



ТЕХНИЧЕСКИ УНИВЕРСИТЕТ-ГАБРОВО

Факултет „Машиностроене и уредостроене“

маг. инж. Десислава Красиминова Ковачева

Подобряване на трибологичното поведение на бронзови лагерни втулки посредством повърхностно пластично деформиране

А В Т О Р Е Ф Е Р А Т

на дисертация

за придобиване на образователна и научна степен „доктор“

Област на висше образование: 5. Технически науки

Професионално направление: 5.1. Машинно инженерство

Докторска програма: Приложна механика

Научни ръководители: проф. дн Галя Великова Дунчева
доц. д-р Ангел Петров Анчев

Рецензенти: проф. дтн Йордан Тодоров Максимов
доц. д-р Божидар Русанов Колев

Габрово, 2022 г.

Дисертационният труд е обсъден и насочен за официална защита на заседание на Разширен катедрен съвет на катедра „Материалознание и механика на материалите“ към факултет „Машиностроене и уредостроене“ на Технически университет – Габрово, проведен на 31.03.2022 г.

Дисертационният труд съдържа: Съдържание, Приети означения и съкращения, Въведение, 4 глави, Класификация на приносите, Публикации по дисертацията и Литература в общ обем 143 стр., в които са поместени текст, формули, 56 фигури и графики и 25 таблици. Литературата обхваща 178 заглавия – статии, доклади, книги и интернет-сайтове.

Изследванията по дисертационния труд са извършени в катедра „Материалознание и механика на материалите“ към факултет „Машиностроене и уредостроене“ на Технически университет – Габрово, Институт по оптични материали и технологии „акад. Йордан Малиновски“ към БАН и катедра „ТМММ“ към Машинно-технологичен факултет“ на Технически университет-София.

Официалната защита на дисертационния труд ще се състои на г. от ч. в Заседателна зала - Ректорат на Технически университет – Габрово.

Автор: Десислава Красиминова Ковачева

Заглавие: Подобряване на трибологичното поведение на бронзови лагерни втулки посредством повърхностно пластично деформиране

Тираж: бр.

Място на отпечатване:

Издателство „Васил Априлов“ на Технически университет Габрово

ПРИЕТИ ОЗНАЧЕНИЯ

- A_5 - Относително удължение
- a_p - Дълбочина на рязане
- C - Начален кинематичен модул
- D - Външен (габаритен) диаметър на тороидалната деформираща ролка
- d - Диаметър на заготовката
- d_p - Дълбочина на проникване на ролката/на пластично деформираната зона
- d^{res} - Остатъчно осово преместване
- E - Модул на Young
- f - Подаване за оборот
- F_b - Деформираща сила
- n - Брой преходи
- N - Брой цикли до разрушение от умора
- r - Радиус на закръгление на тороидалната деформираща ролка
- R - Коефициент на асиметрия на цикъла
- R_a - Получавана грапавост според параметъра R_a
- R_a^{init} - Начална грапавост според параметъра R_a
- v - Скорост на деформиране
- v_c - Скорост на рязане
- z - Напречно свиване
- α_{ij} - Тензор микро-напрежение
- ε_{nom} - Номинална деформация
- ε_{ln} - Логаритмична деформация
- $\bar{\varepsilon}_p$ - Еквивалентна пластична деформация
- $\dot{\varepsilon}$ - Скорост на деформация
- γ - Коефициент, определящ темпа на намаляване на модула на кинематично уякчаване с увеличаване на $\bar{\varepsilon}_p$
- ν - Коефициент на Poisson
- σ_a - Амплитуда на нормално напрежение
- σ_{ij} - Тензор на напреженията
- σ_{-1} - Граница на умора при симетричен цикъл
- σ_u - Якост на опън
- σ_Y - Граница на провлачване на материала на заготовката
- σ_t^{res} - Остатъчно окръжно нормално напрежение
- σ_z^{res} - Остатъчно осово нормално напрежение
- σ_{nom} - Номинално напрежение
- σ_{true} - Истинско напрежение

ПРИЕТИ СЪКРАЩЕНИЯ

LPB	- Low Plasticity Burnishing
SI	- Surface Integrity
ДС	- Деформираща сфера
ДСНД	- Деформираща сфера с недефинирано движение
ИТТ	- Идеално твърдо тяло
КЕ	- Крайно-елементен (крайни елементи)
КДС	- Конусна деформираща ролка
КММ	- Конститутивен модел на материала
ОН	- Остатъчни напрежения
ППД	- Повърхностно пластично деформиране
ПДС	- Профилна деформираща ролка
ТДР	-Тороидална деформираща ролка
УД	- Уморна дълготрайност
УМ	- Умора на материала
УТ	- Уморни тестове
ХДС	- Хидростатична деформираща сфера
ЦДР	- Цилиндрична деформираща ролка

