отримано розподіл осевих напружень σ_x , σ_y , σ_z , тиску $\sigma_0 = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) / 3$, еквівалентних напружень σ_e^{III} і σ_e^{IV} контактних напружень по поверхні контакту вставка – корпус. Результати розрахунку у вигляді розподілу за об'ємом збірного деформуючого інструменту σ_e для інструменту в зборі і в різних його частинах показано на рис.8.4–8.8.

Раніше в [179] встановлено, що товщина пластичного прошарку в збірному кільцевому інструменті практично не впливає на величину σ_e , тобто на міцність ДЕ. Це дає можливість прийняти, що в даному випадку товщина шару також не впливає на міцність ДЕ. Виходячи з конструктивних міркувань, товщину цього шару вибираємо до 2 мм, що цілком реально для виконання процесу пайки.

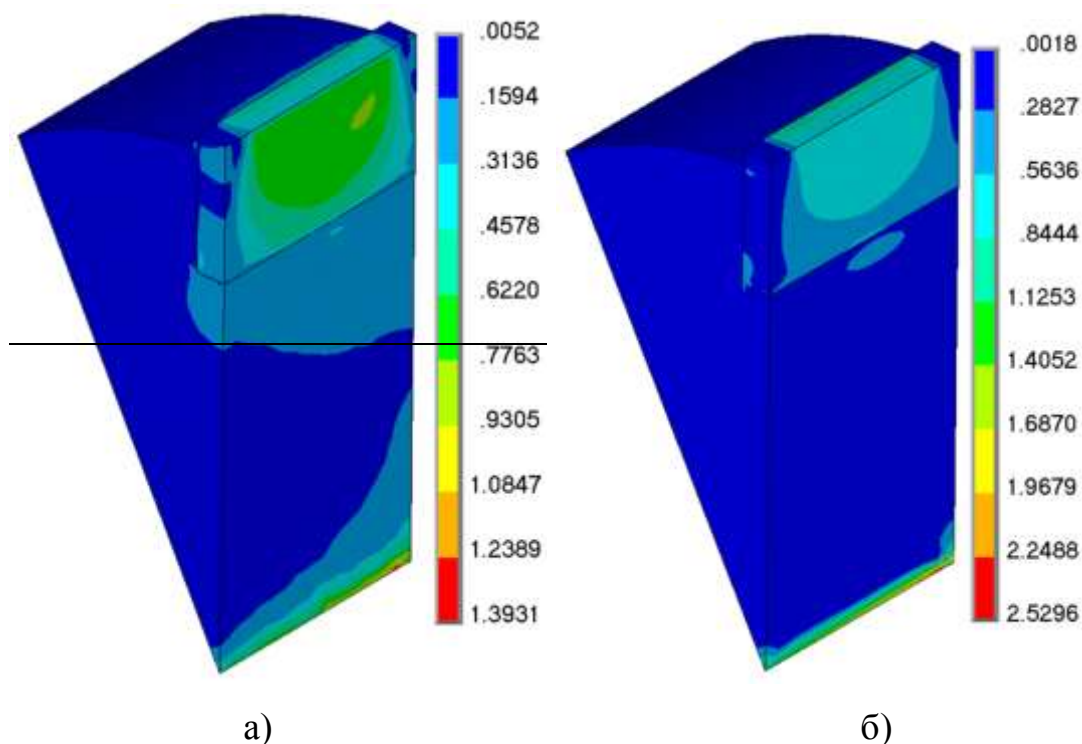


Рис.8.4. Розподіл областей еквівалентних напружень при навантаженні в ДЕ: а) – σ_e^{III} (МПа); б) – σ_e^{IV} (МПа): $h_1 = 2$ мм, $R_1 = 74,45$ мм

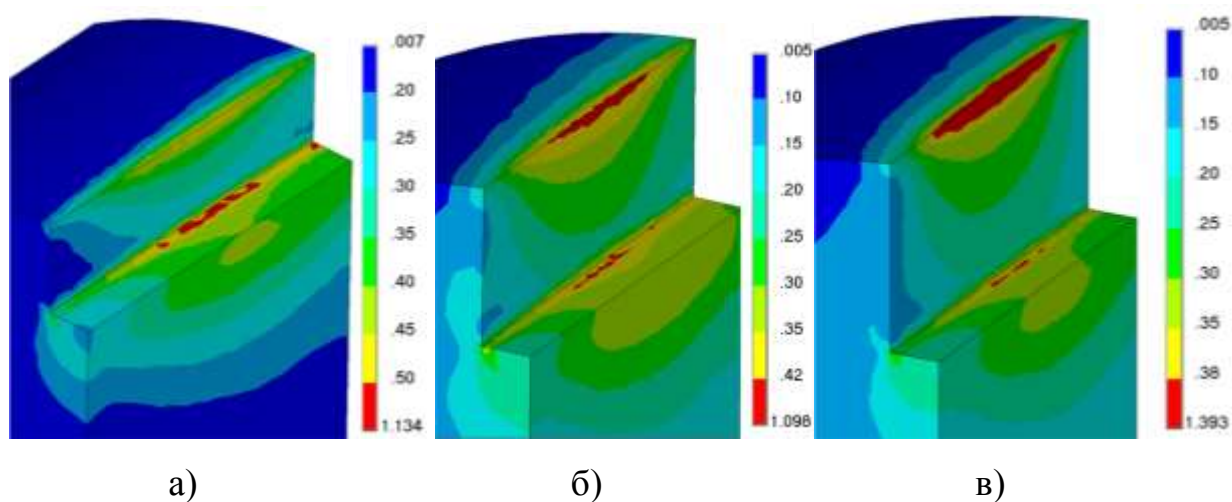


Рис.8.5. Розподіл областей еквівалентних напружень σ_e^{III} (МПа) при навантаженні в корпусі ДЕ: а) – $h_1 = 10$ мм, $R_1 = 66,45$ мм; б) – $h_1 = 5$ мм, $R_1 = 71,45$ мм; в) – $h_1 = 2$ мм, $R_1 = 74,45$ мм

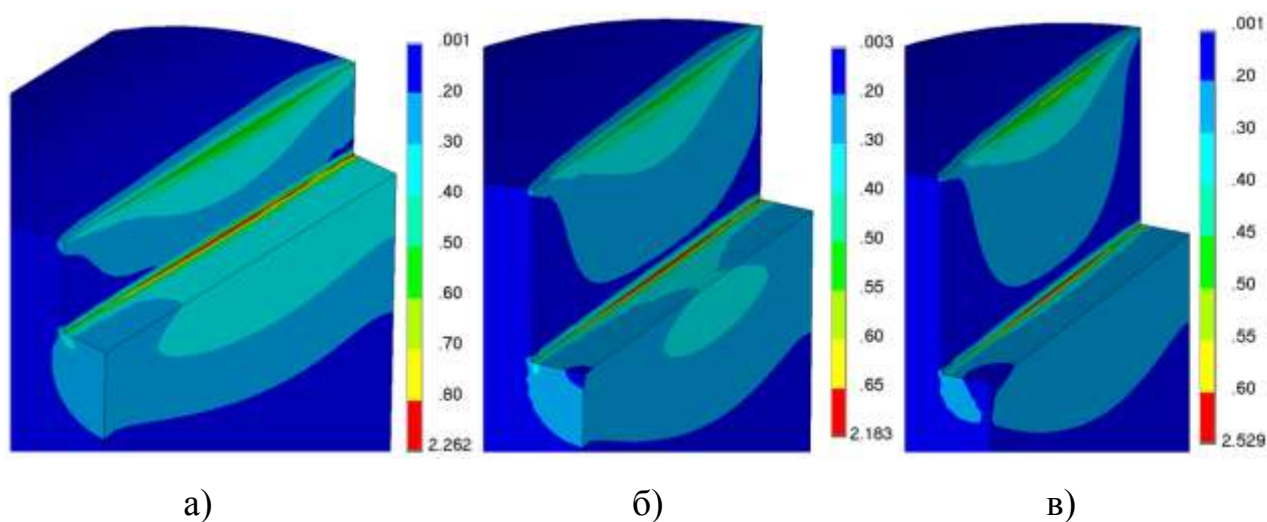


Рис.8.6. Розподіл областей еквівалентних напружень σ_e^{IV} (МПа) при навантаженні в корпусі ДЕ: а) – $h_1 = 10$ мм, $R_1 = 66,45$ мм; б) – $h_1 = 5$ мм, $R_1 = 71,45$ мм; в) – $h_1 = 2$ мм, $R_1 = 74,45$ мм

Розрахунковим шляхом досліджували вплив на величину еквівалентних напружень такого конструктивного параметру, як висота виступання вставки над поверхнею корпусу. Для цього виконували розрахунки еквівалентних напружень, варіюючи висоту виступання вставки над корпусом. Вона регламентується двома величинами: висотою виступання h_1/h і радіусом корпусу R_1 (рис.8.2). Діапазон варіювання цих параметрів наведено в табл.8.1.

Зміни σ_e в залежності від висоти виступання наведені на рис.8.9, (крива 1), де точками показані розрахункові результати значень еквівалентних напружень для конкретної висоти виступання.

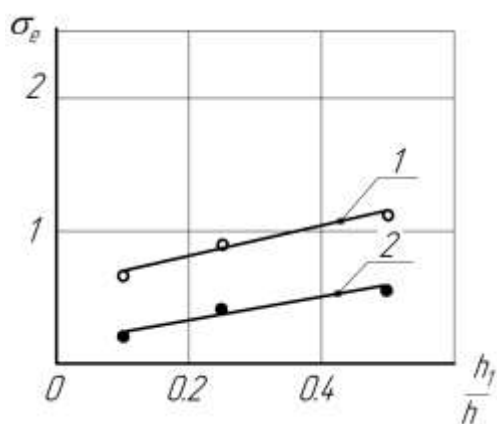


Рис.8.9. Залежність σ_e від величини виступання вставки при розмірі вставки $h \times b \times l = 20 \times 30 \times 40$ при $l_k/l = 0,5$, σ_e :
1 – для вставки; 2 – для корпусу

Із рис.8.9 слідує, що зменшення значення h_1/h , тобто висоти виступання, знижує діючі σ_e пропорційно цьому параметру. Результати розрахунку значень еквівалентних напружень в залежності від висоти виступання, отримані при використанні умов III і IV теорій міцності, практично ідентичні. Апроксимацією графічної залежності 1 (рис.8.9), отримана формула (8.2), яка дуже зручна для інженерних розрахунків і дозволяє визначити значення σ_e , відповідне конкретній величині виступання вставки.

$$\sigma_e = 0,5 + 1,25 \frac{h_1}{h}. \quad (8.2)$$

Зміна значення σ_e в корпусі в залежності від висоти виступання (рис.8.9, крива 2) отримана також шляхом розрахункового моделювання і точками показані значення еквівалентних напружень для конкретної величини виступання вставки над корпусом.

Значення σ_e для корпусу в залежності від параметру h_1/h описується

формулою (8.3), яка отримана апроксимацією графічної залежності 2 (рис.8.9). Слід зазначити, що характер залежностей (8.2) і (8.3) подібний. Однак розрахункові значення σ_e для корпусу дещо нижчі.

$$\sigma_e = 0,125 + 0,94 \frac{h_1}{h}. \quad (8.3)$$

Вплив довжини контакту для збірного інструменту практично непомітний, якщо довжина контакту симетрична краям вставки, що слідує із рис.8.10, крива 1. Точки на цій кривій представляють собою результати розрахунку σ_e для різних значень параметру l_k/l .

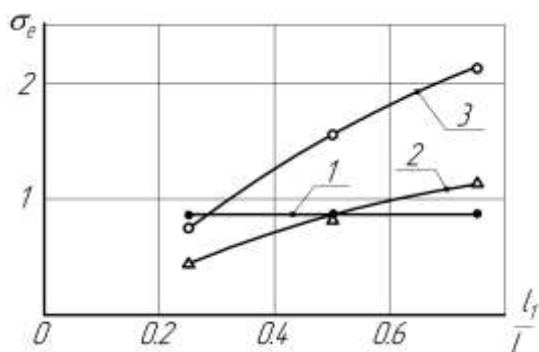


Рис.8.10. Залежність σ_e від розміщення довжини контакту при розмірі вставки $h \times b \times l = 20 \times 30 \times 40$, σ_e : 1 – для вставки; 2 і 3 – для корпусу відповідно за III і IV теоріями міцності

Здвиг початку довжини контакту до краю вставки, тобто несиметричне прикладення навантаження, збільшує σ_e . Розрахунки показали, що збільшення σ_e , при заміні симетричного навантаження на асиметричне ($a = 0$, $a = 1 - 2a$, рис.8.2, б), досягає до 30%.

При розрахунку еквівалентних напружень в корпусі інструменту точки на кривих 2 і 3 (рис.8.10) відповідають конкретним значенням параметра l_k/l . Збільшення цього параметру призводить до зростання σ_e (крива 2 і 3). Подібні результати, отримані в [179] при розрахунку суцільного збірного елементу кільцевої форми. Отже, при проектуванні інструменту, необхідно враховувати, що оптимальним варіантом є симетричне розташування площадки контакту відносно торців інструменту.

При розрахунку еквівалентних напружень для корпусу зона появи максимальних еквівалентних напружень (рис.8.5, б) знаходиться в місці перетину корпусу із твердосплавною вставкою. Причому, виникає різниця між σ_e , розрахованими за III теорією міцності, зі значеннями, розрахованими за IV (рис.8.10, крива 2 і 3). Ця різниця зі збільшенням протяжності контактної зони зростає.

8.1.3. Оцінка конструкційної міцності збірного елементу

Результати математичного моделювання поведінки ДЕ під навантаженням використовувалися для розробки методики оцінки його міцності, необхідної для практичного використання.

Позначимо еквівалентне напруження, наприклад, за III теорією міцності, розраховане для одиничного контактного навантаження $\bar{\sigma}_n = 1$ через $\bar{\sigma}_e^{III}$. Тоді на основі лінійності пружної задачі дійсне значення $\bar{\sigma}_e^{III}$ дорівнює:

$$\sigma_e^{III} = \bar{\sigma}_e^{III} \cdot \sigma_n. \quad (8.4)$$

Умова міцності для твердосплавної вставки має вигляд:

$$\sigma_e^{III} \leq [\sigma], \quad (8.5)$$

де допустиме напруження:

$$[\sigma] = \frac{\sigma_B}{n}, \quad (8.6)$$

n – коефіцієнт запасу міцності.

Тоді з (8.4), з урахуванням (8.5) і (8.6), отримаємо залежність для визначення допустимого контактного навантаження:

$$\sigma_n = [\sigma] / \bar{\sigma}_e^{III}. \quad (8.7)$$

Для твердого сплаву ВК15, для якого $\sigma_B = 3370$ МПа, коефіцієнт запасу міцності з урахуванням циклічного характеру дії навантаження $n = 1,5$ [282]. Для твердосплавної вставки, як слідує із залежності (8.2), максимальна міцність забезпечується співвідношенням $h_1/h \approx 0,1$, при цьому $\bar{\sigma}_e^{III} = 0,63$.

Тоді з (8.4) з урахуванням (8.5) і (8.6) отримуємо $\sigma_n = 3566$ МПа $\approx 3,6$ ГПа. Це і є допустимий контактний тиск на інструмент.

Величина діючих контактних тисків, при використанні суцільних ДЕ у вигляді круглих кілець визначається з урахуванням методики [158] за відомими: осьовій силі протягування, площі контакту, геометрії інструменту та відповідного значенням коефіцієнта тертя.

Для корпусу мінімальне значення еквівалентних напружень в залежності від величини виступання вставки над корпусом визначається виходячи із

залежності (8.3) і відповідає значенню $h_1/h \approx 0,1$. При цьому $\sigma_e = 0,22$. Визначимо максимальне значення контактного тиску, що допускається з умов міцності корпусу. Сталевий корпус виготовлений із термообробленої сталі 40ХН, для якої $\sigma_b = 1400$ МПа, коефіцієнт запасу міцності з урахуванням циклічного характеру дії навантаження $n = 1,5$. Тоді із залежності (8.7) з урахуванням (8.5) і (8.6) отримуємо $\sigma_n = 4,2$ ГПа. Порівняння діючих і допустимих контактних тисків показало, що міцність сталевго корпусу буде забезпечена.

Слід зазначити, що аналіз залежностей (8.2) і (8.3) показує, що максимальна міцність інструменту відповідає значенню $h_1/h \approx 0$. Однак із технологічних міркувань не завжди можна реалізувати умову $h_1/h=0$. У будь-якому іншому випадку слід оцінювати вплив цього параметру на конструкційну міцність за залежностями (8.2) і (8.3), отриманими при варіюванні значень величини виступання вставки над корпусом.

Таким чином, отримані в результаті моделювання залежності (8.2) і (8.3) дозволяють вибрати необхідний конструктивний параметр – висоту виступання твердосплавної вставки над корпусом виходячи з визначення допустимого контактного тиску за залежністю (8.7).

8.1.4. Приклад практичного розрахунку

Для прикладу розглянемо розрахунок на міцність ДЕ, який входить до складу деформуючої прошивки, представленої на рис.8.1. Цим інструментом обробляється гільза із сірого модифікованого чавуну твердістю HB230. Обробка (рис.8.11) виконується блоком, що містить деформуючий 2 і ріжучий 3 елементи. Для поліпшеного поділу кільцевої стружки, яка зрізується суцільним лезом різального елемента 3, ДЕ 2 здійснює дискретне деформування за допомогою твердосплавних вставок 4. При зрізанні дискретно-деформованого шару ріжучим елементом 3, кільцева стружка через наявність попередньо деформованих ділянок руйнується на елементи 5 і легко видаляється з порожнини гільзи.

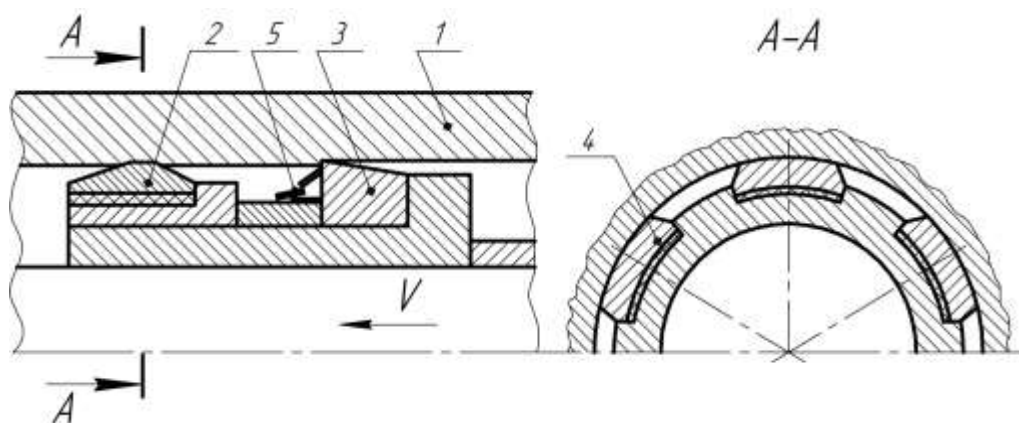


Рис.8.11. Обробка гільзи із чавуну деформуюче-ріжучою прошивкою

При обробці розглянутої деталі маємо такі дані. Гільза із сірого модифікованого чавуну розмірами $d_0 = 152,7^{+0,1}$ мм, $t_0 = 10$ мм. Діаметр збірного елементу для дискретного протягування 152,9 мм. Кількість вставок із твердого сплаву ВК15 – 6, розміри вставок $40 \times 20 \times 40$. Натяг на ДЕ $a = 0,15$ мм. Площа контакту з урахуванням площі вставок $S = 196$ мм². Осьова сила протягування ДЕ дорівнює $Q = 45$ кН, діючий контактний тиск $q = 1,35$ ГПа.

Виходячи з конструкторських розрахунків, приймаємо $h_1/h = 0,15$. Тоді із залежності (8.2) $\sigma_e = 0,69$. Для твердого сплаву ВК15 $[\sigma] = 2,25$ ГПа. Відповідно до формули (8.7), допустиме контактне навантаження буде дорівнювати: $\sigma_n = [\sigma] / 0,69 = 3,2$ ГПа.

На підставі виконаних розрахунків розроблено алгоритм послідовності розрахунку збірного ДЕ для дискретного протягування (рис.8.12).

Отримані на підставі моделювання поведінки ДЕ під навантаженням розрахункові залежності (8.2) і (8.3) показують вплив параметру h_1/h на конструкційну міцність елементу і дозволяють провести оптимізацію конструкції інструменту за цим параметром. Підвищення міцності твёрдосплавного елементу при зменшенні висоти виступання обумовлено наближенням умов його роботи до умов всебічного стиснення. Це підтверджується тим фактом, що за умов відповідних $h_1 = 0$, значення еквівалентних напружень стають мінімальними.



Рис.8.12. Алгоритм послідовності розрахунку збірного ДЕ

Що стосується розташування площадки контакту за довжиною робочого конусу твердосплавної вставки, то, як слідує із рис.8.10, її необхідно розташовувати симетрично віддаленою від країв вставки. Тобто по осі її симетрії. Реалізується цей варіант зміщенням початку циліндричної стрічки (рис.8.2, а) від осі симетрії вставки на величину половини довжини контакту. Цей зсув залежить від протяжності площадки контакту і обов'язковою умовою для цього буде збіг осі симетрії площадки контакту з віссю симетрії вставки. Тоді конструкція вставки буде симетрично навантаженою.

Проведені дослідження дозволили проаналізувати поведінку інструменту в широкому діапазоні зміни зовнішніх навантажень. Розрахунок проводився при одиничному нормальному навантаженні $\sigma_n = 1$ МПа. Для використання отриманих результатів при інших навантаженнях необхідно використовувати залежність (8.4), отриману з умови лінійності пружної задачі, і умови міцності елементів збірного інструменту, які виражаються залежністю (8.5). Значення допустимого контактного тиску оцінюється за залежністю (8.7).

Використання збірної конструкції робочого елементу дозволить вирішити

не тільки проблему здійснення дискретного деформування і полегшити процес стружкоутворення за рахунок примусового поділу кільцевої стружки, але і зменшити витрати гостродефіцитного твердого сплаву в порівнянні з цілісним твердосплавним елементом аналогічних розмірів на 6 кг [283, 284].

Наведену методику моделювання умов роботи інструменту під навантаженням можна використовувати для оцінки міцності та оптимізації конструктивних параметрів збірного інструменту, що застосовується при обробці отворів різанням, а саме: фрез, свердел, зенкерів, розгортки, також розробленого нами інструменту для нанесення антифрикційних покриттів фрикційно-механічним методом [158]. Для цього необхідно уточнити в кожному конкретному випадку зовнішні навантаження, які діють на робочий елемент інструменту, вибрати розрахункову схему і граничні умови.

8.1.5. Висновки

1. Виконані дослідження НДС збірної ДЕ для дискретного протягування при застосуванні одиничного навантаження забезпечують універсальність розрахунку на міцність для будь-яких значень контактних навантажень, в тому числі і для виробів із різних оброблюваних матеріалів. Універсальність розрахунку реалізується добутком значень еквівалентних напружень, отриманих при одиничному навантаженні, і реальним значенням контактної тиску, відповідному конкретному випадку і розрахованому за алгоритмом.

2. Отримані інженерні залежності дозволяють встановити зв'язок між значеннями еквівалентних напружень і висотою виступання твердосплавних вставок над корпусом і забезпечують вибір необхідної висоти вставки над корпусом з умови міцності інструменту.

3. Дослідження впливу розташування площадки контакту відносно торців вставки дозволило встановити оптимальний варіант для розглянутого збірної інструменту – симетричне розташування контактної навантаження щодо торців вставки, що досягається осьовим зміщенням початку циліндричної стрічки твердосплавної вставки відносно її осі симетрії на величину, рівну половині довжини контакту.

4. На підставі виконаного розрахунку міцності збірної ДЕ для

дискретного протягування отвору гільзи ДВЗ із модифікованого сірого чавуну встановлено, що необхідна відносна висота виступання вставки над корпусом, яка відповідає умовам міцності, становить $h_1/h = 0,15$, що відповідає для розглянутого випадку 3 мм. Розроблений алгоритм послідовності розрахунку збірного ДЕ для дискретного протягування дозволяє вибрати технологічні і конструкційні параметри інструменту.

8.2. Технологічний процес відновлення гільз циліндрів ДВЗ

Довговічність гільз циліндрів ДВЗ багато в чому залежить від якості їх робочої поверхні, яка визначає експлуатаційні властивості деталі. Існуючі способи відновлення і пристрої для їх реалізації [285–289], незважаючи на їх різноманітність, не дозволяють значно підвищити зносостійкість гільз, а отже – ресурс ДВЗ.

Традиційний технологічний процес обробки гільз циліндрів [290], що включає операції розточування з подальшим хонінгуванням, не забезпечує створення оптимального поєднання механічних і геометричних параметрів робочої поверхні.

Для зниження трудомісткості і підвищення якості обробки авторами [181] розроблений технологічний процес обробки гільз циліндрів двигунів ЗИЛ–130 при їх відновленні в I ремонтний розмір з використанням операції ДПР замість малопродуктивних операцій розточування і хонінгування.

Підвищення якості обробки гільз циліндрів з поліпшеними фізико-механічними і трибологічними характеристиками, а також з шорсткістю, близькою до експлуатаційної, можливо за рахунок використання операцій ДПР і ФАБО, що переконливо доведено в п.6.4.

З урахуванням вищевикладеного розроблений і рекомендований наступний технологічний процес відновлення гільз циліндрів в I ремонтний розмір (рис. 8.13).



Рис.8.13. Структурна схема технологічного процесу відновлення гільз циліндрів ДВЗ в I ремонтний розмір

Згідно представленої схеми після розбирання двигуна проводиться миття та очищення гільз від бруду, накипу та їх дефектація. При дефектації гільзи, що мають знос понад третього ремонтного розміру, а також тріщини і відколи, підлягають бракуванню.

Комбіноване протягування виконувалося на вертикально-протяжному верстаті мод. МА7У-750 в умовах ІСМ НАН України з використанням ріжуче-деформуючої протяжки, загальний вигляд якої показаний на рис. 8.14. Діаметри робочих елементів інструменту представлені в табл. 8.4. В якості МОР використовувався 5%-й розчин емульсола у воді, який подавався в зону обробки під тиском.



Рис.8.14. Загальний вид комбінованої протяжки для обробки гільз циліндрів ДВЗ

Таблиця 8.4 – Діаметри робочих елементів комбінованої протяжки

Перша деформуюча група		Зубець	Друга деформуюча група		
D_1 1-го деформ. елементу, мм	D_2 2-го деформ. елементу, мм	D_3 3-го різального елементу, мм	D_1 1-го деформ. елементу, мм	D_2 2-го деформ. елементу, мм	D_3 3-го різального елементу, мм
100,15	100,20	100,42	100,15	100,20	100,42

Для ФАБО гільз циліндрів застосовувався розроблений пристрій, загальний вигляд якого показаний на рис. 8.15.



Рис.8.15. Загальний вигляд інструменту для ФАБО гільз ДВЗ

Пристрій встановлювався в штоку гідравлічного пресу. При прямому переміщенні антифрикційні бруски за рахунок пружної деформації пелюсток цанги і руху конічної оправки притискаються до оброблюваної поверхні. При цьому зона обробки постійно змочується ТС, склад якої обраний на підставі

робіт [263, 264, 291]: 12% розчин HCl в гліцерині в співвідношенні 1:3. Обраний склад ТС забезпечує розм'якшення і розчинення оксидних плівок поверхні оброблюваної деталі і антифрикційних брусків. В результаті зношування антифрикційних брусків відбувається перенесення антифрикційного матеріалу на робочу поверхню гільзи циліндрів, а дискретне обертання останньої забезпечує нанесення антифрикційного покриття по всій внутрішній поверхні. ФАБО гільз циліндрів показана на рис.8.16.



Рис.8.16. ФАБО гільз циліндрів ДВЗ

Проведення стендових випробувань показало ефективність прийнятих технічних рішень. Так середній знос робочої поверхні гільзи після 2-х годинного припрацювання склав 4,2 мкм, що в 1,7 разів менше зносу, отриманого на гільзах, оброблених за існуючою технологією (7,2 мкм).

Розроблений технологічний процес відновлення гільз циліндрів ДВЗ переданий на впровадження в КАТП «Агробудавтосервіс», м. Кропивницький.

8.3. Технологічний процес обробки отворів в шарошечних долотах

Позитивні техніко-економічні показники процесу ДПР, а також можливості поліпшення мікрорельєфу обробленої поверхні методом ФАБО обумовлює доцільність їх використання не тільки для механічної обробки отворів в деталях машинобудівної галузі, а й у гірничодобувній, вугільній, газовій та інших галузях [292].

Розглянемо варіант побудови технологічного процесу обробки отворів у вінцях шарошечного долота, який включає операції свердління отвору, його деформуючого протягування і ФАБО.

Як відомо [293–295], надійність нерухомих роз'ємних сполучень деталей в експлуатації головним чином залежить від шорсткості поверхні, конструкції деталей і умов експлуатації. При високій шорсткості поверхні в результаті значного зминання гребінців порушується міцність нерухомого з'єднання. При невеликій шорсткості ($R_a < 0,16$ мкм) не забезпечується необхідне зчеплення поверхонь, що сполучаються. Тому для кожного виду з'єднання відповідає своя оптимальна шорсткість, яка забезпечує високу надійність нерухомого з'єднання в процесі експлуатації.

Розглянемо це питання стосовно до нашого об'єкту досліджень.

Одним із основних робочих вузлів шарошечних породоруйнуючих інструментів є вінці, армовані твердосплавними вставками.

Вінці (рис. 8.17) зазвичай виготовляються з термооброблених сталей 35ХГСА або 20Х2Н4А, а вставки – з твердого сплаву ВК15.



Рис.8.17. Вінець шарошки в зборі

Збирання вінців шарошок зазвичай здійснюється запресуванням вставки в отвір вінця. Цей спосіб є найбільш простим і високопродуктивним, хоча має певні недоліки [294, 295]. До них слід віднести наступне. При збиранні, особливо з великими натягами, можливе часткове руйнування контактних поверхонь, що зменшує міцність пресового з'єднання. Особливо часто це спостерігається при значній твердості матеріалу вінця (HRC 57÷60), коли його матеріал стає крихким в результаті термообробки. Тому твердість вінця зазвичай обмежується до значення HRC 42, а для підвищення його зносостійкості рекомендується зовнішню поверхню вінця цементувати [294].

Умови запресування в значній мірі впливають на працездатність породоруйнуючого інструменту. В процесі експлуатації вінець шарошечного долота знаходиться під дією значних динамічних навантажень, що виникають при руйнуванні гірських порід. Однією із основних причин виходу з ладу інструменту є випадання твердосплавних вставок з вінця шарошки внаслідок недостатньої надійності пресового з'єднання.

Відомий технологічний процес обробки отворів у вінцях шарошок включає малопродуктивні операції свердління, зенкерування і розгортання. Ці операції не завжди забезпечують необхідну якість поверхні обробленого

отвору, що природно негативно відображається на надійності пресового з'єднання.

Одним із ефективних напрямків підвищення міцності пресових з'єднань є використання методів ХПД, зокрема, деформуючого протягування або прошивання (ДП).

У роботах [294, 295] показано перспективність використання ДП при обробці отворів у вінцях шарошок. Однак використання при обробці отворів у вінцях шарошок поєднання операцій прошивання з методом ФАБО в доступній літературі не розглядалося.

Тому можливість управління висотними параметрами шорсткого шару дозволить досягти необхідної шорсткості за рахунок використання ДП та ФАБО, що підвищить якість поверхневого шару обробленого отвору, а отже процес збирання вінців і працездатність породоруйнуючого інструменту.

Для розробки нового технологічного процесу обробки отворів виконувалися експериментальні дослідження обробки отворів після свердління, ДП і ФАБО, а також умов збирання пресових з'єднань, відповідних шарошечним породоруйнуючим інструментам, робоча поверхня яких армувалась твердосплавними вставками.

В якості матеріалу для експериментальних заготовок, використовували сталі 35ХГСА і 20Х2Н4А, а вставки виготовляли із твердого сплаву ВК15. Діаметри і довжина пресових з'єднань були обрані рівними діаметру і глибині отвору у вінцях шарошок і дорівнювали 12 і 20 мм відповідно. Отвори в сталевих зразках виконувалися наскрізними і ступінчастими. Обробку отворів після свердління здійснювали прошивкою (рис. 8.18), робочу частину 1 якої виготовляли із твердого сплаву ВК15, а корпус 2 із термообробленої сталі 30ХГСА твердістю 38...42 HRC. Корпус має циліндричну частину 3 для закріплення інструменту у виконавчому органі пресу. Для вимірювання сил при запресовуванні і випресовуванні, а також при прямому і зворотному ходах інструменту, використовували тензометричний динамометр відомої конструкції [294].

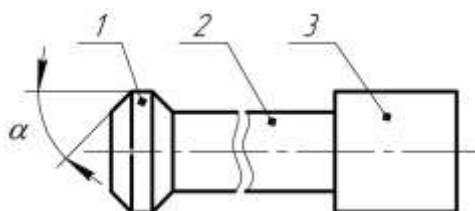


Рис.8.18. Деформуюча прошивка для обробки глухих отворів

Після ДП обробку отворів ФАБО здійснювали інструментом (рис.8.19), який складається із корпусу 1 і робочої вставки 2 із латуні на вертикально-свердильному верстаті мод.2А150.

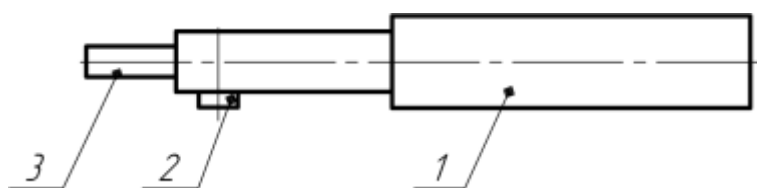


Рис.8.19. Схема інструменту для фрикційно-механічної обробки отвору у вінцях шарошечних доліт: 1 – корпус; 2 – гвинт закріплення; 3 – латунний стрижень

Параметри шорсткості поверхневого шару визначали з використанням профілографа-профілометра «Talysurf-5». Відповідно до ГОСТу 10356-78 відхилення обробленого отвору вимірювалися нутроміром з вимірювальною голівкою (ціна поділки 0,01 мм).

Авторами роботи [295] показано зміна конструкції вінця, щодо кроку вставок. Ця зміна враховує той факт, що збільшення кроку вставки з $1,7d$ до $2d$ (де d – діаметр вставки) повністю усуває вплив товщини стінки на зусилля запресовування, а, отже, на міцність пресового з'єднання.

Тому основна частина експериментів проводилася на зразках з нескінченною товщиною стінки ($t = d_0$) [294], виготовлених із термообробленої сталі 35ХГСА.

На підставі експериментів нами визначено діапазон кутів нахилу твірної робочого конуса α і забірного конуса вставки, необхідних для успішної обробки і запресовування, що становить $4 - 16^\circ$.

Більш того, проведені експерименти і розрахунки показали, що значення цих кутів в зазначеному діапазоні практично не впливають на міцність пресового з'єднання. Це пояснюється тим, що при обробці заготовок з нескінченною товщиною стінки властивості поверхневого шару, а саме: зміцнення, шорсткість, практично не залежать від кута α . Також практично не залежить від кута α розмір обробленого отвору (осадка після деформування з різними кутами практично однакова) [34].

Вибір зазначеного діапазону кутів обумовлений такими причинами. Використання кутів $\alpha < 4^\circ$ призводить до ускладнення обробки при ДПР глухих отворів за рахунок збільшення висоти робочого конуса інструменту. При запресовуванні, збільшення довжини забірної конуса вставки зменшує площу контакту циліндричної частини хвостовика вставки, що в свою чергу зменшує міцність її закріплення у вінці.

Використання кута $\alpha > 16^\circ$ в деформуючому інструменті може привести до часткового зрізання внутрішньої поверхні отвору ріжучою кромкою, утвореною в місці сполучення робочого конуса і циліндричної стрічки. Аналогічна картина має місце і при запресовуванні вставки у отвір вінця. Ріжуча кромка, яка утворюється в місці перетину конічної і циліндричної частин вставки при запресовуванні навіть із незначним перекосом, починає різати поверхню отвору. Це призводить до збільшення перекосу вставки і різкого зниження міцності її закріплення у вінці шарошки.

Нами розглянуто вплив натягу на елемент і сумарного натягу на міцність пресового з'єднання [295]. Для цього твердосплавну вставку запресовували з різними натягами, при цьому частина зразків перед запресуванням оброблялися деформуючим елементом. На рис. 8.20 показана залежність питомої сили випресовування (відношення сили випресовування до площі сполученої поверхні з'єднання) від натягу запресування. Крива 1 відповідає зусиллям випресовування вставок запресованих після свердління. Крива 2 відповідає силам випресовування вставок запресованих в отвір після попередньої деформації робочим елементом з натягом 0,1 мм. Крива 3 – після попередньої

обробки з натягом 0,2 мм. Як слідує із рис.8.20, в усіх випадках сила випресовування зі збільшенням натягу спочатку лінійно зростає, досягаючи певного максимуму при $P \approx 80$ МПа, а потім знижується.

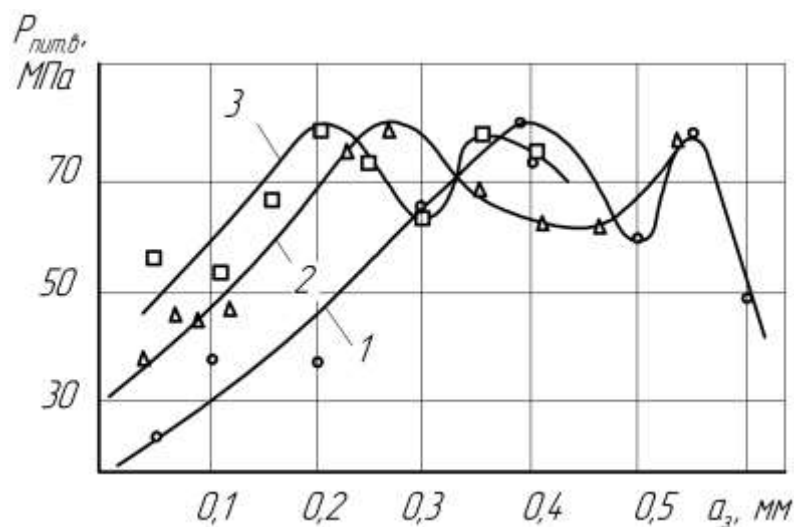


Рис.8.20. Залежність питомої сили випресовування $P_{пвт.в}$ від натягу запресування a_z , діаметр сполучення – 12 мм, матеріал: корпусу – сталь 35ХГСА, вставки – твердий сплав ВК15: 1 – без попереднього деформування, 2 – попереднє деформування $a_d = 0,1$ мм, 3 – $a_d = 0,2$ мм

При подальшому підвищенні натягу запресування, зусилля випресовування дещо зростає, проте воно не перевищує досягнутого раніше значення максимального зусилля. Слід зазначити, що це збільшення нестабільне і в деяких випадках воно значно нижче раніше досягнутого максимального зусилля випресовування.

Аналіз кривих 2 і 3 (рис. 8.20) показує, що максимальне зусилля випресовування досягається при менших значеннях натягу запресування. Якщо побудувати залежність сили випресовування від сумарного натягу (натягу попередньої деформації і натягу запресування), то всі значення сили випресовування можна охарактеризувати однією кривою $P_{пвт.в} = f(\Sigma a)$ (рис.8.21). Характер цієї кривої відповідає характеру кривих 1, 2, 3, рис. 8.20.

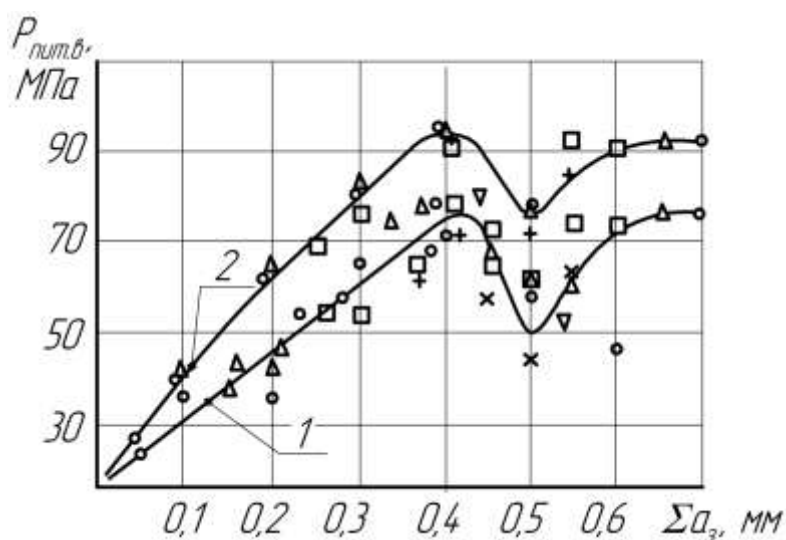


Рис.8.21. Залежність питомої сили випресовування $P_{п.в.}$ від сумарного натягу $\Sigma a_з$, діаметр сполучення – 12 мм, матеріал: корпусу – сталь 35ХГСА, вставки – твердий сплав ВК15: 1 – після деформуючої прошивки; 2 – після деформуючої прошивки і ФАБО; × – без попереднього деформування, попереднє деформування з натягами: $\Delta - a_d = 0,1$ мм, $\circ - a_d = 0,15$ мм, $\square - a_d = 0,2$ мм, $+$ – $a_d = 0,25$ мм, $\blacktriangledown - a_d = 0,3$ мм, $x - a_d = 0,4$ мм

Це свідчить про те, що натяг попередньої деформації і натяг запресування являють собою єдиний процес пластичного деформування внутрішньої поверхні отвору. Такий характер зміни сили випресовування пояснюється значним зміцненням обробленої поверхні, твердість поверхневого шару при цьому збільшилася в 1,3–1,4 рази. Падіння сили випресовування можна пояснити деяким вичерпанням ресурсу пластичності поверхні отвору при сумарному натягу $\Sigma a > 0,4$ мм.

Для вивчення впливу операції ФАБО проводилися додаткові експерименти. Вони полягали в тому, що після свердління і прошивання з попереднім деформуванням з натягом $a_d = 0,2$ мм вводилася нова операція – обробка отвору ФАБО спеціальним інструментом (рис. 8.19).

Із рис. 8.20 (крива 2) слідує, що сила випресовування при використанні нового технологічного процесу збільшується приблизно на 12–15% в порівнянні із силою випресовування (крива 1). Це свідчить про перспективу

використання аналізованого технологічного процесу з використанням спільних операцій ДП і ФАБО.

Більш докладно зупинимося на причинах підвищення надійності пресового з'єднання, отриманого згідно нового технологічного процесу обробки отвору.

Як показали експерименти, при ДП відбувається деформаційне зміцнення поверхневого шару, при цьому підвищується його твердість, що забезпечує надійність закріплення вставок у корпусі. Розглянемо більш докладно механіку зміцнення поверхневого шару при ДП. Як показано вище (рис. 8.20), сила випресовування після ДП не залежить від кута, числа проходів і натягу на ДЕ. Тому для підвищення продуктивності доцільно здійснювати ДП за один прохід. Однак, для отримання високої твердості поверхневого шару отвору вінця, можна або змінювати кут або здійснювати багатоциклову обробку.

Для заготовок з нескінченної товщиною стінки получено розподіл інтенсивності пластичних деформацій в поверхневому шарі $\bar{e}_0$ після ДП [175]. При багатоцикловій обробці сумарна накопичена деформація визначається за принципом суперпозиції, підсумовуванням її збільшень за N циклів ДП:

$$e_i = \sum_1^N \Delta e_i, \quad (8.8)$$

де N – число циклів.

Визначимо розрахунковим шляхом за допомогою тарувального графіку, який зв'язує e_i з твердістю HV_i , значення твердості.

Якщо за технічними умовами до деталі задана HV , то її можна отримати підбором наступних технологічних параметрів: кута α , натягу на елемент a і N . Між σ_i і HV існує залежність:

$$\sigma_i = 0,33HV. \quad (8.9)$$

Значення σ_i^* пов'язано з кривої зміцнення:

$$\sigma_i^* = \sigma_i(e_i) \quad (8.10)$$

Тому, знаючи e_i , за допомогою (8.10) визначається σ_i^* , а з урахуванням (8.10) – і величина HV .

Розглянемо приклад такого технологічного розрахунку для випадку ДП, коли обробка здійснювалася елементом з кутом $\alpha = 8^\circ$ за один прохід, тобто $N = 1$. Крива зміцнення для сталі 35ХГСА приведена на рис. 8.22.

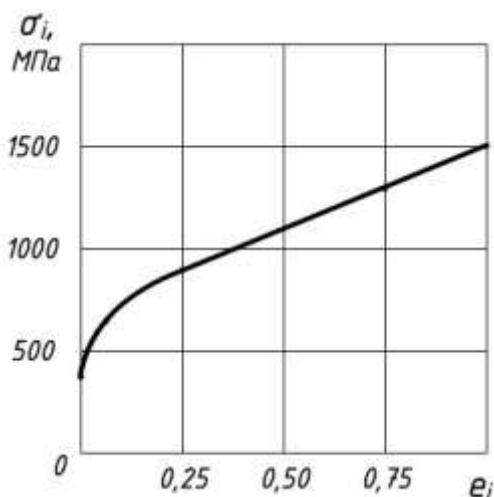


Рис.8.22. Крива зміцнення сталі 35ХГСА

З [175] інтерполяцією для кута $\alpha = 8^\circ$ знаходимо $\Delta e_i = 0,34$. Із рис. 8.22 знаходимо – $\sigma_i = 1000$ МПа. Тоді із залежності (8.9) отримуємо:

$$HV = \frac{\sigma_i}{0,33} = 3030 \text{ МПа} = 3,03 \text{ ГПа} \quad (8.11)$$

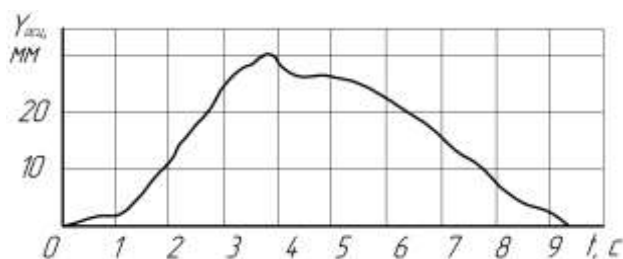
Експериментальне значення HV , яке наведене в таблиці 8.5, дорівнює 3,1–3,2 ГПа, помилка розрахунку становить приблизно 4%.

Якщо, наприклад, в даному випадку роздачу отвору здійснювати двома проходами, то $e_i = 2\Delta e_i = 0,68$, а $\sigma_i = 1250$ МПа, $HV = 3800$ МПа = 3,8 ГПа. Тобто за рахунок кратності деформування, твердість можна додатково підвищити на 25%.

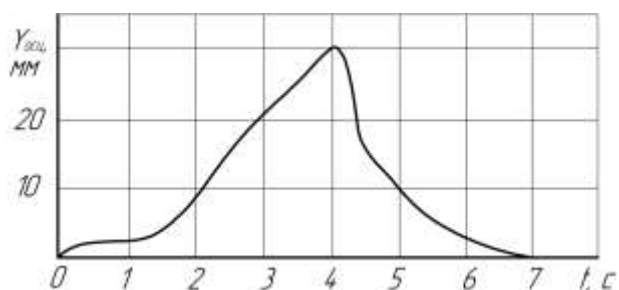
Слід зазначити, що подальше підвищення твердості за рахунок деформаційного зміцнення призводить до крихкості матеріалу і накопичення в ньому мікродефектів, що негативно позначається на міцності пресового з'єднання, а також на наступній операції ФАБО.

При подальшій обробці з використанням технології ФАБО, відбувається деяке зниження параметра шорсткості R_a і його стабілізація, що позитивно позначається на міцності пресового з'єднання.

У проведених нами експериментах розглянуто силу випресовування спокою, тобто в момент, який передує початку відносного зміщення поверхонь, що сполучаються. Для з'єднання «твердосплавна вставка – сталевий вінець шарошки», що працює в умовах великих динамічних навантажень, важливим показником його працездатності є питома сила випресовування в процесі усталеного відносного переміщення деталей, що сполучаються. Тобто необхідно знати, як зміняться міцність пресового з'єднання після його відносного зсуву. Тому додатково досліджувалися осцилограми запису сили при випресовуванні твердосплавної вставки. Для прикладу розглянемо осцилограми (рис. 8.23). Після зміщення вставки сила випресовування знижується незначно та інструмент продовжує залишатися працездатним (рис.8.23, а). У той же час осцилограма (рис.8.23, б) показує, що при збільшенні сумарного натягу збирання $\sum a > 0,4$ мм, сила випресовування різко падає та інструмент стає непрацездатним, тобто сумарний натяг обробки і запресовування не повинен перевищувати $\sum a < 0,4$ мм.



а)



б)

Рис.8.23. Осцилограми запису сили при випресовуванні твердосплавних вставок, запресованих з натягом 0,1 мм у отвір, попередньо оброблений з натягом: а) – 0,1 мм, б) – 0,4 мм

За даними осцилограм при випресовуванні побудована залежність $P_{\text{пвт.в}} = f(\Sigma a)$ (рис. 8.24). Вона подібна до кривої (рис. 8.20), має екстремальний характер, і максимуми зусилля співпадають. Незважаючи на те, що сила випресовування спокою після свого зниження дещо підвищується, сила випресовування при усталеному відносному переміщенні завжди монотонно знижується.