ОБЩА ХАРАКТЕРИСТИКА НА ДИСЕРТАЦИОННИЯ ТРУД

Актуалност на проблема

Независимо, че използването на търкалящи лагери преобладава в съвременното машиностроене, в определени случаи плъзгащите лагери са без алтернатива – при високи скорости (над 30 m/s), за лагеруване на валове с голям диаметър (над 1 m), за прецизни машини, за експлоатация при специални условия (агресивна или водна среда, високи или ниски температури), при ударни и вибрационни натоварвания (предвид демпфериращата способност на масления слой), от съображения за по-удобен монтаж и ремонт и др. Относителното движение между шийката на вала и лагерната втулка се реализира при тангенциален контакт – триене при плъзгане, което води до генериране на значително количество топлина вследствие по-големите сили на триене. В този контекст в машиностроенето предпочитани антифрикционни материали за лагерните втулки са цветни сплави на медна основа, предимно бронзови сплави и композити на основата на медни прахове. Поради това работоспособността на плъзгащите лагери практически се лимитира от комплексното състояние на повърхностните слоеве около отворите в лагерните втулки, известно като Surface Integrity (SI). Най-важните характеристики на SI са грапавост (като основен компонент на повърхностната текстура (ПТ)), микротвърдост, остатъчни напрежения (ОН) и микроструктура. За конкретен режим на работа на плъзгащия лагер (най-често гранично или течно триене) и условия на натоварване, експлоатационното му поведение (трибологично, уморно и устойчивост на корозия) се определя преди всичко от посочените характеристики на SI, а те от своя страна – от технологичния процес на изработване на лагерните втулки. Конвенционалният подход за обработване на отворите в лагерните втулки се базира върху обработване със рязане – разстъргване и фино разстъргване или свредловане и последващо райбероване и има за цел да се осигури преди всичко предписаната точност на размерите, формата и грапавост ($R_a < 2.5 \mu m$). За минимизиране на работата на силите на триене, а оттам на износването и задирането като основни повреди в лагерните втулки, е необходимо да се модифицират повърхностните слоеве около отворите в лагерните втулки по посока на: ПТ, редуцираща триенето и подобряваща мазането; повишена микротвърдост; полезни ОН на натиск; издребнена микроструктура. Отчитайки относително високата цена на бронзовите сплави, от научен и практически интерес е да се разработи подход за подобряване на трибологичното поведение на бронзови лагерни втулки. Съвременното направление за модифициране на характеристиките на SI в корелация с подобряване на експлоатационното поведение на конструкционните елементи е Surface Engineering. Ефективен подход в обхвата на Surface Engineering, характеризиращ се с относително ниска стойност на отношението „цена/качество“ е подходът, базиран върху повърхностно пластично деформиране (ППД) (cold work).

В настоящата дисертационна работа експериментално и чрез числени симулации е изследван и оптимизиран статичният ППД процес диамантно заглаждане (ДЗ) с цел да се оцени ефективността му за осигуряване на подходящо съчетание на характеристики на SI в корелация с подобряване на трибологичното поведение на втулки за плъзгащи лагери от еднофазен α -Cu алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$.

Цел и задачи на дисертационния труд

Основната цел на дисертационната работа е да се оцени ефективността на процеса ДЗ за осигуряване на подходящо съчетание на характеристики на SI в корелация с подобряване на трибологичното поведение на отворите във втулки за плъзгащи лагери от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$.

За постигане на целта са формулирани следните основни задачи:

- 1). Проучване и систематизиране на съвременното състояние на изследванията на процеси за ППД с възможност за приложение върху сплави на медна основа;
- 2). Приложение на системния подход за класификация на устройствата/инструментите за ППД на отвори, използващи контакт триене при плъзгане;
- 3). Експериментално изследване и моделиране на получената грапавост и повърхностната микротвърдост в корелация с основните параметри на процеса ДЗ на цилиндрични заготовки от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$;

- 4). Едноцелеви оптимизации на процеса ДЗ на образци от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 по критерии минимална грапавост и максимална микротвърдост;
- 5). Многоцелева оптимизация на процеса ДЗ на образци от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 ;
- 6). Оценка на влиянието на броя на преходите и вида на работната схема върху получената грапавост, повърхностната микротвърдост, профила на микротвърдостта в дълбочина и 3D параметрите на ПТ при ДЗ на образци от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 ;
- 7). Провеждане на 3D двустранно свързан крайно-елементен анализ за оценка на напрегнатото и деформирано състояние във втулки от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 , подложени на ДЗ;
- 8). Експериментално изследване за оценка на ефективността на процеса ДЗ за повишаване на износоустойчивостта на втулки от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 в условията на СТ и ГТ.

Методи на изследване

Приложени са експериментални изследвания, базирани върху предпланиране и планиране на експеримента, регресионен и дисперсионен анализ, микроструктурен анализ, тестове за износоустойчивост и определяне на параметрите на повърхностната топография. Използвани са комбиниран подход между експериментален тест и инверсен КЕ анализ и провеждане на свързан термо-механичен КЕ анализ.

Авторът защитава

- ◆ Морфологична класификационна схема на устройства/инструменти за статично ППД на отвори;
- ◆ Емпирични математични модели, предсказващи получената грапавост R_a и повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ в образци от бронз CuAl_8Fe_3 в зависимост от радиуса на сферичната повърхнина на диамантния накрайник r , деформиращата сила F_b и подаването f ;
- ◆ Оптимални стойности на управляващите фактори на процеса ДЗ, минимизиращи получената грапавост R_a в образци от бронз CuAl_8Fe_3 ;
- ◆ Оптимални стойности на управляващите фактори на процеса ДЗ, максимизиращи повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ в образци от бронз CuAl_8Fe_3 ;
- ◆ Компромисни стойности на управляващите фактори на процеса ДЗ, осигуряващи едновременно ниска получена грапавост R_a и висока повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ в образци от бронз CuAl_8Fe_3 ;
- ◆ База данни за изменението на получената грапавост R_a , повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ и профила на микротвърдостта в дълбочина в образци от бронз CuAl_8Fe_3 в зависимост от броя на преходите и вида на работната схема;
- ◆ Потвърдителният факт, че прилагането на процеса ДЗ с един и шест прехода в образци от бронз CuAl_8Fe_3 осигурява благоприятно съчетание от 3D височинни и параметри на формата на ПТ, минимизиращо триенето и подобряващо мазането в сравнение с конвенционалния случай на фино струговане;
- ◆ Емпиричен математичен модел на зависимостта на изменение на коефициента на триене при ДЗ на образци от бронз CuAl_8Fe_3 в зависимост от скоростта на плъзгане $\mu=\mu(v)$;
- ◆ Температуро-зависим КММ на повърхностния слой на бронз CuAl_8Fe_3 с доказана адекватност в температурния диапазон $T=(20-250)^\circ\text{C}$ с приложение на концепцията “flow stress”;
- ◆ Двустранно свързан 3D КЕ модел на процеса ДЗ на лагерни втулки от бронз CuAl_8Fe_3 , предсказващ разпределението на температурата, еквивалентната пластична деформация и окръжните ОН в повърхностните слоеве около отворите;
- ◆ Потвърдителните факти, че по-голямата ефективност на процеса ДЗ за повишаване на износоустойчивостта в условията на ГТ, се дължи на доминиращото значение на геометричният фактор (ПТ), докато при СТ по-голямо значение има подобреното физико-механично състояние на повърхностните слоеве около отворите;
- ◆ Потвърдителните факти, че образец с отвор, подложен на ДЗ с шест прехода ($n=6$), при ГТ има 2.27 пъти по-висока износоустойчивост в сравнение с тази на образец, обработен чрез рязане, и 1.42 пъти по-висока износоустойчивост от тази на образец, подложен на ДЗ с един преход ($n=1$);

- ◆ Потвърдителните факти, че образец с отвор, подложен на ДЗ с един преход ($n=1$), при СТ има 2.45 пъти по-висока износоустойчивост от тази на образец, обработен само чрез рязане и с $\approx 6\%$ по-висока износоустойчивост от тази на образец, подложен на ДЗ с шест прехода ($n=6$).
- ◆ Процеси за ДЗ на външни цилиндрични повърхнини в заготовки от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 , осигуряващи минимална грапавост R_a , максимална повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ и едновременно ниска грапавост и висока микротвърдост;
- ◆ Процес за ДЗ на отвори на втулки за плъзгащи лагери от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 , осигуряващ значително подобряване на трибологичното им поведение;
- ◆ База данни от 3D височинни и параметри на формата на ПТ в образци от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 в корелация с вида на довършващото обработване – само чрез струговане, ДЗ с един преход ($n=1$), и ДЗ с шест прехода ($n=6$);
- ◆ КЕ резултати за разпределението на температурата, еквивалентната пластична деформация и окръжните ОН в повърхностните слоеве около отвори във втулки от бронз CuAl_8Fe_3 , подложени на ДЗ с оптимални стойности на параметрите на процеса.

Практическа полезност

Определените по различни критерии оптимални параметри на процеса ДЗ, реализирани с устройства, снабдени със деформиращи синтетични поликристални диаманти, дефинират различни технологични процеси. Те могат да се прилагат в инженерната практика за довършващо обработване както на цилиндрични компоненти, така и на отвори във втулки от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 в зависимост от функционалното им предназначение. Прилагането на процеса ДЗ с намерените оптимални параметри, осигуряващи едновременно ниска грапавост и висока микротвърдост, за довършващо обработване на отвори във втулки за плъзгащи лагери, значително ще подобри трибологичното им поведение. В резултат ще се увеличи срокът им експлоатация, което предвид относително високата цена на алуминиевите бронзи, ще рефлектира в по-ниска стойност на отношението „цена/качество“.