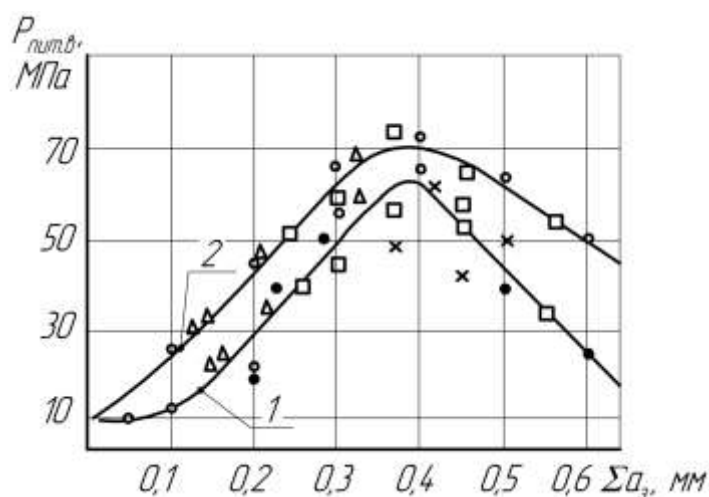


Рис.8.24. Залежність питомої сили випресовування $P_{\text{пвт.в}}$ від сумарного натягу Σa_z при усталеному відносному зміщенні сполучених деталей, діаметр сполучення – 12 мм, матеріал: корпусу – сталь 35ХГСА, вставки – твердий сплав ВК15: 1 – після деформуючої прошивки; 2 – після деформуючої прошивки і ФАБО; $\circ$ – без попереднього деформування, попереднє деформування з натягами: Δ – $a_d = 0,1$ мм, $\bullet$ – $a_d = 0,15$ мм, $\square$ – $a_d = 0,2$ мм, $+$ – $a_d = 0,25$ мм, $\blacktriangledown$ – $a_d = 0,3$ мм, $\times$ – $a_d = 0,4$ мм

Отже, пресові з'єднання, твердий сплав – сталь для шарошечних доліт будуть мати максимальну несучу здатність при сумарному натягу $a/d_0 \leq 3\%$. Враховуючи, що зі зменшенням натягу запресування, її умови покращуються, необхідно 2% деформації здійснювати попереднім деформуючим протягуванням, а 1% – при запресовуванні вставки. Такий розподіл натягів підвищує працездатність шарошечних доліт.

Після операції деформуючого прошивання виконується обробка отвору ФАБО. Потім вінець надходить на запресування.

Розглянемо, як впливає операція ДПР на точність оброблених отворів. Похибки обробленого отвору грають важливу роль при збиранні вінця. Вони визначають натяг запресування, а, отже, і працездатність всього інструменту. Тому були проведені дослідження щодо визначення відхилень отворів у вінцях шарошок після свердління і подальшого ДПР.

Свердління отворів у вінцях шарошок здійснювалося на вертикально-свердлильному верстаті мод. 2А150 свердлами із спеціальним заточуванням і режимами свердління для сталей такого класу. Для підвищення точності при свердлінні верстат був оснащений спеціальним пристосуванням, рівномірний розподіл отворів по вінцю шарошки забезпечувався ділильним пристроєм. Для виключення відведення свердла в початковий момент свердління кожного отвору використовували змінну кондукторну втулку, а саме свердління в корпусах шарошок проводили не з боку робочої поверхні вінця, а з його внутрішньої сторони (рис. 8.25).

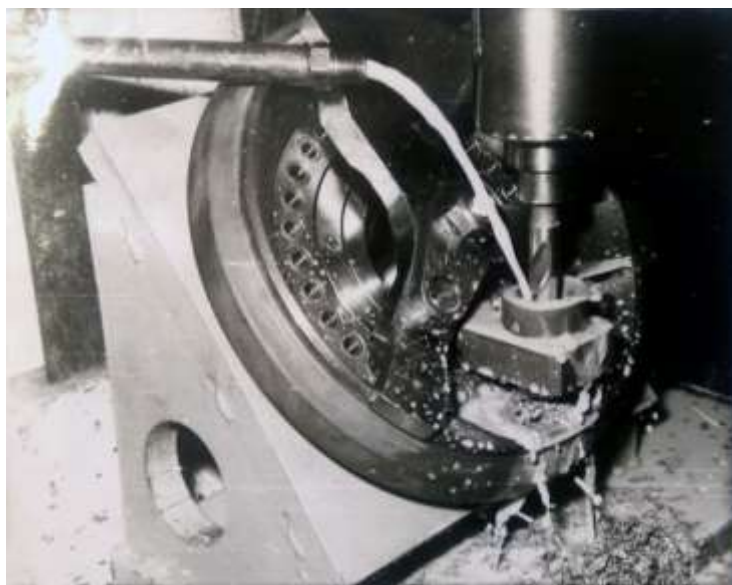


Рис.8.25. Свердління отворів у вінцях шарошок ВТ23

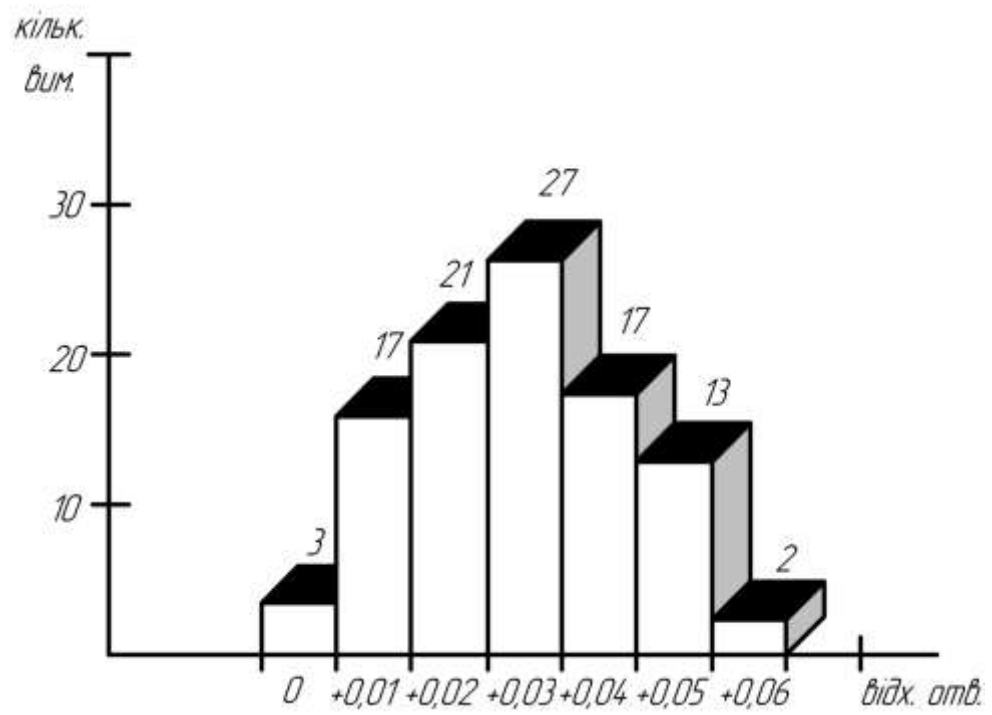
ДП отворів і запресовування в них твердосплавних вставок виконувалося на пресі ПММ-200 при використанні зазначеного пристосування і також із внутрішньої сторони вінця. Це значно полегшило орієнтацію інструменту при обробці отвору і вставки в момент початку запресування. Крім того, запресування вставки здійснювали за допомогою кондукторної втулки (рис. 8.26),

що також поліпшило орієнтацію вставки і виключало її перекося. Обробка отворів ФАБО виконувалося на вертикально-свердильному верстаті мод. 2А150.

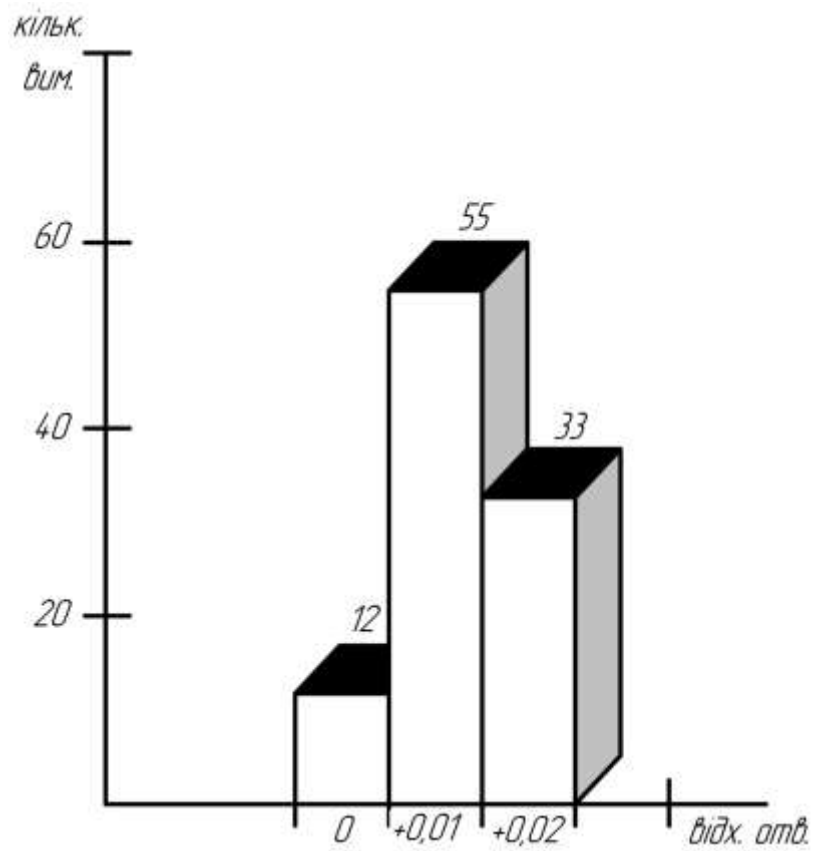


Рис.8.26. Запресовування твердосплавних вставок у вінці шарошок ВТ23

На рис. 8.27 наведені результати вимірювання партії отворів у вінцях шарошок зі сталі 35ХГСА після їх свердління, ДП і ФАБО. Результати вимірювання просвердлених отворів свідчать про нормальне протікання процесу свердління, що дозволило забезпечити отримання отворів 9-10 квалітету точності. Отримання такої точності після свердління дозволило відразу без додаткової обробки отвору розгортанням обробити їх ДП. Це значно зменшило відхилення отворів (рис. 8.27), що дозволило забезпечити 7 квалітет точності. ФАБО практично не впливає на точність обробки отвору, так як товщина антифрикційного покриття не перевищує 5 мкм. Для порівняння ефективності існуючого і запропонованого техпроцесів проведено аналіз їх параметрів якості оброблених поверхонь (табл. 8.5).



a)



б)

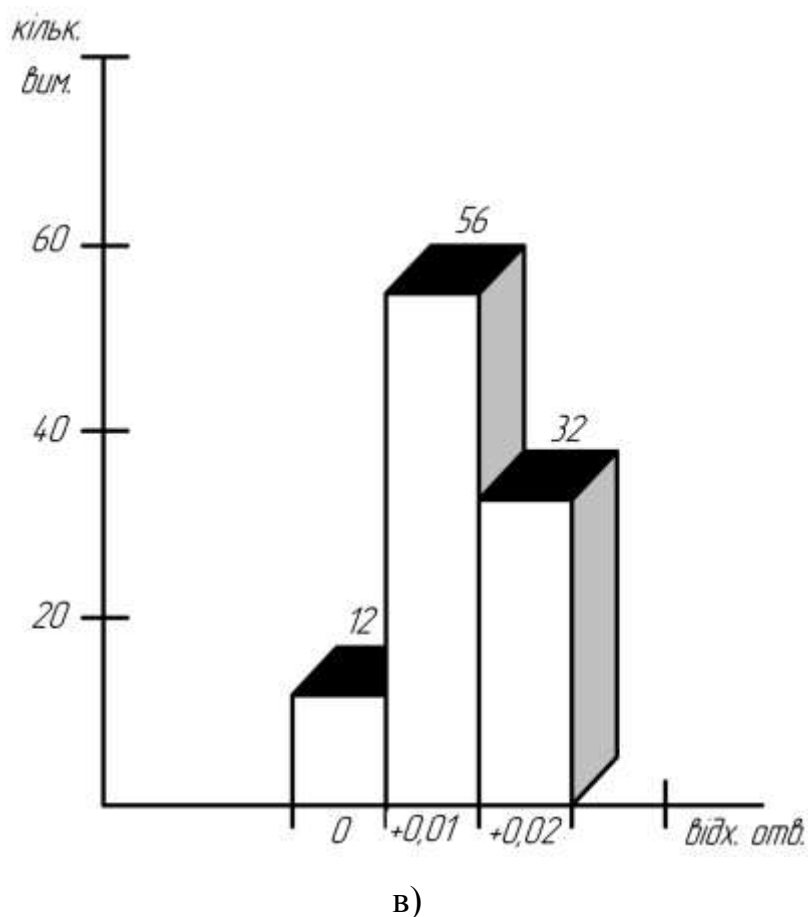


Рис.8.27. Відхилення оброблених отворів: а) – після свердління; б) – після ДПР; в) після ФАБО

Таблиця 8.5 – Показники якості обробленої поверхні після існуючого і запропонованого технологічного процесу

Запропонований техпроцес	Вид обробки	Показники якості			
		R_a , мм	t_m , %	Твердість HV, ГПа	Відхилення отворів, мм
Запропонований техпроцес	Свердління	4÷6	36	2,45÷2,5	+0,06
	ДПР	0,3÷0,8	65	3,1÷3,2	+0,02
	ФАБО	0,3÷0,6	72	3,1	+0,02
Існуючий техпроцес	Свердління + зенкерування + розгортання	2÷3	39	2,45÷2,5	+0,05

Як слідує із табл. 8.5, запропонований технологічний процес значно ефективніше, а показники якості обробленої поверхні перевершують аналогічні, отримані при обробці за існуючим техпроцесом. Так опорна поверхня t_m майже в 2 рази вище, значення R_a значно нижче, твердість поверхні після протягування на 30% вище, ніж за існуючим техпроцесом, макровідхилення поверхні отворів, виготовлених за запропонованим техпроцесом, значно нижче. Все це в сукупності забезпечує збільшення міцності пресового з'єднання за рахунок зміцнення матеріалу, стабільного натягу і поліпшених показників шорсткого шару. Зазначене підтверджується експериментальними даними, наведеними на рис. 8.28.

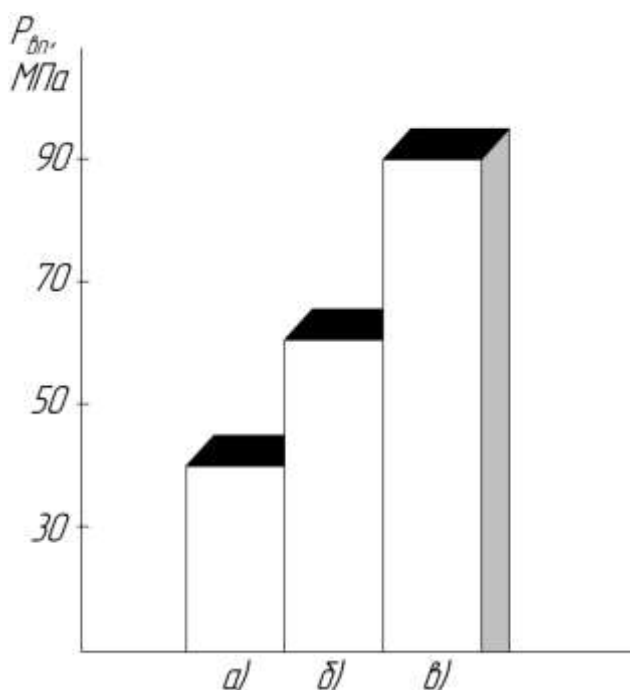


Рис.8.28. Гістограми питомих сил випресовування твердосплавних вставок зі сталевих корпусів, зібраних: а) – механічним запресуванням після обробки отворів розгортанням; б) – термічним способом, нагрів корпусу і охолодження вставки; в) – механічним запресуванням після обробки отворів ДПР і ФАБО

З трьох варіантів збирання вінців шарошечних доліт найефективнішим виявився варіант, реалізований з використанням нового техпроцесу на основі ДПР і операції ФАБО (рис. 8.28). Міцність закріплення вставок у вінці

шарошок майже в 2 рази вище. Навіть в порівнянні з термічним способом закріплення вставок, запропонований техпроцес має незаперечну перевагу, а саме забезпечує міцність закріплення вставок в 1,4–1,5 рази вище при значному зниженні трудомісткості на закріплення.

Проведені дослідження дозволили розробити структурну схему технологічного процесу збирання робочих вінців шарошечних доліт (рис. 8.29).



Рис.8.29. Структурна схема технологічного процесу збирання робочих вінців шарошечних доліт

Очікуваний економічний ефект від впровадження розробленого технологічного процесу в основному визначається стійкістю армованих шарошок і становить 480 тис. грн. на 100 шарошок [292, 295].

Пропозиції щодо розробки та впровадження запропонованої технології передані у ТОВ «Унібуртех» м. Драгобич.

8.3.1. Висновки

1. На підставі проведених досліджень розроблено новий технологічний процес збирання вінців шарошечних доліт з використанням ДПР і ФАБО.

2. Виконані дослідження показали, що попередня обробка ДПР, ФАБО і запресовування вставок являє собою єдиний процес пластичного деформування поверхні отвору.

3. Вивчено показники якості поверхонь при обробці їх з використанням ДПР і ФАБО. Порівняльний аналіз їх з показниками якості, отриманими за традиційною технологією, показав безсумнівну перевагу нового технологічного процесу. Проведені лабораторні випробування підтвердили перспективність використання нового технологічного процесу збирання шарошечних доліт за рахунок зниження питомої витрати армованих вінців в порівнянні з серійними до 4 разів. Це забезпечить очікуваний економічний ефект від експлуатації 100 шарошок – 480 тис. грн.

8.4. Технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів

Важливою складовою машин і устаткування є гідравлічна система, виконання заданих функцій якої забезпечується шестерінчастим гідронасосом. Особливу роль в конструкції гідронасоса займає з'єднання «цапфа шестерні – обойма (втулка)», що вимагає високої точності обробки. Існуючі технології при виготовленні і відновленні деталей цього з'єднання вимагають тривалого періоду припрацювання з метою підвищення технічного ресурсу гідронасосів [296].

Відомий технологічний процес механічної обробки цапфи шестерні гідронасосів НШ50А – 3 вміщує наступні операції: токарна; шліфувальна; суперфінішування; доводочна.

Аналіз літературних джерел показав, що при виготовленні і ремонті цапф шестерень на більшості підприємств України, в якості фінішної обробки використовують шліфувальну операцію з наступним доведенням до отримання шорсткості поверхні $Ra = 0,16$ мкм [84, 119].

З метою скорочення періоду припрацювання з'єднання «цапфа шестерні – обойма» запропоновано застосування для обробки цапф в якості фінішної операції – ФАБО з накладенням вібрації, названий авторами [297-300] фінішною антифрикційною безабразивною вібраційною обробкою (ФАБВО)*.

Таким чином, запропонована механічна обробка цапф шестерень полягає в чистовому точінні з подальшою ФАБВО.

Токарна обробка цапф шестерні виконувалася на токарно-гвинторізному верстаті моделі 1В62Г різцем із твердого сплаву Т30К4 при наступних режимах різання: швидкість різання – 94 м/хв, поздовжня подача – 0,07 мм/об, глибина різання – 0,2 мм. ФАБВО цапф шестерні проводилася на токарно-гвинторізному верстаті моделі 16К20 з використанням розроблених спеціального вібраційного оснащення (рис. 8.30) і ПАС наступного складу [127, 301]: ортофосфорна кислота – 0,8...1 мас. %; олеїнова кислота – 0,7...0,9 мас. %; ізопропіловий спирт – 4...7 мас. %; соляна кислота – 2...3 мас. %; інше – гліцерин.



Рис.8.30. Робоча зона ФАБВО цапф шестерень гідронасосів

* Дослідження виконувались спільно з к.т.н. Черкуном В.В.

Інструмент – пруток діаметром 6 мм із латуні марки Л62. Обрані режими обробки: тиск інструменту $P = 6$ МПа; швидкість ковзання інструменту $V_k = 1,82$ м/с, відношення числа подвійних ходів інструменту і частоти обертання деталі $n_{\text{дв.х.}}/n_{\text{д}} = 57$, величина осциляції $\ell_o = 7,12$ мм, поздовжня подача $S = 1$ мм/об забезпечили нанесення на поверхні цапф якісного антифрикційного покриття (рис. 8.31).



Рис.8.31. Ведуча шестерня гідронасоса НШ50А – 3 після ФАБВО

Для встановлення періоду припрацювання гідронасосів на випробувальному стенді КИ-28097-02М виконувалися стендові випробування шестеренних гідронасосів НШ50А – 3 і НШ100А – 3 з шестернями, цапфи яких були оброблені за існуючою і запропонованою технологіями.

В якості оцінки тривалості припрацювання прийнята стабілізація споживаної потужності електродвигуна на привід гідронасосу при його номінальній об'ємній подачі (табл. 8.6).

Таблиця 8.6 – Характеристика досліджуваних гідронасосів

Модель насоса	Номінальна потужність N , кВт	Частота обертання N , хв ⁻¹	Об'ємна подача Q , л/хв.	Тиск, МПа	
				$P_{\text{ном}}$	P_{max}
НШ 50А-3	41,5	2400	107,2	16	21
НШ100А-3	66,4	1920	173	16	20

Зміни споживаної потужності електродвигуна на привід гідронасосу з цапфами шестерень, оброблених за існуючою і пропонованою технологіями в період припрацювання гідронасосів, представлені на рис. 8.32.

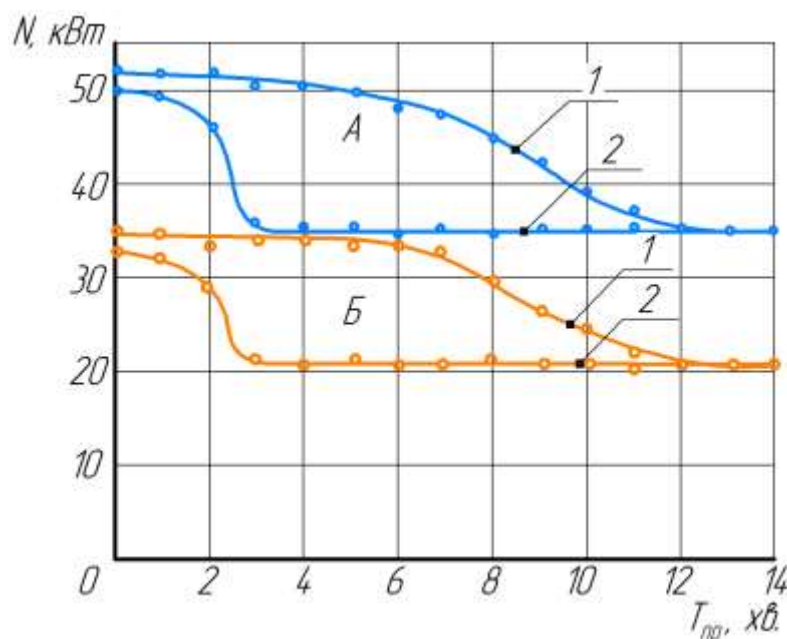


Рис.8.32. Залежність періоду припрацювання цапф шестерень гідронасосів від технології обробки цапф: А – НШ100А – 3; Б – НШ50А – 3: 1 – за існуючою технологією; 2 – за пропонованою технологією із застосуванням ФАБВО

Із рис. 8.32 слідує, що період припрацювання, який характеризується стабілізацією споживаної потужності електродвигуном стану, при застосуванні типової технології становить 12 хвилин, а за пропонованою технологією із застосуванням ФАБВО цапф шестерень гідронасосу – 3 хвилини [297].

Таке скорочення періоду припрацювання з'єднань «цапфа шестерні – обойма (втулка)» призведе до зменшення зносу пари тертя в період припрацювання, стабілізації зазору в з'єднанні, що в підсумку дозволяє збільшити ресурс гідронасосу в процесі експлуатації.

Проведені дослідження дозволили рекомендувати наступний технологічний процес обробки цапф шестерень (рис. 8.33) [302].

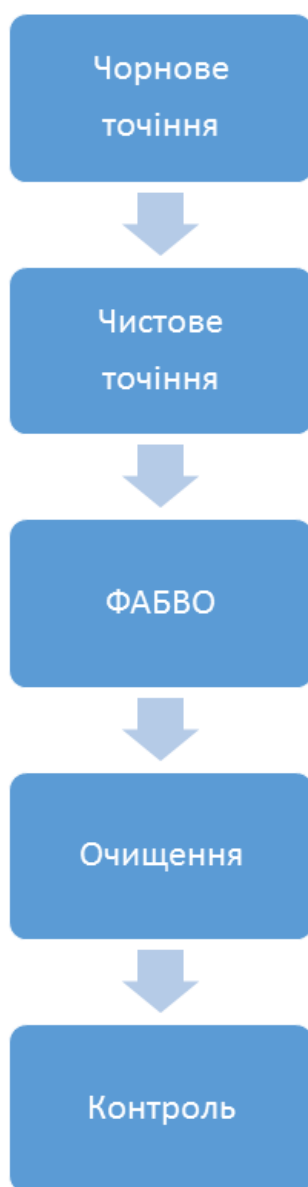


Рис.8.33. Структурна схема технологічного процесу обробки цапф шестерень гідронасосів

Ефективність і доцільність запропонованого технологічного процесу обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням ФАБВО в умовах ВАТ Старокримське підприємство «Сільхозтехніка» (м. Старий Крим, Україна) переконливо доведено в роботах [119, 302–305].

8.5. Висновки по розділу 8

1. Розроблена методика розрахунку збірного деформуючого елемента для дискретного деформування отворів значного діаметру, що дозволяє оцінити його конструкційну міцність та оптимізувати конструкцію інструмента.

2. Розроблений технологічний процес обробки робочої поверхні гільз циліндрів, що вміщує операції ДПР і ФАБО, забезпечує підвищення зносостійкості деталі в 1,7 раз у порівнянні з гільзами, що оброблені за існуючою технологією.

3. Розроблено технологічний процес збирання вінців шарошечних доліт з використанням ДПР і ФАБО, що забезпечує підвищення міцності закріплення вставок у вінці шарошок в 1,4 – 2 рази.

4. Розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням операції ФАБВО, який дозволяє скоротити період припрацювання і підвищити технічний ресурс шестеренних насосів.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У результаті виконаних теоретичних та експериментальних досліджень обґрунтовано і вирішено науково-технічну проблему, що має важливе народно-господарське значення: створення наукових основ технології нанесення антифрикційних покриттів з використанням холодного пластичного деформування задля підвищення якості поверхонь тертя деталей з малопластичних матеріалів, які полягають: у розробці і реалізації експериментально-аналітичної моделі контактної взаємодії одиначної мікронерівності з інструментом при ФАБО; у встановленні основних технологічних факторів, що впливають на якість покриття; у визначенні шляхів технологічного управління якістю покриття за рахунок використання деформуючого протягування; у дослідженні пластичних властивостей чавуну і побудові діаграми пластичності, яка враховує умови його деформування; в дослідженні механіки деформуючого протягування виробів з чавуну і визначенні його залишкового ресурсу пластичності; у розробці методики вивчення НДС антифрикційних покриттів, нанесених на робочу поверхню чавунних гільз ДВЗ; в розробці науково-обґрунтованих способів нанесення покриттів, інструментів для нанесення покриттів і деформування, методів випробувань на зносостійкість.

Більш детально основні висновки можна сформулювати таким чином:

1. Розроблена і реалізована експериментальна модель контактної взаємодії одиначної мікронерівності з інструментом при ФАБО показала, що при взаємодії мікронерівності з латунним інструментом практично відразу відбувається формування затупленої вершини мікронерівності з радіусом округлення, який після досягнення свого оптимального значення відповідно до принципу самоорганізації закінчує своє формування за рахунок зносу від сил тертя.

2. Визначено, що на задній поверхні експериментальної моделі одиначної мікронерівності, через наявність високих контактних тисків, які перевищують

межу плинності латуні, має місце адгезія антифрикційного матеріалу латуні. Показано, що ці ділянки надалі відіграють роль осередків поширення адгезійної латунної плівки на обробленій фрикційно-механічним методом поверхні. Формування тонкого адгезійного прошарку на етапі мікрорізанні, значною мірою визначає якість усього антифрикційного покриття.

3. Показано, що з позицій максимальної ефективності протікання процесу мікрорізання і заповнення западин антифрикційним матеріалом геометрія мікронерівностей повинна забезпечувати передній кут різання $\gamma=0\div5^\circ$. Виявлені закономірності взаємодії мікронерівностей з латунним інструментом дозволили забезпечити інтенсифікацію процесу мікрорізання і заповнення мікрозападин антифрикційним матеріалом.

4. Виділені і систематизовані основні технологічні фактори, що впливають на якість нанесеного покриття. Експериментально встановлено вплив технологічних факторів на якість антифрикційного покриття, що підтвердило основні закономірності, отримані за допомогою розробленої моделі контактної взаємодії одиничної мікронерівності з латунним інструментом.

5. З'ясовано шляхи технологічного управління якістю нанесеного антифрикційного покриття. Встановлено, що використання операції деформуючого протягування після нанесення антифрикційного покриття підвищує якість покриття за рахунок поліпшення адгезійної взаємодії з основним матеріалом і забезпечення постійності товщини покриття, але обов'язково вимагає додаткового вивчення НДС поверхневого шару, обробленого деформуючим протягуванням, побудови діаграми пластичності чавуну СЧ20, що враховує його деформування при від'ємних показниках жорсткості напруженого стану, уточнення залишкового ресурсу пластичності чавуну СЧ20, обробленого деформуючим протягуванням.

6. Показано, що графітовмісний чавун може пластично деформуватися тільки при від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану, що дозволяє сформулювати наступне положення: обробка отворів у чавунних

виробах деформуючим протягуванням можлива тільки за відсутності пластичних деформацій поблизу зовнішньої поверхні виробу, а пластично може деформуватися тільки матеріал стінки, що прилягає до отвору. З'ясовано, що для вивчення можливості пластичної деформації чавуну необхідно провести механічні випробування зразків з чавуну. Особливу увагу приділено визначенню граничної деформації чавуну до руйнування при різних від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану.

7. Запропоновано метод отримання значних пластичних деформацій чавуну СЧ20, який полягає в розробці теоретичної моделі деформування збірної чавунної трубчастого зразка при спільному його стисканні в умовах обмеженої окружної деформації по зовнішній поверхні в комбінації з іншими пластичними матеріалами, що дозволяє впливати на значення гідростатичного тиску і показника жорсткості НДС за товщиною стінки. Розрахунки, які виконані згідно з розробленою теоретичною моделлю, дозволили визначити параметри НДС і накопичену до руйнування пластичну деформацію при різних від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану.

8. Експериментальні дослідження, проведені відповідно до розробленої теоретичної моделі та моделювання процесу осадки збірної трубчастого зразка, підтвердили результати розрахунків і дозволили отримати значні пластичні деформації чавуну при від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану. Це дозволило вперше побудувати діаграму пластичності чавуну СЧ20, включаючи ділянку, на якій деформування відбувається при значних від'ємних значеннях показника жорсткості напруженого стану. Наявність діаграми пластичності дозволила оцінити ресурс використаної пластичності чавуну при деформуючому протягуванні гільз ДВЗ.

9. На підставі розробленої методики моделювання процесу деформуючого протягування отворів у виробах з чавуну СЧ20 встановлено:

– найбільш небезпечне місце з позиції вичерпання ресурсу пластичності – поверхня обробленого отвору;

– при деформуючому протягуванні в умовах наявності критичних контактних тисків має місце зона локальної пластичної деформації не лише на початку контактної зони, але і в її кінці. Для цього випадку уточнена схема осередку деформації при деформуючому протягуванні, яка становить ділянку контакту, що сполучається з позаконтактними зонами, а в місцях його сполучення мають місце зони локальної пластичної деформації. Передня зона являє собою наплив, що збільшує довжину контактної ділянки, а задня – сходинок з оброблюваного матеріалу, який витікає із зони контакту під дією критичних контактних тисків;

– на глибині рівній товщині покриття, НДС, практично, однорідний, що дозволяє спростити теоретичну модель розрахунку НДС для тонкого антифрикційного покриття.

10. Вивчено вплив геометрії інструменту на параметри НДС та історію деформування. Встановлено вплив кута α на ресурс використаної пластичності. Показано, що основне накопичення ушкоджень відбувається в зонах позаконтактної деформації і в задній локальній зоні пластичного деформування. Запропоновані технологічні та конструктивні рекомендації з вибору геометрії і конструкції інструменту. З позиції мінімізації значення ресурсу використаної пластичності оптимальним варіантом для проектування робочого елемента визначено використання кутів $\alpha \leq 4^\circ$ із обов'язковою наявністю криволінійної ділянки зв'язаних з максимальним радіусом робочого конуса, твірна якого відповідає геометрії позаконтактної зони за ділянкою контакту.

11. Уточнена схема взаємодії поршневих кілець з поверхнею гільзи. Виконані дослідження НДС контактної зони кілець і гільзи за допомогою МСЕ та використанням методу теорії пружності дали можливість визначити основні закономірності цієї взаємодії:

– на межах контактних ділянок виникають піки осьових напружень σ_z – розтягуючих та стискаючих на різних кінцях цих ділянок;

— величина значення піків залежить від сил контактного тертя і довжини перехідної ділянки.

12. Розроблено метод розрахунку НДС антифрикційного покриття, на підставі якого виконано розрахунок напружень на робочій поверхні гільз у зонах контакту з поршковими кільцями. За результатами аналізу НДС встановлено вплив на стійкість антифрикційного покриття двох процесів: адгезійного стирання на ділянці контакту кільця з поверхнею гільзи і втомної стійкості під дією циклічних піків розтягуючих і стискаючих осьових напружень.

13. За результатами аналізу НДС розроблено прискорений метод випробувань на зносостійкість антифрикційного покриття, який полягає в моделюванні реальних умов роботи поршневого кільця в зоні його контакту з поверхнею гільзи, що включають стирання поверхні гільзи у поєднанні з послідовною взаємодією з піковими зонами сильної концентрації напружень — стискаючих та розтягуючих.

Запропонована оригінальна конструкція моделюючого пристрою для випробування на зносостійкість робочої поверхні гільзи з покриттям, яка включає контртіло, що взаємодіє з поверхнею гільзи і моделює собою сукупність поршкових кілець, які одночасно контактують з поверхнею гільзи.

14. Результати роботи пройшли промислову апробацію та лягли в основу розробки ефективних технологічних процесів обробки робочих поверхонь гільз циліндрів ДВЗ та цапф шестерень гідронасосів; технологічних процесів збирання вінців шарошечних доліт.

ЛІТЕРАТУРА

1. Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин / А.Г. Суслов. – М.: Машиностроение, 2000. – 320 с.
2. Комбалов В.С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ/ В.С. Комбалов. – М.: Наука, 1974. – 110 с.
3. Greenwood I.A. The Are of Contakt Between Rough Surfaces and Flats. ASME, ser E, 1967, N 1.
4. Суслов А.Г. Совершенствование и разработка конкурентоспособных технологий, обеспечивающих повышение качества изделий машиностроения/ А.Г. Суслов. / Вестник Брянского государственного технического университета. №2. – Брянск, БГТУ, 2006. – С.24–29.
5. Берсудский А.Л. Технологическое обеспечение долговечности деталей машин на основе упрочняющей обработки с одновременным нанесением антифрикционных покрытий: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.02.08/ А.Л. Берсудский. – Саратов, 2008. – 38 с.
6. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием/ Л.Г. Одинцов: Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 329 с.
7. Рыжов Э.В. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин/ Э.В. Рыжов, А.Г. Суслов, В.П. Федоров. – М.: Машиностроение, 1979. – 176 с.
8. Шнейдер Ю.Г. Технология финишной обработки давлением/ Ю.Г. Шнейдер: Справочник. – СПб.: Политехника, 1998. – 414 с.
9. Ткачев А.Г. Проектирование технологического процесса изготовления деталей машин / А.Г. Ткачев. – Тамбов: Изд-во Тамб. гос. тех. ун-та, 2007. – 48 с.
10. Дальский А.М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин/ А.М. Дальский. – М.: Машиностроение, 1975. – 222 с.
11. Кремень З.И. Технология шлифования в машиностроении / З.И.Кремень, В. Г. Юрьев, А. Ф. Бабошкин. – М.: Политехника, 2007. – 424 с.

12. Афонькин М.Г. Производство заготовок в машиностроении / М.Г. Афонькин, В.Б. Звягин. – М.: Политехника, 2007. – 384 с.
13. Кремень З.И. Хонингование и суперфиниширование деталей / З.И.Кремень, И. Х. Страшевский. – Л. : Машиностроение, 1988. – 215 с.
14. Материаловедение и технология металлов / Под ред. Г. П. Фетисова – М.: Высшая школа, 2001. – 638 с.
15. Milton C. Shaw. Principles of Abrasive Processing (Oxford Series on Advanced Manufacturing). / Shaw C. Milton. – Oxford : Clarendon press, 1996. – 592 p.
16. Рыжов Э.В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э.В. Рыжов, С.А. Клименко, О.Г. Гуцаленко. – К.: Наукова думка, 1994. – 181 с.
17. Электроэрозионная и электрохимическая обработка / Под ред. А.Л. Лившица, А. Роша. – М.: НИИмаш, 1980. – 224 с.
18. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием / Д. Д. Папшев. – М.: Машиностроение, 1978. – 152 с.
19. Горохов В.А. Улучшение эксплуатационных свойств деталей и инструмента методами вибронакатывания и вибровыглаживания / В.А.Горохов. – М.: НИИмаш, 1984. – 62 с.
20. Кершенбаум В.Я. Механотермическое формирование поверхностей трения / В.Я. Кершенбаум. – М.: Машиностроение, 1987. – 232 с.
21. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. А.И. Резникова. М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
22. Суслов А.Г. Научные основы технологии машиностроения / А.Г. Суслов, А.М Дальский. – М.: Машиностроение, 2002. – 684 с.
23. Качество машин: Справочник в 2 т. Т. 2 / А.Г. Суслов, Ю.В. Гуляев, А.М. Дальский и др. – М.: Машиностроение, 1995. – 430 с.
24. Колесов И.М. Основы технологии машиностроения: Учебник для вузов. – М.: Машиностроение, 1997. – 592 с.
25. Маталин А.А. Технология механической обработки / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1977. – 464 с.

26. Технология машиностроения: в 2 т. Т. 1. Основы технологии машиностроения: Учебник для вузов / В.М. Бурцев, А.С. Васильев, А.М. Дальский и др. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1977. – 564 с.
27. Маталин А.А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин/ А.А. Маталин. – К.: Техника, 1981. – 142 с.
28. Отений Я.Н. Прогрессивные методы обработки глубоких отверстий / Я.Н. Отений, Н.Я.Смольников, Н.В. Олыштынский. – Волгоград: РПК «Политехник», 2003. – 178 с.
29. Справочник технолога машиностроителя: в 2 т. / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
30. Куликов С.И. Прогрессивные методы хонингования / С.И. Куликов, Ф.Ф. Ризванов. – М. : Машиностроение, 1983. – 135 с.
31. Ящерицын П.И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов/ П.И. Ящерицын, А.Г. Зайцев. – Минск: Наука и техника, 1976. – 328 с.
32. Шнейдер Ю.Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом/ Ю.Г. Шнейдер. – Л.: Машиностроение, 1982. – 248 с.
33. Горохов В.А. Обработка деталей пластическим деформированием/ В.А. Горохов – К.: Техніка, 1978. – 192 с.
34. Розенберг А.М. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг; АН УССР. ИСМ. – К.: Наукова думка, 1990. – 320 с.
35. Черновол М.И. Технологические основы восстановления деталей сельскохозяйственной техники композиционными покрытиями: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.20.03/ М.И. Черновол. – М., 1992. – 39 с.
36. Соловых Е.К. Научно-методологические основы повышения несущей способности функциональных покрытий конструктивными и технологическими методами : автореф. дис. докт. техн. наук: 05.03.07. – К., 2013. – 36 с.

37. Герасимов С.А. Структура и износостойкость азотированных конструкционных сталей и сплавов / С.А. Герасимов, Л.И. Куксенова, В.Г. Лаптева. – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2012. – 518 с.
38. Ляхович Л.С. Химико-термическая обработка/ Л.С. Ляхович; Справочник. – М.: Металлургия, 1981. – 423 с.
39. Рыжов Э.В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин/ Э.В. Рыжов. – Киев: Наукова думка, 1984. – 272 с.
40. Харламов Ю.А. Основы технологии восстановления и упрочнения деталей машин/ Ю.А. Харламов, Н.А. Будагьянц. – Луганск: изд-во Восточно-укр. национ. ун-та им.В.Даля, 2003. – 480 с.
41. Елизаветин М.А. Технологические способы повышения долговечности машин/ М.А. Елизаветин, Э.А. Сатель. – М.: Машиностроение, 1969. – 400 с.
42. Ильин Н.Н. Структурно-логическая модель процесса нанесения прирабочных покрытий / Н.Н. Ильин, В.Л. Седова // Трение и износ. Т. 11, 1990, – № 5. – С. 833–839.
43. Полевой С.Н. Упрочнение металлов/ С.Н.Полевой, В.Д.Евдокимов; Справочник. – М.: Машиностроение, 1986. – 320 с.
44. Смелянский В.М. Механика упрочнения поверхностного слоя деталей машин в технологических процессах поверхностного пластического деформирования/ В.М. Смелянский. – М: МАШМИР, 1992. – 60 с.
45. Сулима А.М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин/ А.М. Сулима, В.А. Шулов, Ю.Д. Ягодкин. – М.: Машиностроение, 1988. – 240 с.
46. Суслов А.Г. Выбор упрочняюще-отделочных методов обработки для повышения износостойкости деталей машин/ А.Г. Суслов, А.П. Улашкин // Инженерный журнал. № 7 (16). – 1998. – С. 15–21.
47. Харченков В.С. Технологическое обеспечение износостойкости деталей машин нанесенных многослойных покрытий/ В.С. Харченков// Трение и износ. – Т. 18, – № 3, –1997. – С. 331–338.

48. Суслов А.Г. Совершенствование и разработка конкурентоспособных технологий, обеспечивающих повышение качества изделий машиностроения/ А.Г. Суслов / Вестник Брянского государственного технического университета. – №2. – Брянск, 2006. – С.24–29.

49. Синяя Н.В. Повышение ресурса гильз цилиндров двигателей упрочняюще-антифрикционной обработкой: на примере 3МЗ-511.10: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03 / Н.В Синяя. – Брянск, 2009. – 24 с.

50. Сорокин В.М. Комбинированный метод совмещенного натирания и упрочнения вибронакатыванием покрытий внутренних поверхностей цилиндров/ В.М. Сорокин, М.Е. Суслик, С.С. Танчук // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2008. – № 3. – С. 2–4.

51. Ляшенко Б.А. Оптимизация технологии нанесения покрытий по критериям прочности и износостойкости / Б.А. Ляшенко, Е.К. Соловых, В.И. Мирненко и др. – Киев: НАН Украины, ИПП им. Г.С. Писаренко, 2010. – 193 с.

52. Рафф А.В. Модифицированные поверхностные слои и покрытия. В сб.: Трибология. Исследования опыт и приложения. Опыт США и стран СНГ //Под ред. Белого А.В., Лудемы К.М. М.: Машиностроение, 1993. – С.190–220.

53. Ющенко К.А. Інженерія поверхні/ К.А. Ющенко, Ю.С. Борисов, В.Д. Кузнецов, В.М. Корж. – К.: Наукова думка, 2007. – 558 с.

54. Карп И.Н. Износостойкость и защитные покрытия (Обзор)/ И.Н. Карп, В.Г. Назаренко и др.// Экотехнологии и ресурсосбережения. – 2007. - №6. – С.24–39.

55. Соловьев С.Н. Триботехнология: словарь-справочник / С.Н.Соловьев, Л.П.Клименко, С.Ж.Буду, Е.В.Трофимова. – Николаев: НГТУ им. П.Могилы, 2003. – 384 с.

56. Тихоненко В.В. Упрочняющие технологии формирования износостойких поверхностных слоев/ В.В. Тихоненко, А.М. Шкилько// Фізична інженерія поверхні. – 2011. – т.9, №3. – С.237–243.

57. Кузнєцов В.Д. Фізико-хімічні основи інженерії поверхні/ В.Д. Кузнєцов, В.М. Пащенко, К.А. Ющенко, Ю.С. Борисов. – К.: ВІПОЛ, 2005. – 372 с.

58. Замятин В.Ю. Классификация защитных неорганических покрытий и способов их формирования на металлических деталях трения/ В.Ю. Замятин// Упрочняющие технологии и покрытия. – 2005. - №1. – С.39–44.

59. Чернец М.В. Трибомеханика, триботехника, триботехнологии/ / М.В. Чернец, Л.П. Клименко, М.И. Пашечко. – Т.1. Механика трибоконтактного взаимодействия при скольжении. – Николаев: Изд-во НГТУ им. Петра Могилы, 2006. – 476 с.

60. Крагельский И.В. Трение и износ/ И.В. Крагельский. – М.:Машиностроение,1968. – 480 с.

61. Некрасов С.С. Антифрикционные покрытия деталей и эффективность их применения/ С.С. Некрасов, И.П. Паршин, И.Л. Приходько. Обзорная информ./ Госагропром СССР. АгроНИИТЭИТО. – М., 1988. – 32 с.

62. Терхунов А.Г. Комбинированные металлополимерные покрытия и материалы/ А.Г.Терхунов, М.И.Черновол, В.М.Тиунов, Е.К.Соловых, В.М.Веретенников. – К.: Техніка, 1983. – 168 с.

63. Локарев Д. Методы и оборудование для нанесения износостойких покрытий/ Д.Локарев, Е.Ямашкин// Наноиндустрия. – 2007. - №4. – С.18–24.

64. Соловых Е.К. Выбор альтернативных технологий нанесения износостойких покрытий дисперсной структуры/ Е.К.Соловых// Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація. – Кіровоград: КНТУ, 2010. – Вип.23. – С.236–239.

65. Цун А.М. Упрочняющие и восстанавливающие покрытия/ А.М.Цун, Г.С.Гун, В.В.Кривошанов и др. – Челябинск: Металлургия, 1991. – 160 с.

66. Соловых Е.К. Тенденции развития технологий поверхностного упрочнения в машиностроении: монография/ Е.К. Соловых. – Кіровоград, КОД, 2012. – 92 с.

67. Сухарев Э.А. Технология и свойства защитных покрытий в машинах/ Э.А. Сухарев. – Ровно: УГУВХП, 2004. – 182 с.
68. Гаркунов Д.Н. Триботехника (износ и безызносность) / Д.Н.Гаркунов. – М.: МСХА, 2001. – 616 с.
69. Балабанов В.И. Триботехнологии в техническом сервисе машин / В.И. Балабанов, С.А. Ищенко, В.И. Беклемышев. – М. : Изумруд, 2005. – 192 с.
70. Сорокин В.М. Влияние финишной обработки отверстий на триботехнические характеристики соединений/ В.М.Сорокин, С.С.Танчук, В.А.Зотов и др.// Ремонт, восстановление, модернизация. – 2011. – №6. – С.29–34.
71. Сорокин В.М. Упрочнение поверхностей валов совмещенным натиранием антифрикционных покрытий и ППД/ В.М.Сорокин, С.С.Танчук, А.В.Михеев и др.// Упрочняющие технологии и покрытия. – 2011. - №2. – С.38–43.
72. ГОСТ 2789-73 (СТ СЭВ 638-77). Шероховатость поверхности. – М.: Гос. Комитет СССР по стандартам, 1981.
73. Гаркунов Д.Н. Триботехника/ Д.Н. Гаркунов. – М.: Машиностроение, 1989. – 276 с.
74. Литвинов В.Н. Исследование характеристик микрогеометрии поверхностей трения при избирательном переносе/ В.Н. Литвинов, Н.М. Михин// Избирательный перенос при трении. – М., 1975. – С.40–42.
75. Погоньшев В.А. Физика фреттинг-изнашивания/ В.А. Погоньшев. – Брянск: изд-во БГСХА, 1999. – 159 с.
76. Рыжов Э.В. Экспериментальное исследование шероховатости поверхности в условиях избирательного переноса/ Э.В. Рыжов, В.С. Харченков, В.М. Хохлов // Применение избирательного переноса в узлах трения машин. Ч.1 – М., 1976. – С. 29–34.
77. Рыжов Э.В. Расчёт шероховатости поверхности в условиях избирательного переноса/ Э.В. Рыжов, В.М. Хохлов // Применение избирательного переноса в узлах трения машин. – Ч. 1 – М., 1976 – С. 35–40.
78. Гаркунов Д.Н. Триботехника (конструирование, изготовление и эксплуатация машин)/ Д.Н. Гаркунов. – М.: "Издательство МСХА", 2002. – 632 с.

79. Гаркунов Д.Н. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) поверхностей трения деталей /Д.Н. Гаркунов // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2009. – № 6. – С. 38–42.

80. Лозовский В.Н. Фрикционное латунирование как метод повышения антифрикционных свойств стальных деталей авиационной техники: автореф. дис. канд. техн. наук / В. Н. Лозовский. – М.: 1961. – 18 с.

81. Погонышев В.А. Оптимизация шероховатости поверхности при нанесении мягких прирабочных пленок/ В.А. Погонышев, В.С. Харченков, В.И. Лемешко // Трение и износ. – 1999. – Т. 20. – № 3. – С. 606–609.

82. Погонышев В.А. Теоретические и экспериментальные основы повышения износостойкости деталей машин/ В.А. Погонышев, М.В. Панов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования. – 2011. – № 4. С. 78–84.

83. Кузьменко И.В. Восстановление и упрочнение корпусов подшипников качения фрикционным натиранием медью: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03 / В.А. Кузьменко. – М., 2000. – 20 с.

84. Черкун В.В. Підвищення зносостійкості цапф шестерен гідронасосів фінішною антифрикційною безабразивною вібраційною обробкою: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.04/ В.В. Черкун. – К., 2011. – 19 с.

85. Литвинов В.Н. Физико-химическая механика избирательного переноса при трении/ В.Н. Литвинов, Н.М. Михин, Н.К. Мышкин. – М.: Наука, 1979. – 187 с.

86. Гаркунов Д.Н. Повышение износостойкости на основе избирательного переноса/ Д.Н. Гаркунов. – М.: Машиностроение, 1977. – 211 с.

87. Приходько И.Л. Повышение послеремонтного ресурса гильз цилиндров автотракторных двигателей финишной антифрикционной безабразивной обработкой (ФАБО): автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03/ И.Л. Приходько. – М., 1993. – 18 с.

88. Балабанов В.И. Повышение долговечности двигателей внутреннего сгорания сельскохозяйственной техники реализацией избирательного переноса при трении: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.20.03/ В. И. Балабанов. – М., 1999. – 36 с.

89. Челюбеев В.В. Разработка и оптимизация режимов фрикционного латунирования для улучшения приработки гильз цилиндров двигателей в условиях ремонтного производства: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03/ В.В. Челюбеев. – М., 1998. – 19 с.

90. Балабанов В.И. Нанесение трением наноразмерных антифрикционных покрытий на детали/ В.И. Балабанов, В.Ю. Болгов, С.А. Ищенко // Нанотехнологии, экология, производство. – 2010. – № 1(3). – С. 104–107.