Апробация на работата

Дисертационната работа е докладвана и обсъждана на разширено заседание на катедра „Материалознание и механика на материалите“ при ТУ – Габрово.

Етапи от дисертационната работа са публикувани в списание „Известия на ТУ-Габрово“ и международно списание „The International Journal of Advanced Manufacturing Technology“ (с Impact Factor 3.226/ 2020 г.)

Публикуване

По темата на дисертацията са публикувани седем научни статии в национално списание с научно рецензиране (сп. „Известия на ТУ-Габрово“ понастоящем е в процедура за получаване на статут на реферирано списание от Scopus) и една статия в международно списание The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.

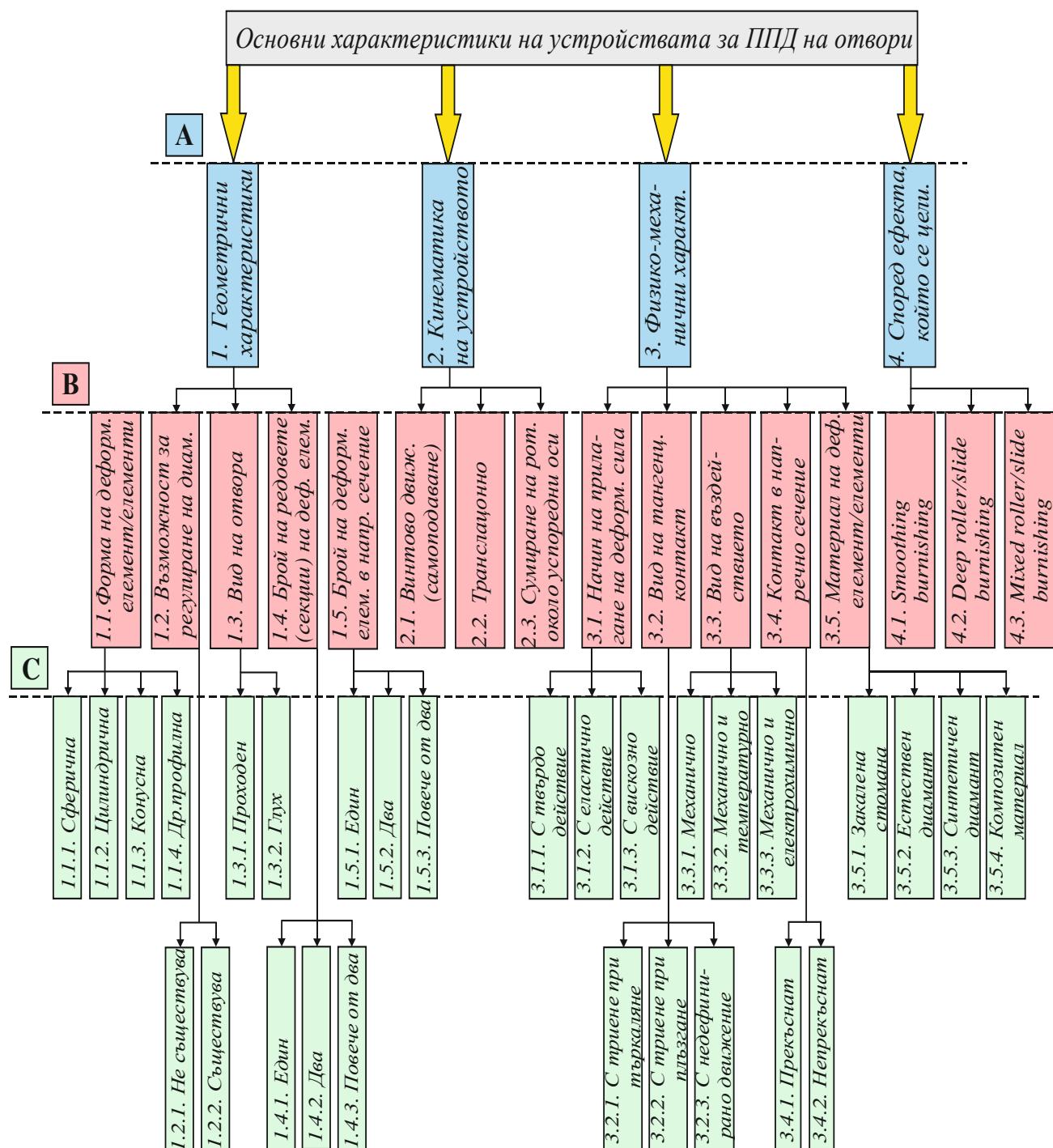
Структура и обем на дисертационния труд

Дисертационният труд съдържа: Въведение, Съдържание, Приети означения и съкращения, 4 глави, Класификация на приносите, Публикации по дисертацията и Литература в общ обем 142 стр., в които са поместени текст, формули, 56 фигури и графики и 25 таблици. Литературата обхваща 178 заглавия – статии, доклади, книги и интернет-сайтове.