91. Бугаев А.М. ФАБО как технологический метод повышения ресурса ДВС/ А.М. Бугаев, И.Ю. Игнаткин // Международный научно-исследовательский журнал. – 2017. – №1–4(55). – С. 36–38.

92. Федоренко В.Ф. Нанотехнологии и наноматериалы в агропромышленном комплексе / В.Ф. Федоренко, М.Н. Ерохин, В.И. Балабанов, Д.С. Буклагин, И.Г. Голубев, С.А. Ищенко. – М.: ФГНУ «Росинформагротех», – 2011. – 312 с.

93. Абрамян А.А. Основы прикладной нанотехнологии/ А.А. Абрамян, В.И. Балабанов, В.И.Беклемышев. – М.: ИД «МАГИСТР-ПРЕСС», – 2007. – 206 с.

94. Гаркунов Д.Н. Избирательный перенос в тяжело нагруженных узлах трения / Д. Н. Гаркунов. – М. : Машиностроение, 1982. – 207 с.

95. Польцер Г. Основы трения и изнашивания: пер. с нем./ Г. Польцер, Ф.Майснер. – М. : Машиностроение, 1984. – 264 с.

96. Shepelenko I.V. The mechanism of formation of anti-friction coatings by employing friction-mechanical method/ I.V. Shepelenko, E.K. Posviatenko, V.V. Cherkun// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2019. – №1. – С.35–39.

97. Карпенков В.Ф. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) деталей / В.Ф. Карпенков, В.В. Стрельцов, И.Л. Приходько и др.; ОНТИ ПНЦ РАН. – Пущино, 1996. – 107 с.

98. Гаркунов Д.Н. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) поверхностей трения деталей /Д.Н. Гаркунов // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). –2009. – №3. – С. 36–41.

99. Фрилинг В.А. Эффективность применения антифрикционного покрытия при ремонте автотракторной техники / В.А. Фрилинг // Материалы II международной научно - практической конференции «Современные инновации в науке и технике». – Курск: ЮЗГУ, – 2011. – С.192–195.

100. Черновол М.И. Способы формирования антифрикционных покрытий на металлические поверхности трения/ М.И. Черновол, И.В. Шепеленко// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету», Кіровоград, – 2012. – Вип.25 (1). – С.3–8.

101. Емелин В.И. Рекомендации по применению металлоплакирующих присадок и технологии нанесения медьсодержащих приработочных и антифрикционных покрытий при ремонте и эксплуатации машин/ В.И. Емелин, В.Н. Быстров// Красноярский ПромстройНИИпроект – Красноярск, – 1990. – 34 с.

102. Чеповецкий И.Х. Триботехнология формирования поверхностей/ И.Х.Чеповецкий, С.А.Ющенко, А.В.Бараболя и др.// Ин-т сверхтвердых материалов. – Киев: Наук. думка, – 1989. – 232 с.

103. Ющенко С.А. Повышение эксплуатационных характеристик гильз цилиндров ДВС методом антифрикционно-деформационного хонингования: автореф. дис. канд. тех. наук: 05.02.08/ С.А. Ющенко. – К., 1987. – 18 с.

104. Новиков Н.В. Методы упрочнения поверхностей машиностроительных деталей/ Н.В. Новиков, А.А. Бидный, Б.А. Ляшенко// – К.: ИСМ АН УССР, 1989. – 112 с.

105. Быстров В.Н. Применение устройств для фрикционно-механического нанесения износостойких покрытий в условиях ремонтного производства / В.Н. Быстров // Изобретательство. – 2011. – Т. 11, N3. – С. 29–34.

106. Шепеленко И.В. Повышение качества покрытий при финишной антифрикционной безабразивной обработке/ И.В. Шепеленко, Я.Б. Немировский, Э.К. Посвятенко и др.// Международный информационно –

технический журнал «Оборудование и инструмент для профессионалов», – Харьков, 2020. – №5 (228). – С. 58–60.

107. Носихин П.И. Антифрикционная безабразивная обработка отремонтированных гильз цилиндров дизелей/ П.И. Носихин// Междун. науч.-практ. конф. Доклады и тезисы. Т.2, – 1998. – С. 177–179.

108. Стрельцов В.В. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) деталей/ В.В. Стрельцов, И.Л. Приходько, С.С. Некрасов и др.// – Пушино: ОНТИПНЦРАН, 1996. – 107 с.

109. Готтлиб Польцер. Основы фрикционного нанесения покрытия в условиях селективной передачи / Польцер Готтлиб // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2010. – № 10. – С. 23–28.

110. Гаркунов Д.Н. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) поверхностей трения деталей /Д.Н. Гаркунов // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2009. – № 5. – С. 24–29.

111. Гаркунов Д.Н. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) поверхностей трения деталей /Д.Н. Гаркунов // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2009. – №7. – С. 12–14.

112. Патент РФ № 1834913. Устройство для фрикционно-механического нанесения покрытий/ В.Н. Быстров, В.И. Балабанов, опубл.25.03.93.

113. А.с. СССР № 1601198. Устройство для фрикционно-механического нанесения покрытий/ В.Н. Быстров, С.И. Белозеров, Л.К. Джабаева, А.Н. Стрельников, опубл. 25.08.1990.

114. Балабанов В.И. Повышение ресурса дизелей фрикционным латунированием шеек коленчатых валов в ремонтном производстве: автореф. дис. канд. тех. наук: 05.20.03/ В.И. Балабанов. – М., 1992. – 18 с.

115. Быстров В.Н. Повышение экологической надежности бензиновых двигателей фрикционным нанесением покрытия/ В.Н. Быстров, В.А. Титов// РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2010. - №3, – С.30–35.

116. Бишутин С.Г. Особенности формирования рабочих поверхностей протяженных направляющих при финишной комбинированной

антифрикционной обработке/ С.Г. Бишутин, А.С. Пиляев// Вестник Брянского государственного технического университета. – 2013. – № 3(39), – С.5–9.

117. Сорокин В.М. Способ улучшения приработки и повышения износостойкости кулачков распределительных валов /В.М. Сорокин, В.В. Берглезов, А.В. Михеев и др.// РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2009. – №7, – С.9–12.

118. Румянцев Г.И. Фрикционное латунирование деталей топливной аппаратуры / Г.И. Румянцев// Повышение износостойкости на основе избирательного переноса. М.: Машиностроение, 1977. – С.155–159.

119. Шепеленко И.В. Совершенствование процесса финишной антифрикционной безабразивной обработки цапф шестерен гидронасосов/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2012. – № 9. – С. 32–35.

120. Лукашок А.Н. Повышение износостойкости прецизионных пар трения скольжения фрикционно- механическим нанесением покрытий на основе медно-цинковых сплавов / А.Н. Лукашок. – Новополюцк: ПГУ, 2005. – 73 с.

121. Черновол М.І. Пристрої для фрикційно-механічного нанесення покриттів/ М.І. Черновол, І.В. Шепеленко// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2013. – Вип.26. – С.58–62.

122. Балабанов В.И. Финишная антифрикционная безабразивная обработка деталей дизелей/ В.И. Балабанов// Тракторы и сельскохозяйственные машины. – 1996. - №12. – С.23–25.

123. Гаркунов Д.Н. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) поверхностей трения деталей /Д.Н. Гаркунов // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2009. – № 3. – С. 36–41.

124. Соколенко И.Н. Технология поверхностного упрочнения гильз цилиндров двигателей раскатыванием с одновременным нанесением медного покрытия при их восстановлении: автореф. дис. канд. тех. наук: 05.20.03/ И.Н. Соколенко. – Саратов, 1990. – 16 с.

125. А.с. №831861 СССР кл. С23с17/00. Устройство для фрикционно – механического нанесения покрытий на внутренние поверхности/ С.В. Цветков, О.В. Чекулаев, В.Н. Агеенко, С.А. Терешкин; Бюл.№19, 1981.

126. Прокопенко А.К. Повышение срока службы трущихся деталей и инструмента машин легкой промышленности и бытового назначения в процессе эксплуатации: автореф. дисс. докт. техн. наук: 05.20.03/ А.К. Прокопенко. – М., 2000. – 51 с.

127. Патент № 41439 України. Поверхнево-активне середовище для нанесення покриттів фрикційно-механічним методом / В.М. Кропівний, І.В. Шепеленко, В.А. Павлюк-Мороз, В.В. Черкун, М.В. Красота, І.М. Соколенко; опубл.25.05.2009.

128. А.с. №1203126 СССР кл. С23с26/00. Состав для нанесения покрытий/ А.К. Прокопенко, Д.Н. Гаркунов, Ф.Х. Бурумкулов и др; опубл. 04.03.1986.

129. Шепеленко И.В. Особенности выбора состава технологической среды для финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Вібрації в техніці та технологіях, Вінниця, 2016. – № 1(81). – С. 75–80.

130. Завалищин А.Н. Развитие теории и технологии формирования структуры и свойств покрытий на металлах в условиях ударно-фрикционного взаимодействия инструмента с поверхностью: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.16.01 / А.Н. Завалищин. – Магнитогорск, 2005. – 36 с.

131. Сорокин В.М. Технологическое и расчетное обеспечение при послойном натирании и упрочнении твердых смазок на внутренних поверхностях цилиндров/ В.М.Сорокин, М.Е.Суслик, С.С.Танчук// Упрочняющие технологии и покрытия. – 2008. - №11. – С.42–45.

132. Карпенков В.Ф. Повышение ресурса мобильной сельскохозяйственной техники формированием поверхностей трения с заданными триботехническими свойствами: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.20.03/ В.Ф. Карпенков. – М., 1996. – 32 с.

133. Носихин П.И. Повышение качества и ускорение обкатки отремонтированных дизелей на основе современных достижений триботехники: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.20.03/ П.И. Носихин – М., 1997. – 31 с.

134. Исупов М.Г. Разработка, исследование технологии струйно-абразивной финишной обработки: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.02.08/ М.Г. Исупов. – М., 2007. – 40 с.

135. Погонышев В.А. Повышение износо- и фреттингостойкости деталей машин модифицированием поверхностей: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.02.04/ В.А. Погонышев. – Брянск, 2000. – 37 с.

136. Пашковский И.Э. Теоретические и прикладные основы технологического обеспечения защиты от наводороживания поверхностных слоев деталей бытовых машин: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.02.13/ И.Э. Пашковский. – М., 2004. – 38 с.

137. Ищенко С.А. Диагностирование и ремонт гусеничного движителя рисозерноуборочных комбайнов в условиях Дальнего Востока: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.20.13 / С.А. Ищенко. – М., 2010. – 31 с.

138. Катков Д.С. Повышение долговечности узлов трения мобильной сельскохозяйственной техники применением триботехнических методов: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03/ Д.С. Катков. – Саратов, 2008. – 18 с.

139. Панкрашев А.С. Интенсификация процессов приработки цилиндро-поршневой группы отремонтированных дизельных двигателей путем финишной обработки гильз цилиндров антифрикционными материалами: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03/ А.С. Панкрашев. – Санкт-Петербург-Пушкин, 2010. – 20 с.

140. Соболев Д.А. Повышение износостойкости металлических пар в синтетических смазочных материалах трибомодификацией поверхностей трения: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03/ Д.А. Соболев. – М., 2008. – 18 с.

141. Харченко М.И. Повышение послеремонтного ресурса деталей автомобильных двигателей (на примере ЗМЗ-53) эпиламинированием и ФАБО-

эпиламинированием: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.20.03/ М.И. Харченко. – М., 2002. – 17 с.

142. Знаиди Абдеррахим. Исследование влияния новых композиционных смазочных материалов на работоспособность бесчелночных ткацких станков: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.04/ Абдеррахим Знаиди. – Иваново, 2001. – 18 с.

143. Белоглазова Н.А. Повышение эффективности лубрикации гребня колеса локомотива твердосмазывающим диском: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.22.07/ Н.А. Белоглазова. – Омск, 2005. – 19 с.

144. Голубев А.П. Повышение основных параметров компрессоров бытового назначения металлоплакированием: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.13/ А.П. Голубев. – М., 2000. – 24 с.

145. Титов В.А. Исследование и разработка метода фрикционного нанесения износостойких покрытий на предприятиях автомобильного сервиса: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.13/ В.А. Титов. – М., 2010. – 21 с.

146. А.с. РФ №2283212 В 23 С 1/00. Струйно-абразивный способ создания на поверхности трения смазочных микроматериалов. Оpubл. 10.09.2006.

147. Исупов М.Г. Создание антифрикционной поверхности струйно-абразивной обработки / М.Г.Исупов // Трение и износ – 2005. – № 4. – С.428–433.

148. Балабанов В.И. Комплексное использование ФАБО и металлоплакирующих смазочных материалов/ В.И. Балабанов// Материалы НПК. Волгоград, ВСХИ. – 1994. – С.223–225.

149. А.с. СССР № 1686033. Способ нанесения антифрикционных покрытий на детали узлов трения/ А.К. Прокопенко, Е.А. Воронин, Н.Э. Пашковский и др. Оpubл. 12.10.1991.

150. А.с. СССР № 1578211. Способ обработки стальных изделий. / И.Э. Пашковский, М.Е., Ставровский, В.М. Юдин и др. Оpubл. 26.10.1990.

151. Бардин В.А. Исследование методов повышения срока службы деталей узлов машин и агрегатов бытового обслуживания: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.13/ В.А. Бардин. – М., 2001. – 18 с.

152. А.с. РФ 2053106 Способ нанесения защитных покрытий на рабочие поверхности деталей и устройство для его осуществления / А.Л. Берсудский. Оpubл. 27.01.96.

153. Киричек П.А. Технологическое обеспечение качества и эксплуатационных свойств изделий при отделочно-упрочняющей обработке: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.02.08/ П.А. Киричек. – К., 1995. – 34 с.

154. Посвятенко Е.К. Протягування та протяжний інструмент: монографія/ Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, І.В. Шепеленко. Кропивницький: Видавець Лисенко В.Ф., 2020. – 298 с.

155. Розенберг О.А. Механика взаимодействия инструмента с изделием при деформирующем протягивании / О.А. Розенберг.– К.: Наук. думка, 1981. – 288 с.

156. Розенберг А.М. Качество поверхности, обработанной деформирующим протягиванием/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко, Э.К. Посвятенко.– К.: Наукова думка, 1977. – 187 с.

157. Проскуряков Ю.Г. Объемное дорнование отверстий/ Ю.Г. Проскуряков, В.Н. Романов, А.Н. Исаев. – М. : Машиностроение, 1984. – 223 с.

158. Посвятенко Е.К. Інженерія деталей, оброблених протягуванням: монографія/ Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, С.Е. Шейкін, І.В. Шепеленко, О.В. Чернявський. Кропивницький: Видавець Лисенко В.Ф., 2021. – 466 с.

159. Розенберг А.М. Влияние предварительной обработки режущим инструментом на образование микрорельефа поверхности при деформирующем протягивании/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко// Технология и организация производства. – 1974. – №3. – С.17–19.

160. Розенберг А.М. Повышение некоторых механических характеристик металла толстостенных цилиндров при помощи деформирующего протягивания и последующей термообработки / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел и др.// Резание и инструмент. – 1978. – № 20. – С. 111–114.

161. Розенберг А.М. Повышение усталостной прочности толстостенных цилиндров дизельных двигателей из стали 38ХМЮА путем сквозного пластического деформирования / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг,

А.Д. Крицкий и др.// Повышение циклической прочности материалов методами поверхностного пластического деформирования Тез. докл. 4-й науч.-техн. конф., 21 - 24 окт. 1974 г. – Пермь: Перм. политехн. ин-т. – 1974. – С. 11 – 12.

162. Розенберг А.М. Остаточные напряжения после обработки отверстия деформирующими протяжками/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко// Проблемы прочности. – 1973. – № 12. – С. 95–99.

162. Розенберг А.М. Влияние метода обработки отверстий на сопротивление усталостному разрушению материалов/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, В.И. Мальне// Проблемы прочности. – 1974. – № 2. – С. 109–111.

164. Розенберг А.М. Физико-механические свойства поверхностного слоя отверстий после протягивания/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.К. Посвятенко и др.// Качество поверхностного слоя при протягивании. – Рига : Зинатне, 1976. – С. 3–11.

165. Чернявский А.В. Повышение эффективности обработки отверстий в деталях из чугуна деформирующим протягиванием: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.01/ А.В. Чернявский. – К., 1988. – 17 с.

166. Лопатенко С.Г. Особенности деформирующего протягивания неравножестких деталей из чугуна: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.01/ С.Г. Лопатенко. – К., 1998. – 18 с.

167. Шейкін С.Є. Наукові основи технологічного управління мікрорьєфом поверхні та зміцненням поверхневого шару при деформуючому протягуванні: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.02.08 / С.Є. Шейкін. – К., 2008. – 36 с.

168. Розенберг А.М. Шероховатость поверхности после деформирующего протягивания/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко// Вестник машиностроения. – 1975. – № 10. – С.71–73.

169. Розенберг А.М. Некоторые итоги и перспективы исследования и применения процесса обработки отверстий деформирующим протягиванием/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг // Синтет. алмазы. – 1976. – Вып.1. – С.45–46.

170. Алиев И.С. Развитие локальных методов обработки металлов давлением/ И.С. Алиев, В.А. Матвийчук// Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2008. – №19. – С.201–206.

171. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением/ В.А. Огородников. – К.: Вища школа, 1983. – 176 с.

172. Грушко А.В. Карты материалов в холодной обработке давлением : монография / А. В. Грушко. – Винница : ВНТУ, 2015. – 348 с.

173. Дель Г.Д. Технологическая механика/ Г.Д. Дель. – М.: Машиностроение, 1978. – 174 с.

174. Розенберг А.М. Остаточные напряжения после обработки отверстий деформирующими протяжками/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко// – Проблемы прочности, 1973, №2. – С95–99.

175. Цеханов Ю.А. Механика формообразования заготовок при деформирующем протягивании/ Ю.А. Цеханов, С.Е. Шейкин. М-во образования Рос. Федерации. Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж, 2001. – 200 с.

176. Смелянский В.М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием/ В.М. Смелянский. – М. Машиностроение, 2002. – 300 с.

177. Колмогоров В.Л. Напряжения. Деформации. Разрушения/ В.Л. Колмогоров. – М. : Metallurgiya, 1970. – 229 с.

178. Соловьев О.В. Предельные технологические параметры при деформирующем протягивании: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.06/ Соловьев О.В. – Воронеж, 1985. – 15 с.

179. Балаганская Е.А. Математическое моделирование процесса деформирующего протягивания/ Е.А. Балаганская, Б.А. Голоденко, Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов. – Воронеж : Воронеж. гос. технол. акад., 2001. – 194 с.

180. Посвятенко Е.К. Механіка комбінованого протягування графітовмісних чавунів. Монографія/ Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, О.В. Чернявський, П.М. Єрьомін; М-во освіти та науки України,

Кіровоградський нац. техн. ун-т. – Кропивницький, 2017. – 286 с.

181. Немировский Я.Б. Особенности обработки гильз ДВС деформирующим протягиванием/ Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2004. – Вип. 15. – С. 425–432.

182. Немировский Я.Б. Особенности расчета усадки отверстий при деформирующем протягивании деталей из чугуна/ Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский, П.Н. Еремин // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць. – Харків, НТУ «ХПІ», 2014. – Вип. 1(24). – С.109–121.

183. Немировский Я.Б. Шероховатость поверхностей трения гильз ДВС, обработанных с использованием пластического деформирования/ Я.Б. Немировский, М.М. Потемкин, А.В. Чернявский // Трение и износ. – 1989. – Т. 10, № 3. – С. 446–451.

184. Студенець С.Ф. Вплив умов деформування при обробці твердосплавними комбінованими протяжками на структуру та зміцнення поверхневого шару чавунів/ С.Ф. Студенець, П.М. Єрьомін, О.В. Чернявський// Сверхтвердые материалы: создание, производство, исследования, применение. – Київ, Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України, 2015. – Вип. 4, 2015. – С.91–99.

185. Чернявський О.В. Особливості обробки отворів у нерівножорстких деталях із чавуну методами холодного пластичного деформування/ О.В. Чернявський, С.Г. Лопатенко// Підвищення технічного рівня сільськогосподарського виробництва та машинобудування. – Кіровоград: КІСМ, 1996. – С.10–15.

186. Чернявський О.В. Визначення межі застосування процесу деформуючого протягування при обробці чавуну/ О.В. Чернявський, І.О. Сівак, С.Г. Лопатенко // Підвищення технічного рівня сільськогосподарського виробництва та машинобудування. – Кіровоград: КІСМ, 1996. – С. 82–85.

187. Чернявський О.В. Особливості обробки отворів у нерівножорстких

деталях із чавуну методами холодного пластичного деформування/ О.В. Чернявський, С.Г. Лопатенко // Підвищення технічного рівня сільськогосподарського виробництва та машинобудування. – Кіровоград: КІСМ, 1996. – С.10–15.

188. Бриджмен П.В. Новейшие работы в области высоких давлений: Монография/ П.В. Бриджмен; под ред. и с дополн. акад. Л.Ф. Верещагина. – М.: Гос. изд-во иностр. лит-ры. – 1948. – 300 с.

189. Nemirovskyy Ya. Issues about limit plastic deformations of deforming broaching of cast iron parts/ Ya. Nemirovskyy, O. Chernyavskyy, P. Eryomin, Yu. Tsekhanov // Scientific Journal of the Ternopil National Technical University. – N1(81). – Ternopil, TNTU, 2016. – PP. 88–97.

190. Мешков Ю.Я. Исследование явления шелушения внутренних поверхностей втулок, обработанных деформирующими протяжками/ Ю.Я. Мешков, Г.С. Меттиус, Я.И. Вовк и др. // Металлофизика. – 1978. – Вып. 73. – С. 91–94.

191. Валиев Р.З. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией / Р.З. Валиев, Н.В. Александров. – М.: Логос, 2000. – 272 с.

191. Трефилов В.И. Деформационное упрочнение и разрушение поликристаллических металлов / В.И. Трефилов, В.Ф. Моисеев, Э.П. Печковский и др. : К.: Наук. думка, 1989. – 256 с.

192. McQuin H.J. The production and utility of recovered dislocation substructures / Metallurgical transactions A, 1977 vol 8A, pp. 465–467.

193. Скороход В.В. Фізико-хімічна кінетика в наноструктурних системах/ В.В. Скороход, І.В. Уварова, А.В. Рагуля. – К.: Академперіодика, 2001. – 180 с.

194. Левитас В.И. Большие упруго-пластические деформации материалов при высоком давлении / В.И. Левитас. – К.: Наук. думка, ИСМ НАН УССР, 1987. – 229 с.

195. Общетехнический справочник / под ред. Е.А.Скороходова. – М.: Машиностроение, 1982. – 415 с.

196. Попович В.В. Технологія конструкційних матеріалів і матеріалознавство / В.В. Попович, В.В. Попович. – Львів: Світ, 2006. – 623 с.
197. Балабанов В.И. Триботехнологии в техническом сервисе машин / В.И. Балабанов, С. А. Ищенко, В. И. Беклемышев. – М. : Изумруд, 2005. – 192 с.
198. Нанотехнологии и наноматериалы в агропромышленном комплексе: науч. изд. / В.Ф. Федоренко, М.Н. Ерохин, В.И. Балабанов, Д.С. Буклагин, И.Г. Голубев, С.А. Ищенко. М.: ФГНУ «Росинформагротех», 2011. – 312 с.
199. Гаркунов Д.Н. Финишная антифрикционная безабразивная обработка (ФАБО) поверхностей трения деталей /Д.Н. Гаркунов // РВМ (Ремонт. Восстановление. Модернизация). – 2009. – № 6. – С. 38–42.
200. Chernovol Mykhailo. Effectiveness increase in application of FANT of the components of mobile agricultural machines/ Mykhailo Chernovol, Ihor Shepelenko, Mohamed R.F. Budar// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2015. – Вип.45 (1). – С.10–13.
201. Shepelenko I. Improving the Efficiency of Antifriction Coatings by Means of Finishing the Antifriction Non-abrasive Treatment/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al.// Advanced Manufacturing Processes. InterPartner 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham (2020), pp.289–298.
202. Кропівний В.М. Чавун з вермикулярним графітом. Навчальний посібник/ В.М. Кропівний, О.В. Кузик А.В. Кропівна// Загальна редакція В.М. Кропівного. – Кропивницький: Видавець Лисенко В.Ф., 2019. – 222 с.
203. Седов Л. И. Методы подобия и размерности в механике / Л.И. Седов. – М.: Наука, 1987. – 423 с.
204. Rasheed A Abdullah. Experimental quality improvement of the application of antifriction coating/ Abdullah Rasheed A, Ihor Shepelenko, Eduard Posviatnyenko// Journal of Physics: Conference Series, Volume 1706, First International Conference on Advances in Physical Sciences and Materials 13-14 August 2020, Coimbatore, India, pp.1–11.

205. Shepelenko I. Power Parameters of Micro-cutting During Finishing Anti-friction Non-abrasive Treatment/ I. Shepelenko, Y. Nemyrovskiy, Y. Tsekhanov et al.// New Technologies, Development and Application III. NT 2020. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 128. Springer, Cham (2020), pp 194–201.

206. Дяченко С.С. Матеріалознавство: підручник / С.С. Дяченко, І.В. Дощечкіна, А.О. Мовлян, Е.І. Плешаков. – Х. : Вид-во ХНАДУ, 2007. – 440 с.