СЪДЪРЖАНИЕ НА ДИСЕРТАЦИОННИЯ ТРУД

Глава 1. СЪСТОЯНИЕ НА ПРОБЛЕМА ЗА ПОДОБРЯВАНЕ НА ТРИБОЛОГИЧНОТО ПОВЕДЕНИЕ НА ЛАГЕРНИ ВТУЛКИ. ФОРМУЛИРАНЕ НА ЦЕЛТА И ЗАДАЧИТЕ НА ДИСЕРТАЦИОННАТА РАБОТА






Разработена е морфологична класификационна схема (фиг. 1.9) на устройствата/инструментите за ППД на отвори, прилагайки морфологичния метод. На тази основа, в корелация с желаната комбинация SI, е направен анализ на типични съществуващи функционални схеми на инструменти/устройства за ППД на отвори (Табл. 1.2) в контекста на техническите им възможности и области на приложение.



Фиг. 1.9 Морфологична класификационна схема на устройства за ППД на отвори

Функционални схеми на устройства/инструменти за ППД на отвори Таблица 1.2

№	Функционална схема/Комбинация
1	<p>[1.1.1 1.2.1 1.3.1 1.4.1 1.5.3 2.2 3.1.1 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>
2	<p>[1.1.2 1.2.2 1.3.1 1.4.1 1.5.3 2.2 3.1.1 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>
3	<p>[1.1.3 1.2.2 1.3.1 1.4.1 1.5.3 2.2 3.1.1 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>
4	<p>[1.1.2 1.2.1 1.3.1 1.4.1 1.5.3 2.1 3.1.2 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>

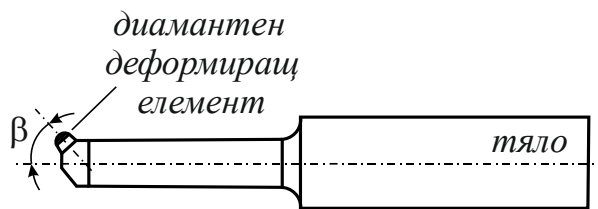
5	 <p>[1.1.2 1.2.2 1.3.1 1.4.1 1.5.3 2.2 3.1.1 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>
6	 <p>[1.1.2 1.2.2 1.3.1 1.4.1 1.5.3 2.1 3.1.1 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>
7	 <p>[1.1.2 1.2.2 1.3.2 1.4.1 1.5.3 2.2 3.1.1 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>
8	 <p>[1.1.2 1.2.2 1.3.1 1.4.3 1.5.3 2.2 3.1.1 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]</p>
9	 <p><i>хидростатично налягане</i></p> <p><i>деформиращи сфери</i></p> <p>[1.1.1 1.2.1 1.3.1 1.4.2 1.5.1 2.1 3.1.3 3.2.1 3.3.1 3.4.1 3.5.4 4.2]</p>

10



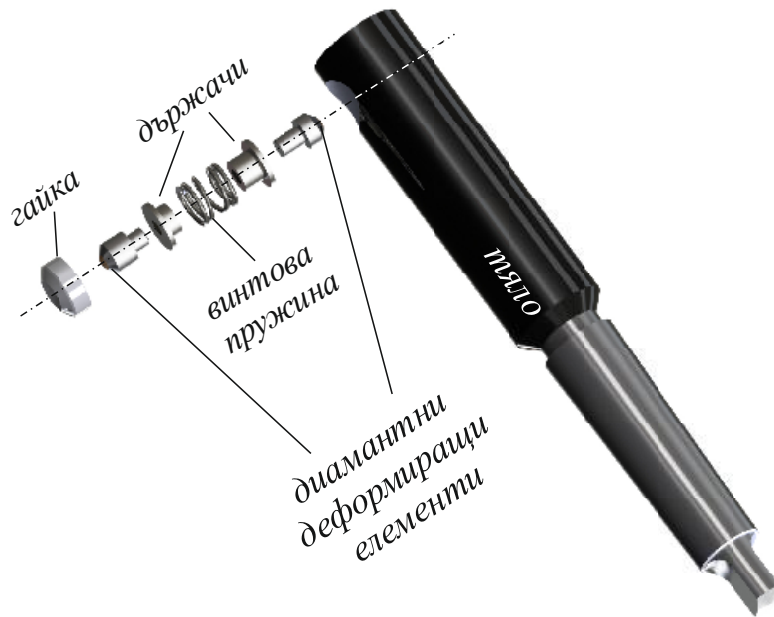
[1.1.1 1.2.1 1.3.1 1.4.1 1.5.1 2.1 3.1.1 3.2.3 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.1]

11



[1.1.1 1.2.1 1.3.1 1.4.1 1.5.1 2.1 3.1.1 3.2.2 3.3.1 3.4.1 3.5.3 4.3]

12



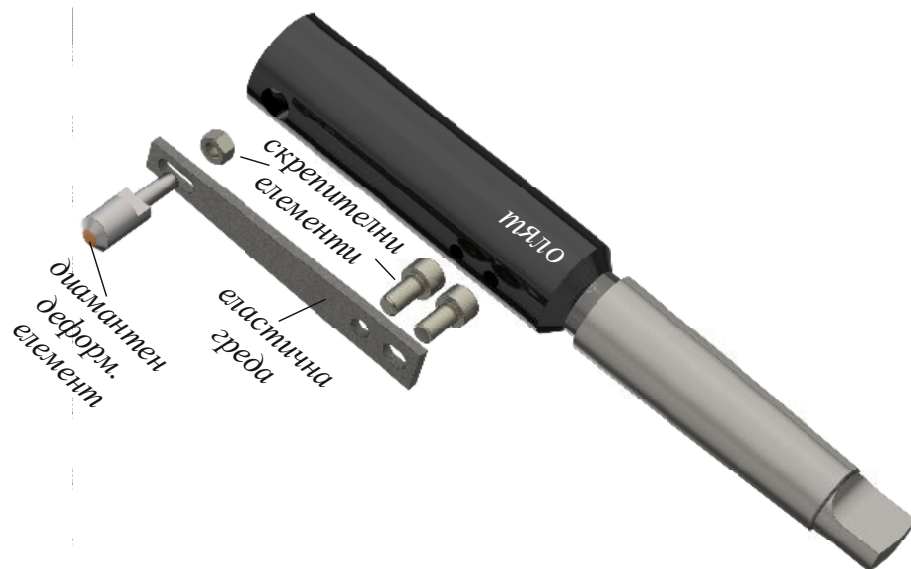
а.



б.

[1.1.1 1.2.1 1.3.1 1.4.1 1.5.2 2.1 3.1.2 3.2.2 3.3.1 3.4.1 3.5.3 4.3]

13



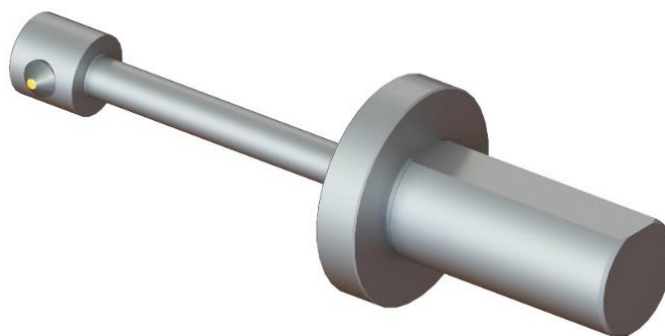
а.



б.

[1.1.1 1.2.2 1.3.1 1.4.1 1.5.1 2.1 3.1.2 3.2.2 3.3.1 3.4.1 3.5.3 4.2]

14

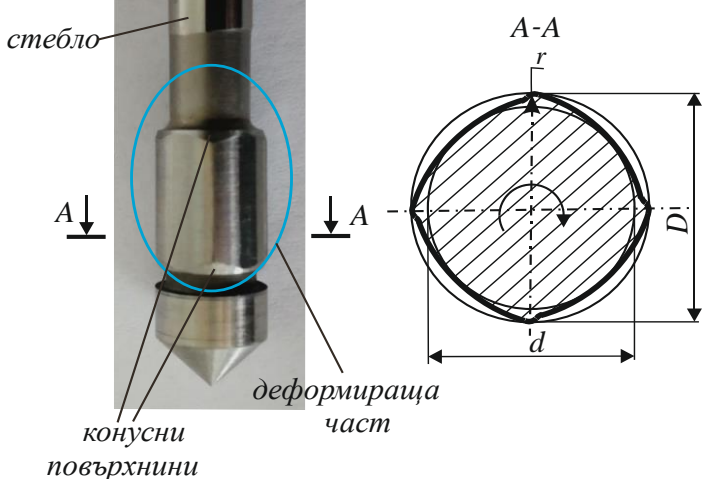
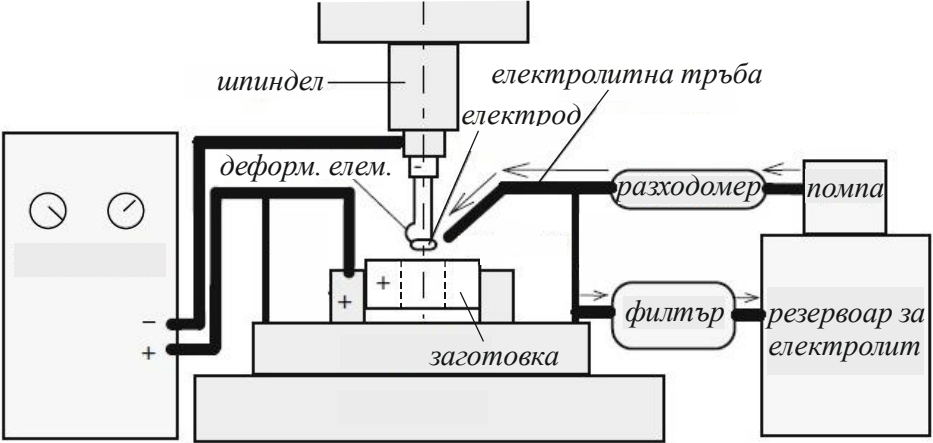


а.