207. Шепеленко І.В. Визначення якості металевих покриттів/ І.В. Шепеленко, О.М. Дресєв, Р.Ф. Будар Мохамед// Матеріали Міжнародної науково-практичної конференції «Молодь і технічний прогрес в АПК». Інноваційні розробки в аграрній сфері (07 – 08 травня 2020 р.). Том 2. – Харків: ХНТУСГ, 2020. С.298–299.

208. Людвик П. Основы технологической механики/ П.Людвик // Расчеты на прочность : сборник научных трудов. – М. : Машиностроение, 1970. – Вып. 15. – С. 130–166.

209. Swift M. W. Plastic instability under plane stress / M. W. Swift // Int. J. Mech. Phys. Solid. – 1952. – № 1. – P. 1–18.

210. Дель Г.Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости / Г. Д. Дель. – М. : Машиностроение, 1971. – 200 с.

211. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – К. : Вища школа, 1983. – 176 с.

212. Огородников В.А. Энергия. Деформации. Разрушение : (задачи автотехнической экспертизы) / В. А. Огородников, В. Б. Киселев, И. О. Сивак. – Винница : УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2005. – 204 с.

213. Деклу Ж. Метод конечных элементов / Ж. Деклу. – М.: 1976. – 706 с.

214. Норри Д. Введение в метод конечных элементов: моногр. / Д. Норри. – М.: 2012. – 155 с.

215. Алямовский А. SolidWorks/COSMOSWorks 2006–2007. Инженерный анализ методом конечных элементов / А. Алямовский. – М.: ДМК Пресс, 2007. – 803 с.

216. Паршин В.С. Практическое руководство к программному комплексу DEFORM-3D: учебное пособие / В.С. Паршин, А.П. Карамышев, И.И. Некрасов, А.И. Пугин, А.А. Федулов. Екатеринбург: УрФУ, 2010. – 266 с.

217. Цеханов Ю.А. Моделирование энергосиловых параметров резания методами теории подобия и размерностей/ Ю.А. Цеханов// Вестник Воронежского государственного технического университета. Воронеж: ВГТУ, 2015, Т.11, №2. – С.30 – 33.

218. Розенберг Ю.А. Механика процесса резания/ Ю.А. Розенберг. – Курган: Изд-во Курганского университета, 2005. – 193 с.

219. Аверьянова И.О. Исследование пластического течения при резании/ И.О. Аверьянова // Инновации в науке. – 2012. – №6. – С. 6–12.

220. Ступницький В. В. Імітаційне реологічне моделювання процесу стружкоутворення в зоні різання / В.В. Ступницький // Научный вестник Донбасской государственной машиностроительной академии. – 2012. – № 1. – С. 186–193.

221. Немировский Я.Б. Обеспечение геометрической точности изделий на основе изучения механики деформирующего протягивания/ Я.Б. Немировский// Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч. – техн. сб. – Харьков: НТУ Украины «ХПИ», 2002. – Вып. 61. – С.146–153.

222. Shepelenko I.V. Technological factors influence on the antifriction coatings quality// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2021. – Т.26, №2/100. – С.50–57

223. DEFORM-3D Version 10.0 User's manual [electronic resource]. Scientific Forming Technologies Corporation 2009. – 617 p.

224. Shepelenko I. Compression Mechanics of Cylindrical Samples with Radial Deformation Limitation/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al. // In: Ivanov V., Pavlenko I., Liaposhchenko O., Machado J., Edl M. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing IV. DSMIE 2021. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. (2021), pp. 53–62.

225. Shepelenko I. Plasticity Studies During Deformation Under Conditions of Significant Negative Values of the Stiffness Coefficient of the Stress State/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al. // In: Karabegović I. (eds) New Technologies, Development and Application IV. NT 2021. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 233. Springer, Cham (2021), pp. 215–223.

226. Shepelenko I. Mechanics of Micro-cutting Using FANT/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, M. Storchak M. et al.// In: Tonkonogiy V. et al. (eds) Advanced Manufacturing Processes II. InterPartner 2020. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham (2021), pp.619–628.

227. Shepelenko I. Peculiarities of Interaction of Micro-roughnesses of Contacting Surfaces at FANT/ I. Shepelenko, Y. Nemyrovskiy, Y. Tsekhanov et al.// In: Ivanov V., Trojanowska J., Pavlenko I., Zajac J., Peraković D. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing III. DSMIE 2020. Lecture Notes in Mechanical Engineering, Springer, Cham (2020), pp.452–461.

228. Цеханов Ю.А. Метод определения пластичности малопластичных материалов в условиях высокого гидростатического давления / Ю.А. Цеханов, М.Н. Подоприхин, И.В. Шепеленко И.В. и др.// Вестник Воронежского государственного технического университета, Воронеж, 2021. – №3 (17). – С.155–164.

229. Шепеленко І.В. Особливості деформуючого протягування малопластичних матеріалів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Ю.О. Цеханов та ін.// Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС - 2020): матеріали Х Міжнародної науково-практичної конференції (23 – 24 вересня 2020 р.): у 3-х т. – Чернігів, 2020. – Т.3. С. 9–11.

230. Шепеленко І.В. До питання оцінки якості обробки деталей холодним пластичним деформуванням за показниками пластичності/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Ю.О. Цеханов та ін.// Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020» (08 – 12 вересня 2020 р.), випуск 6. – Херсон: ХНТУ, 2020. С.163–166.

231. Шепеленко І.В. Дослідження пластичності малопластичних матеріалів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, М.В. Красота// Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту: Матеріали VII Міжнародної науково-технічної конференції (11 – 13 листопада 2020 р.), м.Кременчук, КрНУ, 2020. С.56–57.

232. Шепеленко И. Моделирование контактного взаимодействия микронеровностей при ФАБО/ И. Шепеленко, Я. Немировский, Ю. Цеханов// Перспективи розвитку машинобудування та транспорту – 2019: Збірник тез доповідей I-ї Міжнародної науково-технічної конференції (13 – 15 травня 2019 р.), м.Вінниця, 2019. С.218–219.

233. Шепеленко І.В. Дослідження мікрорізання в процесі фінішної антифрикційної безабразивної обробки/ І.В. Шепеленко, Ю.О. Цеханов, Я.Б. Немировський та ін.// Прогресивні технології в машинобудуванні – 2020: Збірник наукових праць IX-ої Міжнародної науково-технічної конференції (3 – 7 лютого 2020 р.), Львів - Плай, 2020. С.162–164.

234. Патент № 52699 України. Спосіб нанесення антифрикційних покриттів / Кропівний В.М., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Василенко І.Ф., Красота М.В.; опубл.10.09.2010.

235. Патент № 63315 України. Пристрій для комбінованої обробки поверхонь тертя / Кропівний В.М., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Красота М.В., Василенко І.Ф.; опубл.10.10.2011.

236. Патент № 70146 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення покриттів/ Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Василенко І.Ф., Красота М.В., Кропівна А.В.; опубл.25.05.2012.

237. Патент № 74630 України. Спосіб нанесення антифрикційних покриттів на внутрішні циліндричні поверхні/ Черновол М.І., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Василенко І.Ф., Кропівна А.В.; опубл.12.11.2012.

238. Патент № 74723 України. Спосіб комбінованої обробки поверхонь тертя/ Черновол М.І., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Посвятенко Е.К., Кропівна А.В.; опубл.12.11.2012.

239. Патент № 102038 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення антифрикційних покриттів / Черновол М.І., Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Мохамед Р.Ф. Будар; опубл.12.10.2015.

240. Патент № 108429 України. Пристрій для фінішної антифрикційної безабразивної обробки внутрішніх циліндричних поверхонь / Черновол М.І., Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Красота М.В., Мохамед Р.Ф. Будар; опубл.11.07.2016.

241. Цеханов Ю.А. Особенности взаимодействия микронеровностей контактирующих поверхностей при финишной антифрикционной безабразивной обработке/ Ю.А. Цеханов, М.Н. Подоприхин, И.В. Шепеленко и др.// Вестник Воронежского государственного технического университета, Воронеж, 2020. – №4 (16). – С.157–166.

242. Якубов Ф.Я. Структурно-энергетические аспекты упрочнения и повышения стойкости режущего инструмента / Ф.Я. Якубов, В.А. Ким. – Симферополь, Крымское уч.-пед. государственное изд-во, 2005. – 300 с.

243. Shepelenko Ihor. Simulation of micro-cutting in the process of finishing anti-friction non-abrasive treatment/ Ihor Shepelenko, Yuriy Tsekhanov, Yakiv Nemyrovskiy et al.// Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science, 2019, Vol 5, №5, pp.43–52.

244. Розенберг А.М. Качество поверхности обработанной деформирующим протягиванием/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко и др. – К.: Наук. думка, 1977. – 188 с.

245. Немировський Я.Б. Наукові основи забезпечення точності при деформуючому протягуванні: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.02.08/ Я.Б. Немировський. – Київ, 2018. – 40 с.

246. Смирнов В.С. Теория обработки металлов давлением/ В.С. Смирнов. – М.: Металлургия, 1973. – 496 с.

247. Смирнов–Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов/ Г.А. Смитнов–Аляев. – Л.: Машиностроение, 1968. – 272 с.

248. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением/ В.Л. Колмогоров. – М.: Металлургию, 1986. – 688 с.
249. Качанов Л.М. Основы теории пластичности/ Л.М. Качанов. – М.: Наука, 1969. – 420 с.
250. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов/ А.Д. Томленов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
251. Балаганская Е.А. Исследование деформирующего протягивания толстостенных заготовок высокоресурсных изделий: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.05/ Е.А. Балаганская. – Воронеж, 2000. – 16 с.
252. Лахтин Ю.М. Влияние предварительной холодной деформации на цементацию стали / Ю.М. Лахтин, В.Д. Кальнер, В.К. Седуков и др. // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1971. - №12. – С.22–26.
253. Цеханов Ю.А. Управление процессом формообразования заготовок при деформирующем протягивании/ Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский, Ф.И. Златопольский// Кузнечно – штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 2020. - №6. – С.16–26.
254. Шепеленко І.В. Інтенсифікація процесу нанесення антифрикційних покриттів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Е.К. Посвятенко // Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта: матеріали XXI Міжнародної науково-технічної конференції (06 – 09 жовтня 2020 р.), м.Київ, КПІ, 2020. С.94–96.
255. Shepelenko I.V. The study of surface roughness in the process of finishing antifriction non-abrasive treatment// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2020. – №1/95. – С.34–40.
256. Shepelenko I.V. The mechanism of formation of anti-friction coatings by employing friction-mechanical method/ I.V. Shepelenko, E.K. Posviatenko, V.V. Cherkun// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2019. – №1. – С.35–39.
257. Немировский Я.Б. Особенности контактных явлений при деформирующем протягивании с использованием твердых смазок / Я.Б. Немировский, Э.К. Посвятенко, И.Ю. Ростоцкий, Ю.А. Цеханов // Вісник

Національного технічного університету "ХПІ". Сер.: Технології в машинобудуванні: зб. наук. пр. – Харків: НТУ "ХПІ", 2019. – № 19 (1344). – С. 61–68.

258. Брыков М.Н. Износостойкость сталей и чугунов при абразивном изнашивании / М.Н. Брыков, В.Г. Ефременко, А.В. Ефременко. – Херсон, 2014. – 364 с.

259. Боровиков В. STATISTICA. Искусство анализа данных на компьютере: Для профессионалов. 2-е изд. (+CD). – СПб.: Питер, 2003. – 688 с.

260. Вуколов Э.А. Основы статистического анализа. Практикум по статистическим методам и исследованию операций с использованием пакетов STATISTICA и EXCEL: учебное пособие. – 2-е изд., испр. и доп. – М.: Форум, 2008. – 464 с.

261. Халафян А.А. STATISTICA Статистический анализ данных. 3-е изд. Учебник – М: ООО «Бином-Пресс», 2007 – 512 с.

262. Халафян А.А. Контроль качества, анализ процессов, планирование экспериментов в пакете Statistitica. – М.: Книжный дом "Либроком", 2013 – 384 с.

263. Корнеев А.А. Финишная антифрикционная обработка деталей узлов трения машин/ А.А. Корнеев, А.К. Прокопенко, А.П. Голубев и др. – М.: МГУДТ, 2015. – 97 с.

264. Золотин В.Г. Повышение долговечности деталей цилиндро-поршневой группы/ В.Г. Золотин, Г.А. Пилюшина// Новые материалы и технологии в машиностроении, Брянск, 2020. – №32. – С.67–71.

265. Рыжов Э.В. Научные основы технологического управления качеством поверхности деталей при механической обработке/ Э.В. Рыжов// Трение и износ. – 1997. – Т.18, №3. – С.293–300.

266. Вентцель Е.С. Теория вероятностей и её инженерные приложения/ Е.С. Вентцель, Л.А. Овчаров. – 2-е изд. – М.: Высшая школа, 2000. – 480 с.

267. Болч Б. Многомерные статистические методы для экономики/ Б. Болч, К. Дж. Хуань. – М.: Статистика, 1979. – 317 с.

268. Кулешков Ю.В. Статистичні методи обробки та аналізу експериментальних даних/ Ю.В. Кулешков, М.І. Черновол, Ф.І. Василенко та ін. –

Навчальний посібник для студентів технічних спеціальностей. За ред. Ю.В. Кулешкова. – Кіровоград: КДТУ. –2002. – 134 с.

269. Кулешков Ю.В. Методика статистичної обробки експериментальних даних/ Ю.В. Кулешков, М.І. Черновол, І.В. Шепеленко та ін.// Вестник Тернопільського державного технічного університету. – Тернопіль: ТДТУ. – 1999. – Т.4, №4. – С.71–77.

270. Колчин А.И. Расчет автомобильных и тракторных двигателей. Учебное пособие для ВУЗов/ А.И. Колчин, В.П. Демидов // 4-е изд. – М.: Высшая школа, 2008. – 496 с.

271. Ховах М.С. Автомобильные двигатели. Теория, расчет и конструкция двигателей внутреннего сгорания: учебник / М.С. Ховах, Г.С. Маслов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1971. – 456 с.

272. Башлыков В.А. Контактные напряжения и износ поверхности деформирующего инструмента/ В.А. Башлыков, Н.П. Морозов// Новое в теории расчета и конструирования деформирующего и формообразующего инструмента. – Куйбышев: Куйбышев. политех. ин-т; 1976. – Вып.2. – С.131 – 137.

273. Тимошенко С.П. Теория упругости/ С.П. Тимошенко, Дж. Гульер. – М.: Наука, 1976. – 576 с.

274. Александров В.М. Контактные задачи для тел с тонкими покрытиями/ В.М. Александров, С.М. Мхитарян//. – М.: Наука, 1983. – 488 с.

275. Качанов Л.М. Основы механики разрушения/ Л.М. Качанов. – М.: Наука, 1974. – 312 с.

276. Тимошенко С.П. Пластинки и оболочки. Перевод с английского/ С.П. Тимошенко, С. Войновский. – Москва: Наука, 1966. – 636 с.

277. Розенберг А.М. Расчет и проектирование твердосплавных деформирующих протяжек и процесса протягивания/ А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.К. Посвятенко и др. – К. : Наук. думка, 1978. – 256 с.

278. Шепеленко І.В. Перспективи комбінованих плівочних антифрикційних покриттів деталей машин/ І.В. Шепеленко, О.В. Чернявський, Е.К. Посвятенко// Качество, стандартизация, контроль: теория и практика:

Материалы 18-й Международной научно-практической конференции (03 – 07 сентября 2018 г.), Одесса – Киев: АТМ Украины, 2018. С.136.

279. Protosenya A. Introduction the method of finite-discrete elements into the abaqus/explicit software complex for modeling deformation and fracture of rock/ A. Protosenya, M. Karasev, V. Ochukrov // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 7(90), 2017, 11–18.

280. Полотняк С.Б. Методика чисельного моделювання процесів мартенситних фазових перетворень у малих обсягах матеріалів при деформуванні на алмазних ковадлах // Сверхтв. материалы. – 2008. – № 2. – С. 13–28.

281. Лавриков С. А. Конечноэлементное моделирование статических и динамических линейных и нелинейных термомеханических процессов в трехмерных конструкциях произвольной формы на персональных ЭВМ FEM_TOOLS/ С.А. Лавриков, А. Ю. Рукин. Каталог. Программные продукты Украины. – ТЕХНО, 1994. – С. 54.

282. Лошак М.Г. Прочность и долговечность твердых сплавов/ М.Г. Лошак; АН УССР. ИСМ. – К. : Наук. думка, 1984. – 325 с.

283. Nemyrovskiy Ya. Designing the structures of discrete solid-alloy elements for broaching the holes of significant diameter based on the assessment of their strength/ Ya. Nemyrovskiy, I. Shepelenko, E. Posviatenko et al.// Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 2020, Vol.3, NO 7 (105), 57–65.

284. Немировский Я.Б. Особенности проектирования твердосплавных сборных рабочих элементов деформирующих протяжек / Я.Б. Немировский, И.В. Шепеленко, С.Е. Шейкин и др. // Вестник Воронежского государственного технического университета, Воронеж, 2021. – №4 (17). – С.134–142.

285. Черновол М.И. Повышение качества финишной обработки отверстий/ М.И. Черновол, И.В. Шепеленко, Мохамед Р.Ф. Будар // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2016. – Вип.29. – С.104–111.

286. Будар Мохамед Р.Ф. Вплив методів фінішної обробки отворів на параметри якості поверхні/ Р.Ф. Будар Мохамед, І.В. Шепеленко// Молодеж и

сельскохозяйственная техника в XXI веке: материалы XII-го международного форума молодежи. Харьков, 2016. С.84.

287. Будар Мохамед Р.Ф. Методы финишной обработки отверстий/ Р.Ф. Будар Мохамед, І.В. Шепеленко// Збірник тез доповідей викладацьких, аспірантських наукових досліджень за підсумками проведення «Дня науки – 2016». Кіровоград, 2016. С.48–51.

288. Шепеленко І.В. Шляхи підвищення ефективності застосування ФАБО гільз циліндрів/ І.В. Шепеленко, Р.Ф. Будар Мохамед// Прикладні науково-технічні дослідження. Матеріали міжнародної науково-практичної конференції (05 – 07 квітня 2017 р.), м.Івано-Франківськ, 2017. С.124.

289. Chernovol Mykhailo. Appliances for FANT of cylinder liners/ Mykhailo Chernovol, Ihor Shepelenko, Mohamed R.F. Budar// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2016. – Вип.46. – С.258–265.

290. Лапик В.П. Анализ способов восстановления гильз цилиндров двигателей внутреннего сгорания/ В.П. Лапик, Н.В. Синяя// Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. – 2007. – №1. – С.104–107.

291. Шепеленко І.В. Особенности выбора состава технологической среды для финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки/ І.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Научно-информационное обеспечение инновационного развития АПК (матер. VIII Междунар. науч.-практ. конф.). – М.: ФГБНУ «Росинформагро-тех», 2016. – С.132–137.

292. Nemyrovskiy Ya. Technical-Economic Aspects of the Use of Technological Process of Deforming Broaching/ Nemyrovskiy, Ya., Posvyatenko, E., Sardak, S.// Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham, 2019, 238–247.

293. Сулима А.М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин/ А.М. Сулима, В.А. Шулов, Ю.Д. Ягодкин. – М.: Машиностроение, 1988. – 237 с.

294. Кривошея В.В. Влияние угла деформирования на протягивание цилиндрических отверстий/ В.В. Кривошея. – LAP Lambert Academic Publishing. – Saarbrücken, Deutschland, 2015. – 136 с.

295. Nemyrovskiy Ya. B. The use of deforming broaching for enhancing the efficiency of cutter chisels/ Ya. B. Nemyrovskiy, V. V. Krivosheya, I.V. Shepelenko et al.// Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu, 2020. – №2. – pp.61–66.

296. Погорілець О.М. Гідропривід сільськогосподарської техніки: навчальне видання / О.М.Погорілець, М.С. Волянський, В.Д. Войтюк, С.І. Пастушенко; за ред. О.М. Погорільця. – К. : Вища освіта, 2004. – 368 с.

297. Шепеленко И.В. Применение вибрации при ФАБО/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Вінницького національного аграрного університету, Серія: Технічні науки, Вінниця, 2014. – Вип.2 (85). – С.28–31.

298. Шепеленко И.В. Образование антифрикционного покрытия финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработкой/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Вібрації в техніці та технологіях, Вінниця. – 2013. – № 3(71) – С. 99–104.

299. Шепеленко И.В. Влияние состояния исходной поверхности на процесс ФАБО/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Науковий вісник Таврійського державного агротехнологічного університету, Мелітополь, 2013. – Вип.3 (1). – С.150–155.

300. Патент № 35859 України. Спосіб нанесення антифрикційних покриттів / М.І. Черновол, В.В. Черкун, В.М. Наливайко, Є.К. Солових, І.В. Шепеленко, А.М. Щербина; опубл.16.04.2001.

301. Кропивный В.Н. Розробка та дослідження складу технологічного середовища для ФАБВО/ В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2011. – Вип.41 (1). – С.248–251.

302. Шепеленко І.В. Підвищення ефективності обробки цапф шестерень гідронасосів. Матеріали VII Міжнародної науково-практичної конференції

«Сучасні технології промислового комплексу - 2021» (07 – 10 вересня 2021 р.), випуск 7. – Херсон: ХНТУ, 2021. С.109–112.

303. Кропивный В.Н. Антифрикционные свойства поверхности при обработке ФАБВО / В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2010. – Вип.23. – С. 361–364.

304. Кропивный В.Н. Структура поверхностного слоя цапф шестерен шестеренных насосов при обработке ФАБВО/ В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2010. – Вип.40 (1). – С. 185–188.

305. Кропивный В.Н. Исследование свойств покрытия, нанесенного методом ФАБВО/ В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2008. – Вип.21. – С.311–314.

Додатки

Додадок А

АКТ

передачі основних результатів дисертаційної роботи
Шепеленка Ігоря Віталійовича на тему «Наукові основи технології
нанесення антифрикційних покриттів з використанням пластичного
деформування»

На підприємство ТОВ «КІЗ «Лезо» на підставі двосторонньої співпраці передані матеріали дисертаційної роботи Шепеленка Ігоря Віталійовича, професора кафедри експлуатації та ремонту машин Центральноукраїнського національного технічного університету на тему «Наукові основи технології нанесення антифрикційних покриттів з використанням пластичного деформування», а саме:

- методика оцінки міцності збірного деформуючого елементу для дискретного протягування отвору значного діаметра;
- алгоритм послідовності розрахунку збірного деформуючого елементу для дискретного протягування, який дозволяє вибрати технологічні і конструкційні параметри інструменту;
- результати розробки конструкцій дискретних твердосплавних елементів для протягування отворів значного діаметра на основі оцінки їх міцності.

Аналіз вказаних матеріалів фахівцями підприємства дозволяє зробити висновок про можливість їх використання при проектуванні збірного твердосплавного інструменту для дискретного протягування а також для оцінки міцності збірних твердосплавних інструментів, наприклад, фрез, зенкерів, розгортки при уточненні зовнішніх навантажень.

Директор з виробництва
ТОВ «КІЗ «Лезо»



Гавришко В.В.

Науковий консультант, д.т.н.,
професор кафедри виробництва,
ремонту та матеріалознавства
Національного транспортного
університету

Посвятенко Е.К.

Додадок Б

АКТ
передачі основних результатів дисертаційної роботи
Шепеленка Ігоря Віталійовича

На завод із виробництва рульової гідравліки науково-виробничого підприємства ПАТ «НВП Радій» на підставі двосторонньої співпраці передані результати дисертаційної роботи Шепеленка Ігоря Віталійовича, професора кафедри «Експлуатація та ремонт машин» Центральноукраїнського національного технічного університету на тему «Наукові основи технології нанесення антифрикційних покриттів з використанням пластичного деформування», в тому числі:

- результати теоретичних та експериментальних досліджень процесу деформуючого протягування отворів в деталях із чавуну;
- практичні рекомендації по проектуванню деформуючого інструменту для обробки отворів значного діаметру;
- практичні рекомендації щодо виконання операцій деформуючого протягування та фінішної антифрикційної безабразивної обробки.

Аналіз вказаних матеріалів фахівцями підприємства дозволяє зробити висновок про можливість їх використання при обробці деталей із чавуну, які входять у склад гідравлічного обладнання.

Директор
заводу із виробництва рульової
гідравліки ПАТ «НВП «Радій»



Сіренко О.Д.

Додадок В



«УЗГОДЖЕНО»
Директор КАТП
«Агробудавтосервіс»
В.В. Кириченко
«27» 06 2021 р.



«ЗАТВЕРДЖУЮ»
Проектор
з наукової роботи ЦНТУ
О.М. Левченко
«27» 06 2021 р.

ПРОТОКОЛ №1

стендових випробувань автотракторних двигунів з відновленими гільзами
циліндрів з застосуванням комбінованого протягування та фінішної
антифрикційної безабразивної обробки

1. СКЛАД КОМІСІЇ ДЛЯ ПРОВЕДЕННЯ ВИПРОБУВАНЬ
від ЦНТУ – д.т.н. Я.Б. Немировський, к.т.н. І.В. Шепеленко;
від КАТП «Агробудавтосервіс» – головний інженер І.М. Ярощук, майстер
дільниці відновлення деталей М.Л. Ткаченко

2. ОБ'ЄКТ ВИПРОБУВАНЬ

Об'єктом випробувань є двигун з гільзами циліндрів

3. МЕТА ВИПРОБУВАНЬ

Встановлення характеру обкатки, припрацювання та ресурсу двигунів з
гільзами що піддавались традиційній обробці та комбінованому
протягуванню з нанесенням антифрикційних покриттів фінішною
антифрикційною безабразивною обробкою (ФАБО)

4. УМОВИ ВИПРОБУВАНЬ

4.1. Випробування проводились в лабораторії випробування двигунів
кафедри експлуатації та ремонту машин ЦНТУ.

4.2. Припрацювання двигунів проводили на стенді КІ-2139Б

4.3. Режими обкатки: холодна обкатка при частоті обертання валу 700 і
900 хв⁻¹ по 15 хв; гаряча на холостому ході при частоті обертання валу 1200 і
1400 хв⁻¹ по 20 хв. Для змащення двигуна використано масло М-86І.

Гальмівний момент визначали при холодній обкатці через кожних 5 хв.
Випробуванню піддалися двигуни з гільзами, що оброблені за традиційною
технологією та з гільзами, що оброблені з використанням деформуючого
протягування. Гальмівний момент у двигунів склав відповідно – 78 і 69,6 Н-м.

5. РЕЗУЛЬТАТИ ВИПРОБУВАНЬ

5.1. Знос поверхні зразків після використання операцій деформуючого протягування і ФАБО в 1,7 разів менший за гільз, що оброблені з використання операцій розточування і хонінгування.

5.2. Стабілізація гальмівного моменту у двигунів з гільзами, що оброблені з використанням деформуючого протягування і ФАБО настає через 12 хв., а у двигунів з гільзами, обробленими за традиційною технологією – через 20 хв. Тобто час холодного припрацювання при використанні на двигунах гільз, оброблених за пропонованою технологією можна скоротити на 8 хв.

6. ВИСНОВОК

Застосування гільз циліндрів, оброблених деформуючим протягуванням і ФАБО дозволяє скоротити час на обкатку та підвищити ресурс двигуна

ЧЛЕНИ КОМІСІЇ

Від КАТП «Агробудавтосервіс»

Головний
інженер


(підпис)

Ярошук І.М.
(прізвище, ініціали)

Майстер
дільниці


(підпис)

Ткаченко М.Л.
(прізвище, ініціали)

Від ЦНТУ


(підпис)

Немировський Я.Б.
(прізвище, ініціали)


(підпис)

Шепеленко І.В.
(прізвище, ініціали)

Додадок Г

«УЗГОДЖЕНО»
 Директор КАТП
 «Агробудавтосервіс»

 В.В. Кириченко

«ЗАТВЕРДЖУЮ»
 Проректор
 з наукової роботи ЦНТУ

 О.М. Левченко

АКТ

прийняття до впровадження технологічного процесу
 обробки гільз циліндрів ДВЗ

Комісія в складі представників КАТП «Агробудавтосервіс»: гол. інженера І.М. Ярощука, майстера дільниці відновлення М.Л. Ткаченка та представників Центральноукраїнського національного технічного університету д.т.н. Немировського Я.Б., к.т.н. Шепеленка І.В. склали акт про прийняття до провадження технологічного процесу обробки гільз циліндрів двигунів ДВЗ при їх відновленні в І ремонтний розмір з використанням операції комбінованого протягування та фінішної антифрикційної безабразивної обробки (ФАБО) замість операцій розточування і хонінгування.

Комісія встановила наступне:

1. Розроблений технологічний процес обробки гільз циліндрів двигунів ДВЗ при їх відновленні в І ремонтний розмір з використанням комбінованого протягування та нанесення антифрикційних покриттів ФАБО по рівнянню з існуючим дозволяє: знизити знос гільз циліндрів в 1,7 разів; зменшити час проведення стендових випробувань в 1,6 разів.

2. Використання запропонованого технологічного процесу, що вміщують операції комбінованого протягування та ФАБО забезпечує отримання робочої поверхні гільзи з поліпшеними фізико-механічними і трибологічними характеристиками і шорсткістю, близькою до експлуатаційної.

3. Прийняти до впровадження запропонований представниками Центральноукраїнського національного технічного університету технологічний процес обробки гільз циліндрів двигунів ДВЗ при їх відновленні в I ремонтний розмір.

ЧЛЕНИ КОМІСІЇ

Від КАТП «Агробудавтосервіс»

Головний
інженер  Ярошук І.М.

Майстер
дільниці  Ткаченко М.Л.

Від ЦНТУ

 Немировський Я.Б.

 Шепеленко І.В.

Додаток Д

“Затверджую”
 Генеральний директор
 ТОВ “УНІБУРТЕХ”
 Джигалов С.О.
 06.06.2019р.



Протокол

наради по обговоренню технологічного процесу запресування твердосплавних зубків в корпуса шарошок доліт в умовах ТОВ “УНІБУРТЕХ” м.Дрогобич, 06.06.2019.

Присутні:

від ТОВ “УНІБУРТЕХ”: генеральний директор Джигалов С.О., головний інженер Колодій А.Ю., головний технолог Антоник Б.В., начальник ЦБД Матвіїшин М.Я.

від Центральноукраїнського національного технічного університету (ЦНТУ): проф., д.т.н. Немировський Я.Б., доц., к.т.н. Шепеленко І.В.

Розглянули:

1. Існуючий технологічний процес запресування твердосплавних зубків в корпуса шарошок доліт в умовах ТОВ “УНІБУРТЕХ”, який включає наступні операції:
 - свердлування отворів;
 - зенкування отворів;
 - термообробка корпусів;
 - зенкування фасок отворів;
 - розгортання отворів;
 - запресування твердосплавних зубків.
2. Пропозицію представників ЦНТУ про розробку та впровадження технології обробки отворів в корпуса шарошок доліт з використанням операції деформуючого прошивання замість операції розгортання отворів.

Вирішили:

1. Представникам ЦНТУ розробити технологічний процес обробки отворів в корпуса шарошок доліт з використанням операції деформуючого прошивання та виготовити інструмент для обробки отворів.
2. Спільно з представниками ТОВ “УНІБУРТЕХ” провести обробку дослідної партії шарошок по запропонованому представникам ЦНТУ технологічному процесу в умовах ТОВ “УНІБУРТЕХ”.


 Від ТОВ “УНІБУРТЕХ”:
 голов. інженер Колодій А.Ю.
 голов. технолог Антоник Б.В.


 Від ЦНТУ:
 проф., д.т.н. Немировський Я.Б.
 доц., к.т.н. Шепеленко І.В.

Додаток Ж

«УТВЕРЖДАЮ»

Директор ЧСП «Украина»
с. Щорсовка, Генического р-на
Херсонской обл.



 Коберник В.П.

«16» марта 2008 г.



«УТВЕРЖДАЮ»

Проректор по научной работе
Кропивный В.Н.

«18» марта 2008 г.

АКТ

о постановке на эксплуатационные испытания насосов типа НШ 50А-3
с цапфами шестерен обработанных по способу ФАБВО.

Настоящий акт составлен комиссией в составе: председателя комиссии - гл. инженера ЧСП «Украина» Генического р-на Херсонской обл. А.Н.Миюца, бригадира В.В.Тиховского и представителей Кировоградского национального технического университета к.т.н С.А.Магопца, к.т.н. И.В.Шепеленко и инженера В.В.Черкуна в том, что 16 марта 2008 г. были поставлены на эксплуатационные испытания 5 насосов типа НШ 50А-3, которые отремонтированы на Старокрымском ремонтном заводе с применением финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки (ФАБВО).

После установки насосов на трактора определили их техническое состояние при помощи прибора КИ-1097Б, который устанавливался на трактор с использованием приспособления КИ-6272. Испытания насосов проводили при рабочем давлении 16 МПа и частоте вращения 32с^{-1} .

Таблица 1. Техническое состояние насосов, которые были поставлены на эксплуатационные испытания.

Марка трактора и № насоса НШ 50А-3	Наработка трактора за один год, мото-час	Фактическая объемная подача $Q_{\text{ф}}$, л/мин при $n=32 \text{ с}^{-1}$	Коэффициент объемной подачи η_v	
			Во время установки насоса на испытание	На момент обследования
Т-150К №1	1100	76,21	0,92	0,88
МТЗ-80 №2	1200	74,60	0,90	0,85
Т-170 №3	1200	75,38	0,91	0,86
ПЭ-08Б №4	1300	76,21	0,92	0,88
КСКУ-6 №5	1000	74,60	0,90	0,85

Постановили: продолжить эксплуатационные испытания до выхода насосов из строя.

Главный инженер

А.Н. Миюн

Бригадир

В.В. Тиховский

К.т.н., доц. каф. ЭРМ

С.А. Магопец

К.т.н., доц. каф. ЭРМ

И.В. Шепеленко

Инженер

В.В. Черкун

Додаток 3

«УТВЕРЖДАЮ»

Директор ООО «АФ им. Шевченко»
с. Догмаровка, Генического р-на
Херсонской обл.

 Сидоренко В.Ф.

« 17 » марта 2008 г.



«УТВЕРЖДАЮ»

Проректор по научной работе
Кропивный В.Н.

 17 марта 2008 г.

АКТ

о постановке на эксплуатационные испытания насосов типа НШ 50А-3
с цапфами шестерен обработанных по способу ФАБВО.

Настоящий акт составлен комиссией в составе: председателя комиссии - гл. инженера ООО «АФ им. Шевченко» Генического р-на Херсонской обл. В.В. Сабадаш, бригадира А.А.Галицкого и представителей Кировоградского национального технического университета к.т.н С.А.Магопца, к.т.н. И.В.Шепеленко и инженера В.В.Черкуна в том, что 17 марта 2008 г. были поставлены на эксплуатационные испытания 5 насосов типа НШ 50А-3, которые отремонтированы на Старокрымском ремонтном заводе с применением финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки (ФАБВО).

После установки насосов на трактора определили их техническое состояние при помощи прибора КИ-1097Б, который устанавливался на трактор с использованием приспособления КИ-6272. Испытания насосов проводили при рабочем давлении 16 МПа и частоте вращения 32с⁻¹.

Таблица 1. Техническое состояние насосов, которые были поставлены на эксплуатационные испытания.

Марка трактора и № насоса НШ 50А-3	Наработка трактора за один год, мото·час	Фактическая объемная подача $Q_{ф}$, л/мин при $n=32 \text{ с}^{-1}$	Коэффициент объемной подачи η_v	
			Во время установки насоса на испытание	На момент обследования
Т-150К №1	1150	78,95	0,94	0,90
ЮМЗ-6 №2	1230	76,32	0,91	0,87
Т-170 №3	1120	75,21	0,90	0,86
ПЭ-08Б №4	1350	77,97	0,93	0,89
КСКУ-6 №5	1020	75,67	0,91	0,86

Постановили: продолжить эксплуатационные испытания до выхода насосов из строя.

Главный инженер

В.В.Сабадаш

Бригадир

А.А.Галицкий



К.т.н., доц. каф.ЭРМ

С.А. Магопец

К.т.н. доц. каф.ЭРМ

И.В. Шепеленко

Инженер

В.В.Черкун



Додаток К

«УТВЕРЖДАЮ»

Директор ЧСП «Украина»
с. Щорсовка, Генического р-на
Херсонской обл.



 Коберник В.П.

29 » марта 2009 г.



«УТВЕРЖДАЮ»

Проректор по научной работе
Кропивный В.Н.

 2009г.

ПРОТОКОЛ

обследования технического состояния насосов НШ 50А-3, которые
были установлены на эксплуатационные испытания в ЧСП «Украина»
Генического района Херсонской области 16 марта 2008 г.

Обследование технического состояния шестеренных насосов типа НШ 50А-3, которые были отремонтированы на Старокрымском ремонтном заводе с применением финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки (ФАБВО), состоялось с 28 по 29 марта 2009 г., т.е. через 1 год после их установки на эксплуатационные испытания.

Техническое состояние насосов определили при помощи прибора КИ-1097Б, который устанавливался на трактор с использованием приспособления КИ-6272.

Полученные результаты приведены в таблице 1.

Экспериментальные насосы, цапфы шестерен которых были обработаны способом ФАБВО, успешно прошли эксплуатационные испытания при среднегодовой наработке 1160 моточасов. Падение коэффициента объемной подачи насосов находится в пределах нормы.

Коэффициент объемной подачи определяли по формуле

$$\eta_v = \frac{Q_f}{Q_t} 100\%,$$

где Q_f и Q_t – соответственно фактическая и теоретическая подача насоса.

Полученные результаты приведены в таблице 1.

Таблица 1. Результаты проверки технического состояния насосов, которые были установлены на эксплуатационные испытания.

Марка и № насоса	Тип машины	Марка машины	Объемная подача насоса, л /мин при $n=32 \text{ c}^{-1}$		Коэффициент объемной подачи η_v
			Теоретическая	Фактическая	
НШ 50А-3 №1	Трактор	Т-150К	87,2	80,22	0,92
НШ 50А-3 №2	Трактор	МТЗ-80	87,2	78,50	0,90
НШ 50А-3 №3	Трактор	Т-170	87,2	79,35	0,91
НШ 50А-3 №4	Погрузчик	ПЭ-08Б	87,2	80,22	0,92
НШ 50А-3 №5	С\х машина	КСКУ-6	87,2	78,50	0,90

Главный инженер

А.Н. Миоц

Бригадир

В.В. Тиховский

К.т.н., доц. каф. ЭРМ

С.А. Магопец

К.т.н., доц. каф. ЭРМ

И.В. Шепеленко

Инженер

В.В. Черкун

Додаток Л

«УТВЕРЖДАЮ»

Директор ООО «АФ им. Шевченко»

с. Догмаровка, Генического р-на

Херсонской обл.



Сидоренко В.Ф.

« 31 » марта 2009 г.



«УТВЕРЖДАЮ»

Проректор по научной работе

Кропивный В.Н.

2009 г.

ПРОТОКОЛ

обследования технического состояния насосов НШ 50А-3, которые были установлены на эксплуатационные испытания в ООО «АФ им. Шевченко» Генического района Херсонской области 17 марта 2008 г.

Обследование технического состояния шестеренных насосов типа НШ 50А-3, которые были отремонтированы на Старокрымском ремонтном заводе с применением финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки (ФАБВО), состоялось с 30 по 31 марта 2009 г., т.е. через 1 год после их установки на эксплуатационные испытания.

Техническое состояние насосов определили при помощи прибора КИ-1097Б, который устанавливался на трактор с использованием приспособления КИ-6272.

Полученные результаты приведены в таблице 1.

Экспериментальные насосы, цапфы шестерен которых были обработаны способом ФАБВО, успешно прошли эксплуатационные испытания при среднегодовой наработке 1170 моточасов. Падение коэффициента объемной подачи насосов находится в пределах нормы.

Коэффициент объемной подачи определяли по формуле

$$\eta_v = \frac{Q_{\phi}}{Q_T} 100\%,$$

где Q_{ϕ} и Q_T – соответственно фактическая и теоретическая подача насоса.

Полученные результаты приведены в таблице 1.

Таблица 1. Результаты проверки технического состояния насосов, которые были установлены на эксплуатационные испытания.

Марка и № насоса	Тип машины	Марка машины	Объемная подача насоса, л /мин при $n=32 \text{ c}^{-1}$		Коэффициент объемной подачи η_v
			Теоретическая	Фактическая	
НШ 50А-3 №1	Трактор	Т-150К	87,2	82,22	0,94
НШ 50А-3 №2	Трактор	ЮМЗ-6	87,2	79,50	0,91
НШ 50А-3 №3	Трактор	Т-170	87,2	78,35	0,90
НШ 50А-3 №4	Погрузчик	ПЭ-08Б	87,2	81,22	0,93
НШ 50А-3 №5	С\х машина	КСКУ-6	87,2	79,65	0,91

Главный инженер

В.В.Сабадаш

Бригадир

А.А.Галицкий



К.т.н., доц. каф.ЭРМ

С.А. Магопек

К.т.н., доц. каф.ЭРМ

И.В. Шепеленко

Инженер

В.В.Черкун

Додаток М

Розрахунок очікуваного економічного ефекту від впровадження технології обробки цапф шестерен гідронасосів

Розрахунок економічної ефективності від впровадження технології обробки цапф шестерень насосів, що вміщує операцію ФАБО, виконувався в умовах Старокримського підприємства «Сільгосптехніка» (АР Крим, Україна).

З аналізу ціноутворення на капітальний ремонт насосів установлено, що витрати на перший капітальний ремонт складають в середньому біля 60 % первинної вартості техніки (вартість нового НШ-50А-3 складає 2376 грн., НШ-100А-3 – 3090 грн.) Витрати на технологічні операції відновлення складають близько 30 % від витрат на капітальний ремонт.

Витрати на капітальний ремонт шестеренного насоса НШ-50А-3 за базовою технологією складають 1425 грн., НШ-100А-3 – 1854 грн. Середні витрати по двох марках насосів складають 1640 грн.

Відповідно витрати на технологічні операції відновлення шестеренного насоса НШ-50А-3 – 427,5 грн., НШ-100А-3 – 556,2 грн. Середні витрати по двох марках насосів складають 491,85 грн.

Розрахунок економічного ефекту від впровадження запропонованої технології виконується за формулою:

$$E_{\phi} = (Z_{\text{Б.Т.}} - Z_{\text{П.Т.}}) \cdot N_p, \quad (1)$$

де $Z_{\text{Б.Т.}}$ – витрати на технологічні операції відновлення шестеренного насоса за існуючою технологією, грн.;

$Z_{\text{П.Т.}}$ – витрати на технологічні операції відновлення шестеренного насоса за технологією, що пропонується, грн.;

N_p – річна програма ремонту шестеренних насосів НШ -50А-3, НШ-100А-3, $N_p = 6372$ насоси.

Витрати на технологічні операції відновлення за базовою технологією складаються з витрат на відновлення деталей насоса з фінішним шліфуванням цапф шестерень і вартістю обкатки $Z_{\text{ОБ.Б.Т}}$

$$З_{Б.Т.} = З_{Р1} + З_{ОБ.Б.Т.} \quad (2)$$

$$З_{Б.Т.} = 377,83 + 114,02 = 491,85 \text{ грн.}$$

Витрати на технологічні операції відновлення шестеренного насосу за пропонованою технологією складаються з витрат на обробку цапф шестерень з використанням операції ФАБО, вартості установки $C_{УСТ}$ і вартості обкатки $З_{ОБ.П.Т.}$.

$$З_{П.Т.} = З_{Р2} + (E_H \cdot C_{УСТ})/N_T + З_{ОБ.П.Т.} \quad (3)$$

Запропонована технологія відрізняється від базової – фінішною обробкою цапф шестерен насосів. Згідно базової технології цапфи шліфуються на круглошліфувальному верстаті 3A130 із загальною трудомісткістю 20 хв. Операція ФАБО виконується на токарно-гвинторізному верстаті 16K20 із загальною трудомісткістю 6,8 хв.

Таким чином, витрати на відновлення насосу згідно пропонованої технології складають:

$$З_{П.Т.} = З_{Р1} - З_{ШЛ} + З_{Р2} - З_{ОБ.Б.Т.} + З_{ОБ.П.Т.} + (E_H \cdot C_{УСТ})/N_P, \quad (4)$$

де $З_{ШЛ}$ – витрати на шліфування цапф шестерен, грн.;

$З_{Р1}$ – витрати за базовою технологією, грн.;

$З_{Р2}$ – витрати на ФАБО, грн.;

E_H – нормативний коефіцієнт економічної ефективності капітальних вкладень, $E_H = 0,15$;

$C_{УСТ}$ – вартість установки ФАБО, грн.

Додаткові витрати на ФАБО можна представити у вигляді:

$$З_{Р2} = C_{\Phi} + C_{Ж} + C_{W} + C_{K}, \quad (5)$$

де C_{Φ} – вартість трудових витрат на ФАБО, грн.;

C_{P} – вартість витрат на технологічну рідину, грн.;

C_W – витрати на електроенергію, грн.;

C_K – непрямі витрати, грн.

Вартість трудових витрат на ФАБО:

$$C_{\Phi} = C_{ГОД} \cdot t_{\Phi} \cdot \alpha \cdot K_H, \quad (6)$$

де $C_{ГОД}$ – година тарифна ставка верстатника 4 розряду, грн.;

t_{Φ} – норма часу на ФАБВО одного насоса, год., $t_{\Phi}=0,12$ год.;

α – коефіцієнт, що враховує премії і нарахування, $\alpha = 1,46$;

K_H – коефіцієнт нарахувань, $K_H=1,385$.

$$C_{\Phi} = 48,32 \cdot 0,12 \cdot 1,46 \cdot 1,385 = 11,72 \text{ грн.}$$

Вартість витрат на технологічну рідину

$$C_P = C_P \cdot H_P, \quad (7)$$

де C_P – вартість 1 кг технологічної рідини, $C_P=535$ грн.;

H_P – норма витрат технологічної рідини на 1 шестеренний насос НШ-50А-3, $H_P = 0,01$ кг (данні виробничих випробувань).

$$C_P = 535,0 \cdot 0,01 = 5,35 \text{ грн.}$$

Витрати на електроенергію

$$C_W = W \cdot C_E \cdot t_{\Phi} \cdot K_B, \quad (8)$$

де W – потужність електроприводу обладнання для ФАБВО, кВт;

C_E – вартість 1 кВт год. електроенергії, грн.;

K_B – коефіцієнт використання обладнання, $K_B = 0,8$.

$$C_W = 1,1 \cdot 3,6 \cdot 0,12 \cdot 0,8 = 0,38 \text{ грн.}$$

$$C_K = (11,72 + 5,35 + 0,38) \cdot 1,4 = 24,43 \text{ грн.}$$

$$Z_{P2} = 11,72 + 5,35 + 0,38 + 24,43 = 41,88 \text{ грн.}$$

Витрати на обкатку насосу розраховуються за формулою

$$C_{OB} = C_{ЗП} + C_M + C_E, \quad (9)$$

де $C_{ЗП}$ – заробітна платня слюсаря, грн.;

C_M – витрати на мастило при обкатці, грн.;

C_E – витрати на електроенергію, грн.

Заробітна плата слюсаря – обкатника визначається:

$$C_{ЗП} = C_{ЧОБ} \cdot t_{ОБ} \cdot \alpha, \quad (10)$$

де $C_{ЧОБ}$ – година тарифна ставка слюсаря – обкатника, грн.;

$t_{ОБ}$ – час обкатки одного насоса, год.

Час обкатки за існуючою технологією $t_{ОББ} = 0,2$ год., за пропонованою $t_{ОБП} = 0,05$ год.

$$C_{Б.Т.} = 36,2 \cdot 0,2 \cdot 1,385 \cdot 1,46 = 14,64 \text{ грн.}$$

$$C_{п.т.} = 36,2 \cdot 0,05 \cdot 1,385 \cdot 1,46 = 3,66 \text{ грн.}$$

Витрати на мастило при обкатці

$$C_M = H_M \cdot Ц_M, \quad (11)$$

де H_M – норма витрати мастила на обкатку одного насоса, кг;

$Ц_M$ – вартість 1 кг мінерального мастила, грн.

$$C_M = 0,8 \cdot 120 = 96 \text{ грн.}$$

Витрати на електроенергію при обкатці насосу

$$C_{э} = W_O \cdot Ц_E \cdot t_{об} / \eta, \quad (12)$$

де η – ККД електродвигуна, $\eta = 0,85$;

W_O – потужність електродвигуна стенду для обкатки, $W_O = 4,0$ кВт;

$t_{об}$ – час обкатки насосу, год.

$$C_{E.Б.Т.} = 4,0 \cdot 3,6 \cdot 0,2 / 0,85 = 3,38 \text{ грн.}$$

$$C_{E.П.Т.} = 4,0 \cdot 3,6 \cdot 0,05 / 0,85 = 0,84 \text{ грн.}$$

Витрати на обкатку:

- за базовою технологією

$$З_{об.Б.Т.} = 14,64 + 96,00 + 3,38 = 114,02 \text{ грн.}$$

- за пропонованою технологією

$$З_{об.П.Т.} = 3,66 + 96,00 + 0,84 = 100,5 \text{ грн.}$$

Витрати на ремонт насоса згідно пропонованої технології

$$З_{п.т.} = 377,83 - 205,2 + 41,88 - 114,02 + 100,5 + 0,15 \cdot 4250 / 6372 = 201,09 \text{ грн.}$$

Річна економія собівартості продукції складає

$$E_p = (491,85 - 201,09) \cdot 6372 = 1\,852\,722,72 \text{ грн.}$$

Додаток Н

Акт впровадження у навчальний процес

«ЗАТВЕРДЖУЮ» «ЗАТВЕРДЖУЮ»
 Проректор Проректор
 з наукової роботи ЦНТУ науково-педагогічної роботи ЦНТУ
 О.М. Левченко А.М. Кириченко
 « 06 » « 09 » 2021 р. « 06 » « 09 » 2021 р.



АКТ

про використання у навчальному процесі результатів
 дисертаційної роботи Шепеленка І.В.
 на тему: «Наукові основи технології нанесення антифрикційних покриттів з
 використанням пластичного деформування»

Акт складений у тому, що результати, отримані в дисертаційній роботі Шепеленка І.В., використовуються в навчальному процесі на підставі рішення кафедри експлуатації та ремонту машин (протокол №3 від 06 вересня 2021 року).

Результати дисертаційної роботи використовуються при викладанні дисциплін: «Відновлення та зміцнення деталей» (освітній рівень «бакалавр»), «Інженерія поверхонь деталей машин та механізмів» (освітній рівень «бакалавр»), «Технологічні методи зміцнення та відновлення типових деталей» (освітній рівень «магістр») для студентів спеціальності 132 «Матеріалознавство» та дисципліни «Технології відновлення та зміцнення автомобільних деталей» (освітній рівень «магістр») для студентів спеціальності 274 «Автомобільний транспорт».