б.

[1.1.1 1.2.2 1.3.1 1.4.1 1.5.1 2.1 3.1.2 3.2.2 3.3.1 3.4.1 3.5.3 4.3]

15	 <p>[1.1.4 1.2.1 1.3.1 1.4.1 1.5.1 2.1 3.1.1 3.2.2 3.3.1 3.4.1 3.5.1 4.3]</p>
16	 <p>[1.1.1 1.2.1 1.3.1 1.4.1 1.5.1 2.1 3.1.1 3.2.2 3.3.3 3.4.1 3.5.4 4.1]</p>

Въз основа на разработената морфологична класификационна схема и проведен анализ е избрано устройството показано на поз.14 от табл.1.2, за реализиране на натурните експерименти в настоящата дисертация.

На основата на направения анализ на съвременното състояние на проблема с цел осигуряване на подходящо съчетание на характеристики на SI в корелация с подобряване на трибологичното поведение на втулки за плъзгащи лагери, са формулирани целта на дисертационната работа и задачите, които трябва да се решат за постигането ѝ.

Глава 2. МНОГОЦЕЛЕВА ОПТИМИЗАЦИЯ НА ПРОЦЕСА ДИАМАНТНО ЗАГЛАЖДАНЕ НА ОБРАЗЦИ ОТ АЛУМИНИЕВ БРОНЗ CuAl₈Fe₃

2.1. Постановка на изследването

Работоспособността на плъзгащите лагери практически се лимитира от състоянието на работните повърхнини на лагерните втулки. За минимизиране на работата на силите на триене, а оттам на износването и задирането като основни повреди в лагерните втулки, работните им повърхнини трябва да отговарят на следните основни изисквания към качеството: точност на размерите – 7-8^{-ми} клас, отклонения от кръглост и цилиндричност – 5-20 μm в зависимост от номиналния диаметър, ниска грапавост – $R_a < 1.25 \mu m$, повишена микротвърдост. За конкретен режим на работа на плъзгащия лагер (най-често гранично или течно триене), експлоатационното поведение (трибологично, уморно и устойчивост на корозия) се определя преди всичко от 2D и 3D параметрите на повърхностната текстура и от физико-механичното състояние на повърхностните слоеве около отвора на втулката. В този аспект целта на това изследване е:

Да се определят оптималните параметри на процеса ДЗ, осигуряващи едновременно минимална получена грапавост и максимална микротвърдост в цилиндрични образци от бронз

CuAl₈Fe₃. За постигане на целта изследването е проведено в следните основни етапи:

- 1). Провеждане на планиран експеримент с целеви функции получена грапавост и повърхностна микротвърдост;
- 2). Провеждане на дисперсионен анализ (ANOVA);
- 3). Регресионен анализ за моделиране на получената грапавост и повърхностна микротвърдост;
- 4). Провеждане на едноцелеви оптимизации на процеса ДЗ по критерии минимална грапавост и максимална микротвърдост;
- 5). Провеждане на двуцелева оптимизация на процеса ДЗ;
- 6). Изследване на влиянието на броя на преходите и вида на работната схема върху получената грапавост, повърхностната микротвърдост, разпределението на микротвърдостта в дълбочина и 3D параметрите на повърхностната текстура.

Изследването е проведено върху цилиндрични образци от посочения бронз, като се приема, че съответните им характеристики на SI в качествен и количествен аспект са близки до тези на вътрешни цилиндрични повърхнини (отвори).

2.2. Материал и методи на изследване

2.2.1. Материал

За провеждане на експерименталните изследвания е използван бронз CuAl₈Fe₃ EN CW303G във вид на пръти с диаметри съответно d=20, 44 mm. За идентифицирането на материала последователно са направени химичен анализ, статични механични изпитания и микроструктурен анализ. Химичният състав е показан в Таблица 2.1.

Химичен състав на бронз CuAl₈Fe₃ %

Таблица 2.1

Zn	Sn	Si	Mn	Al	Ni	Pb	Fe	P	S	Co	Cu
<0.01	<0.01	0.029	0.24	8.22	0.28	0.02	3.47	<0.001	0.005	0.012	87.70

За определяне на материалните характеристики на изследваната цветна сплав са проведени механични изпитания на едномерен опън върху изпитвателна машина Vibrophore 100/Zwick/Roell. Получените стойности на механичните характеристики, осреднени от два теста, са показани в Таблица 2.2.

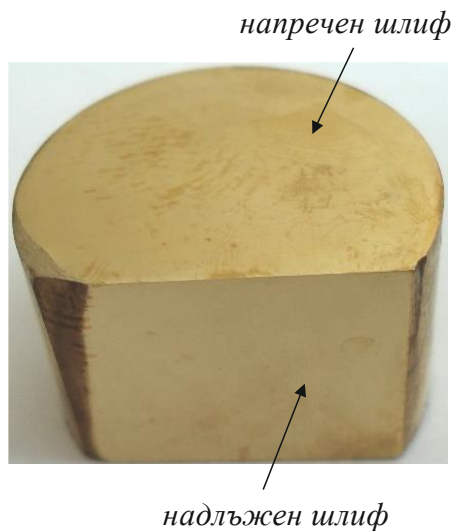
Механични характеристики на бронз CuAl₈Fe₃

Таблица 2.2

Модул на линейни деформации <i>E</i> , GPa	Граница на провлачване <i>R</i> _{0,2} , MPa	Якост на опън <i>R</i> _m , MPa	Относително удължение <i>A</i> ₅ , %
56	219	542	27.8

За оценка на началната микроструктура на изследвания бронз (в състояние на доставка) е проведен микроструктурен анализ, използвайки оптичен микроскоп НЕОРНОТ 2. За целта е изработен образец, съдържащ напречен и надлъжен шлиф (фиг. 2.1).

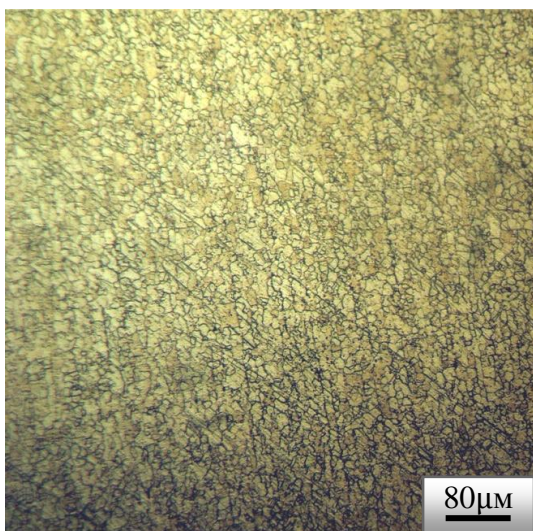
Микроструктурите при различни увеличения са показани на фиг. 2.2. При съдържание на Al под 9% (Табл. 2.1), той се разтваря в кристалната решетка на медта. При тези условия основната структура представлява твърд разтвор - αCu. Тази структура притежава висока пластичност и поради това е много подходяща за обработване чрез студено пластично деформиране (cold work) (ППД). Наличието на желязо (около 3%) действа по посока на издробеняване на зърната. В резултат се получава характерна дребно зърната структура (фиг. 2.2а, б). Тази структура е предпоставка за получаване на допълнителна якост на тези сплави. При получения химичен състав на тройната сплав Cu-Al-Fe, при охлаждане под 1000 °C желязото образува интерметално съединение Fe₃Al. Фиг. 2.2а, в показва структурата в напречно сечение при различни увеличения. Зърната са равноосни и са със среден размер ≈15 μm. Фиг. 2.2б, г показва



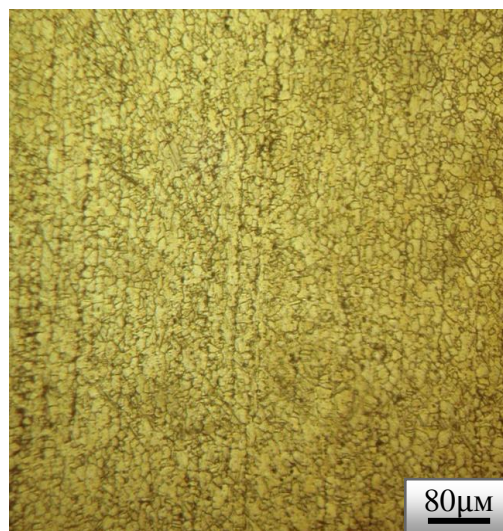
Фиг. 2.1 Образец за микроструктурен анализ

структурата в надлъжно направление при различни увеличения. И в това направление зърната са равноосни, със среден размер $\approx 18 \mu\text{m}$. Дисперсните отделяния на интерметално съединение Fe_3Al както в напречно, така и в надлъжно направление блокират нарастването на зърната на твърдия разтвор и рефлектират в издребняване на еднофазната структура на изследвания бронз. Тази издребнена структура е предпоставка за получените много добри механични характеристики (Табл. 2.2).