Начальник
 навчального відділу



О.П. Голик

Завідувач кафедри
 експлуатації та ремонту машин



С.О. Магопонець

Додаток О

Список наукових праць за темою дисертації

1. Посвятенко Е.К. Протягування та протяжний інструмент: монографія / Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, І.В. Шепеленко. Кропивницький: Видавець Лисенко В.Ф., 2020. – 298 с. (запропоновано використання деформуючого протягування у процесі нанесення антифрикційного покриття фрикційно-механічним методом).
2. Посвятенко Е.К. Інженерія деталей, оброблених протягуванням: монографія/ Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, С.Е. Шейкін, І.В. Шепеленко, О.В. Чернявський. Кропивницький: Видавець Лисенко В.Ф., 2021. – 466 с. (обґрунтовано доцільність використання інструменту на базі протяжки для нанесення антифрикційних покриттів).
3. Nemyrovskiy Ya. Designing the structures of discrete solid-alloy elements for broaching the holes of significant diameter based on the assessment of their strength/ Ya. Nemyrovskiy, I. Shepelenko, E. Posviatenko et al.// Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 2020, Vol.3, NO 7 (105), 57 – 65. **(Scopus)** (виконано розрахунок міцності збірного деформуючого елемента при обробці гільзи циліндрів).
4. Nemyrovskiy Ya. B. The use of deforming broaching for enhancing the efficiency of cutter chisels/ Ya. B. Nemyrovskiy, V. V. Krivosheya, I.V. Shepelenko et al.// Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu, 2020. – №2. – pp.61–66. **(Scopus)** (розроблено технологічний процес обробки отворів у корпусах шарошкових доліт з використанням деформуючого протягування).
5. Shepelenko I.V. Technological factors influence on the antifriction coatings quality// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2021. – Т.26, №2/100. – С.50–57.
6. Shepelenko I.V. The study of surface roughness in the process of finishing antifriction non-abrasive treatment// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2020. – №1/95. – С.34–40.

7. Shepelenko Ihor. Simulation of micro-cutting in the process of finishing anti-friction non-abrasive treatment/ Ihor Shepelenko, Yuriy Tsekhanov, Yakiv Nemyrovskiy et al.// Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science, 2019, Vol 5, №5, pp.43–52. (визначено схеми контактної взаємодії інструменту з оброблюваною поверхнею на етапі мікрорізання).

8. Shepelenko I.V. The mechanism of formation of anti-friction coatings by employing friction-mechanical method/ I.V. Shepelenko, E.K. Posviatenko, V.V. Cherkun// Проблеми трибології (Problems of Tribology), Хмельницький, 2019. – №1. – С.35– 39. (запропоновано схема нанесення антифрикційних покриттів з використанням деформуючого протягування).

9. Chernovol Mykhailo. Appliances for FANT of cylinder liners / Mykhailo Chernovol, Ihor Shepelenko, Mohamed R.F. Budar // Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2016. – Вип.46. – С. 258–265. (виконано аналіз існуючих схем обробки гільз циліндрів).

10. Черновол М.И. Повышение качества финишной обработки отверстий/ М.И. Черновол, И.В. Шепеленко, Мохамед Р.Ф. Будар // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2016. – Вип.29. – С.104–111. (запропоновано комбіновану технологію фінішної обробки отворів).

11. Шепеленко И.В. Особенности выбора состава технологической среды для финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработки/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Вібрації в техніці та технологіях, Вінниця, 2016. – № 1(81). – С. 75–80. (запропоновано алгоритм вибору технологічного середовища при нанесенні антифрикційного покриття).

12. Chernovol Mykhailo. Effectiveness increase in application of FANT of the components of mobile agricultural machines/ Mykhailo Chernovol, Ihor Shepelenko, Mohamed R.F. Budar// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2015. – Вип.45 (1). – С. 10–13. (удосконалено спосіб нанесення антифрикційних покриттів).

13. Шепеленко И.В. Применение вибрации при ФАБО/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Вінницького національного аграрного університету, Серія: Технічні науки, Вінниця, 2014. – Вип. 2 (85). – С.28 –31. (запропоновано схему нанесення антифрикційних покриттів з використанням вібрації).

14. Шепеленко И.В. Образование антифрикционного покрытия финишной антифрикционной безабразивной вибрационной обработкой/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Вібрації в техніці та технологіях, Вінниця. – 2013. – № 3(71) – С. 99–104. (встановлено особливості утворення антифрикційного покриття при використанні вібрації).

15. Шепеленко И.В. Влияние состояния исходной поверхности на процесс ФАБО/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун // Науковий вісник Таврійського державного агротехнологічного університету, Мелітополь, 2013. – Вип. 3 (1). – С.150–55. (визначено вплив вихідної поверхні на якість антифрикційного покриття).

16. Черновол М.І. Пристрої для фрикційно-механічного нанесення покриттів/ М.І. Черновол, І.В. Шепеленко // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2013. – Вип.26. – С.58–62. (виконано аналіз методів та пристроїв для нанесення антифрикційного покриття).

17. Черновол М.І. Способы формирования антифрикционных покрытий на металлические поверхности трения/ М.І. Черновол, І.В. Шепеленко// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2012. – Вип.25 (1). – С. 3–8. (розроблено класифікація способів нанесення антифрикційних покриттів на металеві поверхні тертя).

18. Кропівний В.М. Розробка та дослідження складу технологічного середовища для ФАБВО/ В.М. Кропівний, І.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2011. – Вип.41 (1). – С.248–251. (запропоновано склад технологічного середовища для нанесення антифрикційного покриття).

19. Черновол М.И. Комбинированный метод обработки поверхностей трения/ М.И. Черновол, И.В. Шепеленко, Варума Арифа// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2011. – Вип.24 (2). – С.13–16. (запропоновано комбінований метод обробки поверхонь тертя).

20. Кропивный В.Н. Антифрикционные свойства поверхности при обработке ФАБВО / В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2010. – Вип.23. – С. 361–364. (досліджено антифрикційні властивості поверхонь з антифрикційними покриттями).

21. Кропивный В.Н. Структура поверхностного слоя цапф шестерен шестеренных насосов при обработке ФАБВО/ В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин, Кіровоград, 2010. – Вип.40 (1). – С. 185–188. (досліджено мікроструктуру поверхневого шару цап шестерен після фрикційно-механічної обробки).

22. Кропивный В.Н. Исследование свойств покрытия, нанесенного методом ФАБВО/ В.Н. Кропивный, И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету, Кіровоград, 2008. – Вип.21. – С.311–314. (встановлено властивості антифрикційних покриттів, отриманих ФАБО).

23. Shepelenko I. Compression Mechanics of Cylindrical Samples with Radial Deformation Limitation/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al. // In: Ivanov V., Pavlenko I., Liaposhchenko O., Machado J., Edl M. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing IV. DSMIE 2021. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. (2021), pp. 53–62. (**Scopus**) (запропоновано методику побудови діаграми пластичності для малопластичних матеріалів).

24. Shepelenko I. Plasticity Studies During Deformation Under Conditions of Significant Negative Values of the Stiffness Coefficient of the Stress State/

I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al. // In: Karabegović I. (eds) New Technologies, Development and Application IV. NT 2021. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 233. Springer, Cham (2021), pp. 215–223. **(Scopus)** (виконано моделювання усадки циліндричного чавунного зразка).

25. Shepelenko I. Mechanics of Micro-cutting Using FANT/ I. Shepelenko, Y. Tsekhanov, M. Storchak M. et al.// In: Tonkonogyi V. et al. (eds) Advanced Manufacturing Processes II. InterPartner 2020. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham (2021), pp.619–628. **(Scopus)** (виконано аналіз механіки формування поверхневого шару антифрикційного матеріалу).

26. Rasheed A Abdullah. Experimental quality improvement of the application of antifriction coating/ Abdullah Rasheed A, Ihor Shepelenko, Eduard Posviatyenko // Journal of Physics: Conference Series, Volume 1706, First International Conference on Advances in Physical Sciences and Materials 13-14 August 2020, Coimbatore, India, pp.1 – 11. **(Scopus)** (доведено вплив форми і розмірів мікронерівностей на формування антифрикційного покриття).

27. Shepelenko I. Peculiarities of Interaction of Micro-roughnesses of Contacting Surfaces at FANT/ I. Shepelenko, Y. Nemyrovskiy, Y. Tsekhanov et al.// In: Ivanov V., Trojanowska J., Pavlenko I., Zajac J., Peraković D. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing III. DSMIE 2020. Lecture Notes in Mechanical Engineering, Springer, Cham (2020), pp.452–461. **(Scopus)** (встановлено основні закономірності взаємодії мікронерівностей поверхні з інструментом).

28. Shepelenko I. Power Parameters of Micro-cutting During Finishing Antifriction Non-abrasive Treatment/ I. Shepelenko, Y. Nemyrovskiy, Y. Tsekhanov et al.// New Technologies, Development and Application III. NT 2020. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 128. Springer, Cham (2020), pp 194–201. (доведено шляхи підвищення ефективності мікрорізання при нанесенні антифрикційних покриттів фрикційно-механічним методом).

29. Shepelenko I. Improving the Efficiency of Antifriction Coatings by Means of Finishing the Antifriction Non-abrasive Treatment/ I. Shepelenko,

Y. Tsekhanov, Y. Nemyrovskiy et al.// Advanced Manufacturing Processes. InterPartner 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham (2020), pp.289–298. **(Scopus)** (визначено шляхи підвищення ефективності нанесення антифрикційних покриттів).

30. Shepelenko Ihor. Restoration of bronze bushes by the method of surface plastic deformation/ Ihor Shepelenko, Warouma Arifa, V.V. Sherkun// International Journal of Engineering & Technology, 5 (2016), pp.29–32. **(Scopus)** (доведено вплив деформуючого протягування на припрацювання поверхонь тертя).

31. Nemyrovskiy Ya. Improving the Durability of Agricultural Machinery Parts by Applying Antifriction Coatings/ Yakov Nemyrovskiy, Ihor Shepelenko, Olha Medvedieva// Acta Scientific Agriculture 4.5, 2020, pp.46–49. **(Scopus)** (виконано аналіз схем нанесення антифрикційних покриттів).

32. Цеханов Ю.А. Особенности взаимодействия микронеровностей контактирующих поверхностей при финишной антифрикционной безабразивной обработке/ Ю.А. Цеханов, М.Н. Подоприхин, И.В. Шепеленко и др. // Вестник Воронежского государственного технического университета, Воронеж, 2020. – №4 (16). – С.157–166. (запропоновано схему взаємодії одиначної мікронерівності з антифрикційним матеріалом).

33. Shepelenko I.V. Improvement of finishing antifriction treatment without abrasive of the rubbing parts surfaces of agricultural machineries/ I.V. Shepelenko, V.V. Cherkun, A. Warouma // International Journal of Agricultural Research, Innovation and Technology (IJARIT) Current Issue: Volume 4, Issue 1, June 2014, pp. 98–101. (розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням ФАБО).

34. Шепеленко И.В. Совершенствование процесса финишной антифрикционной безабразивной обработки цапф шестерен гидронасосов/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Ремонт, восстановление, модернизация, 2012. – № 9. – С. 32–35. (удосконалено метод нанесення антифрикційних покриттів).

35. Патент № 41439 України. Поверхнево-активне середовище для нанесення покриттів фрикційно-механічним методом / Кропівний В.М., Шепеленко І.В.,

Павлюк-Мороз В.А., Черкун В.В., Красота М.В., Соколенко І.М.; опубл.25.05.2009. (виконано аналіз існуючих середовищ для нанесення покриттів фрикційно-механічним методом).

36. Патент № 52699 України. Спосіб нанесення антифрикційних покриттів / Кропивний В.М., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Василенко І.Ф., Красота М.В.; опубл.10.09.2010. (розроблено схема нанесення антифрикційних покриттів).

37. Патент № 63315 України. Пристрій для комбінованої обробки поверхонь тертя / Кропивний В.М., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Красота М.В., Василенко І.Ф.; опубл.10.10.2011. (розроблено конструкція пристрою для комбінованої обробки поверхонь тертя).

38. Патент № 70146 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення покриттів / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Василенко І.Ф., Красота М.В., Кропивна А.В.; опубл.25.05.2012. (розроблено схема пристрою для фрикційно-механічного нанесення покриттів).

39. Патент № 74630 України. Спосіб нанесення антифрикційних покриттів на внутрішні циліндричні поверхні / Черновол М.І., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Василенко І.Ф., Кропивна А.В.; опубл.12.11.2012. (розроблено схема нанесення антифрикційних покриттів).

40. Патент № 74723 України. Спосіб комбінованої обробки поверхонь тертя / Черновол М.І., Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Посвятенко Е.К., Кропивна А.В.; опубл.12.11.2012. (розроблено схема комбінованої обробки поверхонь тертя).

41. Патент № 94809 України. Спосіб нанесення двошарового покриття / Шепеленко І.В., Красота М.В.; опубл.10.12.2014. (розроблено схема нанесення двошарового покриття).

42. Патент № 102038 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення антифрикційних покриттів / Черновол М.І., Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Мохамед Р.Ф. Будар; опубл.12.10.2015. (розроблено схема пристрою для фрикційно-механічного нанесення антифрикційних покриттів).

43. Патент № 108429 України. Пристрій для фінішної антифрикційної безабразивної обробки внутрішніх циліндричних поверхонь / Черновол М.І.,

Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Красота М.В., Мохамед Р.Ф. Будар; опубл.11.07.2016. (розроблено схема пристрою для фінішної антифрикційної безабразивної обробки внутрішніх циліндричних поверхонь).

44. Патент № 115761 України. Протяжка для обробки переривчастих отворів / Немировський Я.Б., Посвятенко Е.К., Шепеленко І.В., Єрьомін П.М., Чернявський О.О.; опубл.25.04.2017. (розроблено схема інструменту для обробки переривчастих отворів).

45. Патент № 118919 України. Комбінована протяжка / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Єрьомін П.М., Чернявський О.О.; опубл.28.08.2017. (розроблено схема комбінованої протяжки).

46. Патент № 119711 України. Спосіб формування регулярного мікрорельєфу / Шепеленко І.В., Чернявський О.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Єрьомін П.М., Чернявський О.О., Мохамед Р.Ф. Будар; опубл.10.10.2017. (розроблено схема формування регулярного мікрорельєфу деформуючим протягуванням).

47. Патент № 120838 України. Спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів / Немировський Я.Б., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Чернявський О.В., Єрьомін П.М., Кривошея В.В., Цеханов Ю.А., Каріх Д.В.; опубл.27.11.2017. (виконано експериментальні дослідження пластичності чавуну СЧ20).

48. Патент № 124157 України. Збірна деформуюча протяжка / Немировський Я.Б., Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Єрьомін П.М., Шейкін С.Є.; опубл.26.03.2018. (розроблено схема комбінованої протяжки).

49. Патент № 124867 України. Протяжка / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Сіренко О.Д., Єрьомін П.М., Чернявський О.О.; опубл.25.04.2018. (розроблено схема протяжки).

50. Патент № 128740 України. Пристрій для фрикційно-механічного нанесення покриттів / Чернявський О.В., Шепеленко І.В., Посвятенко Е.К., Немировський Я.Б., Єрьомін П.М., Сіренко О.Д., Мохамед Р.Ф. Будар,

Чернявський О.О.; опубл.10.10.2018. (розроблено схема пристрою для фрикційно-механічного нанесення покриттів).

51. Патент № 145186 України. Спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів / Шепеленко І.В., Немировський Я.Б., Цеханов Ю.О., Гуцул В.І., Єрьомін П.М.; опубл.25.11.2020. (запропоновано конструкція пристрою для визначення пластичності малопластичних матеріалів).

52. Шепеленко І.В. Підвищення ефективності обробки цапф шестерень гідронасосів/ І.В. Шепеленко, В.В. Черкун// Матеріали VII Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу - 2021» (07 – 10 вересня 2021 р.), випуск 7. – Херсон: ХНТУ, 2021. С.109–112. (розроблено технологічний процес обробки цапф шестерень гідронасосів з використанням ФАБО).

53. Shepelenko I.V._Resource-saving and environmentally friendly technology for applying anti-friction coating/ I.V. Shepelenko, Ya.B. Nemyrovskiy, O.V. Medvedieva et al.// Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС - 2021): матеріали XI Міжнародної науково – практичної конференції (26 – 27 травня 2021 р.): у 2-х т. – Чернігів, 2021. – Т.1. С.28–29. (запропоновано схему нанесення антифрикційних покриттів).

54. Шепеленко І.В. Дослідження пластичності чавуну в умовах всебічного стискання/ І.В. Шепеленко, Ю.О. Цеханов, Я.Б. Немировський та ін.// Перспективи розвитку машинобудування та транспорту – 2021: Збірник тез доповідей II-ї Міжнародної науково-технічної конференції (13 – 15 травня 2021 р.), м.Вінниця, 2021. С.106–107. (розроблено методику і спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів).

55. Немировский Я.Б. Ресурсосберегающая и экологически чистая технология нанесения антифрикционных покрытий/ Я.Б. Немировский, И.В. Шепеленко, О.В. Медведева // Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу - 2020» (08 – 12 вересня 2020 р.), випуск 6. – Херсон: ХНТУ, 2020. С.138–139. (запропоновано технологію нанесення антифрикційних покриттів).

56. Шепеленко І.В. Особливості деформуючого протягування малопластичних матеріалів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Ю.О. Цеханов та ін.// Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС - 2020): матеріали X Міжнародної науково-практичної конференції (23 – 24 вересня 2020 р.): у 3-х т. – Чернігів, 2020. – Т.3. С. 9–11. (запропоновано варіанти управління ресурсом пластичності при деформуючому протягуванні).

57. Шепеленко І.В. До питання оцінки якості обробки деталей холодним пластичним деформуванням за показниками пластичності/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Ю.О. Цеханов та ін.// Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020» (08 – 12 вересня 2020 р.), випуск 6. – Херсон: ХНТУ, 2020. С.163–166. (побудовано діаграма пластичності чавуну).

58. Шепеленко І.В. Інтенсифікація процесу нанесення антифрикційних покриттів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, Е.К. Посвятенко // Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта: матеріали XXI Міжнародної науково-технічної конференції (06 – 09 жовтня 2020 р.), м.Київ, КПІ, 2020. С.94–96. (визначено шляхи інтенсифікації процесу нанесення антифрикційних покриттів).

59. Шепеленко І.В. Повышение эффективности применения финишной антифрикционной безабразивной обработки/ И.В. Шепеленко, В.В. Черкун, В.И. Гуцул // Інноваційні технології в агропромисловому комплексі: матеріали I Всеукраїн. наук.-практ. Інтернет-конференції (01 – 30 вересня 2020 р.), м.Мелітополь, ТДАТУ, 2020. С.35–38. (запропоновано комбіновану технологію нанесення антифрикційних покриттів).

60. Шепеленко І.В. Дослідження пластичності малопластичних матеріалів/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, М.В. Красота// Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту: Матеріали VII Міжнародної науково-технічної конференції (11 – 13 листопада 2020 р.),

м.Кременчук, КрНУ, 2020. С.56–57. (запропоновано спосіб визначення пластичності малопластичних матеріалів).

61. Шепеленко І.В. Визначення якості металевих покриттів/ І.В. Шепеленко, О.М. Дресєв, Р.Ф. Будар Мохамед// Матеріали Міжнародної науково-практичної конференції «Молодь і технічний прогрес в АПК». Інноваційні розробки в аграрній сфері (07 – 08 травня 2020 р.). Том 2. – Харків: ХНТУСГ, 2020. С.298–299. (запропоновано спосіб визначення властивостей металевих покриттів).

62. Шепеленко І.В. Дослідження мікрорізання в процесі фінішної антифрикційної безабразивної обробки/ І.В. Шепеленко, Ю.О. Цеханов, Я.Б.Немировський та ін.// Прогресивні технології в машинобудуванні – 2020: Збірник наукових праць ІХ-ої Міжнародної науково-технічної конференції (3 – 7 лютого 2020 р.), Львів - Плай, 2020. С.162–164. (запропоновано методику дослідження мікрорізання в процесі ФАБО)

63. Шепеленко И. Моделирование контактного взаимодействия микронеровностей при ФАБО/ И. Шепеленко, Я. Немировский, Ю. Цеханов// Перспективи розвитку машинобудування та транспорту – 2019: Збірник тез доповідей І-ї Міжнародної науково-технічної конференції (13 – 15 травня 2019 р.), м.Вінниця, 2019. С.218–219. (встановлено закономірності взаємодії мікронерівностей при ФАБО).

64. Шепеленко І.В. Вплив мікрорельєфу поверхні основи на формування плівочного антифрикційного покриття/ І.В. Шепеленко, Я.Б. Немировський, А.М. Артюхов та ін.// Процеси механічної обробки, верстати та інструмент – 2019: Збірник наукових праць Х Всеукраїнської науково-технічної конференції з міжнародною участю, м.Житомир, 2019. С.206–208. (встановлено вплив вихідної поверхні мікрорельєфу поверхні основи на формування антифрикційного покриття).

65. Шепеленко І.В. Перспективи комбінованих плівочних антифрикційних покриттів деталей машин/ І.В. Шепеленко, О.В. Чернявський, Е.К. Посвятенко// Качество, стандартизация, контроль: теория и практика:

Материалы 18-й Международной научно-практической конференции (03 – 07 сентября 2018 г.), Одесса – Киев: АТМ України, 2018. С.136. (запропоновано комбінована технологія нанесення антифрикційних покриттів).

66. Будар Мохамед Р.Ф. Вплив методів фінішної обробки отворів на параметри якості поверхні/ Р.Ф. Будар Мохамед, І.В. Шепеленко// Молодежь и сельскохозяйственная техника в XXI веке: материалы XII-го международного форума молодежи. Харьков, 2016. С.84. (обґрунтовано доцільність використання ФАБО для фінішної обробки отворів).

67. Будар Мохамед Р.Ф. Методы финишной обработки отверстий/ Р.Ф. Будар Мохамед, І.В. Шепеленко// Збірник тез доповідей викладацьких, аспірантських наукових досліджень за підсумками проведення «Дня науки – 2016». Кіровоград, 2016. С.48–51. (виконано аналіз методів фінішної обробки отворів).

68. Шепеленко І.В. Шляхи підвищення ефективності застосування ФАБО гільз циліндрів/ І.В. Шепеленко, Р.Ф. Будар Мохамед// Прикладні науково-технічні дослідження. Матеріали міжнародної науково-практичної конференції (05 – 07 квітня 2017 р.), м.Івано-Франківськ, 2017. С.124. (доведена ефективність ФАБО гільз циліндрів).

Додаток О2

Апробація результатів дисертації

Основні результати досліджень, викладені в дисертації, регулярно презентувалися та обговорювалися на міжнародних, всеукраїнських, конференціях, семінарах: науково-технічних конференціях викладачів, аспірантів та співробітників Центральноукраїнського національного технічного університету (м. Кропивницький, 2004–2021); Міжнародній науково-практичній конференції «Трибологические основы повышения ресурса машин» (м. Москва, 2012); IX Міжнародній науково-практичній конференції «Проблеми конструювання, виробництва та експлуатації сільськогосподарської техніки» (м. Кіровоград, 2013); XII, XV, XVI Міжнародному форумі «Молодежь и сельскохозяйственная техника в XXI веке» (м. Харків, 2016, 2019, 2020); Міжнародній науково-практичній конференції «Прикладні науково-технічні дослідження» (м. Івано-Франківськ, 2017); XVIII Міжнародній науково-практичній конференції «Качество, стандартизация, контроль: теория и практика» (м. Одеса – Київ, 2018); Grabchenko's International Conference on Advanced Manufacturing Processes (InterPartner – 2019, 2020, 2021) (Odessa, 2019–2021); X Всеукраїнській науково-технічній конференції з міжнародною участю «Процеси механічної обробки, верстати та інструмент» (м. Житомир, 2019); I, II Міжнародній науково-технічній конференції «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту» (м. Вінниця, 2019, 2021); 6th, 7th International Conference «New technologies NT-2020, NT-2021» (Sarajevo, Bosnia and Herzegovina, 2020, 2021); Міжнародній науково-практичній конференції «Молодь і технічний прогрес в АПК» (м. Харків, 2020); IX Міжнародній науково-технічній конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні – 2020» (м. Львів, 2020); The First International Conference on Advances in Physical Sciences and Materials 2020 (ICAPSM 2020) (Coimbatore, Tamil Nadu, India, 2020); VII Міжнародній науково-технічній конференції «Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту» (м. Кременчук, 2020); I Всеукраїнській науково-практичній інтернет-конференції «Інноваційні

технології в агропромисловому комплексі» (м. Мелітополь, 2020); XXI Міжнародній науково-технічній конференції «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» (м. Київ, 2020); VI, VII Міжнародній науково-практичній конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020, 2021» (м. Херсон, 2020, 2021); X, XI Міжнародній науково-практичній конференції «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС–2020, 2021)» (м. Чернігів, 2020, 2021); Міжнародній науково-практичній конференції «Инженерия поверхности и реновация изделий» (м. Київ, 2020); 3th, 4th International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (Kharkiv, 2020, Lviv, 2021).

В повному обсязі дисертація доповідалась на науковому семінарі кафедри «Експлуатація та ремонт машин» Центральноукраїнського національного технічного університету та на розширеному засіданні кафедри «Технологія машинобудування» механіко-машинобудівному інституту Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського».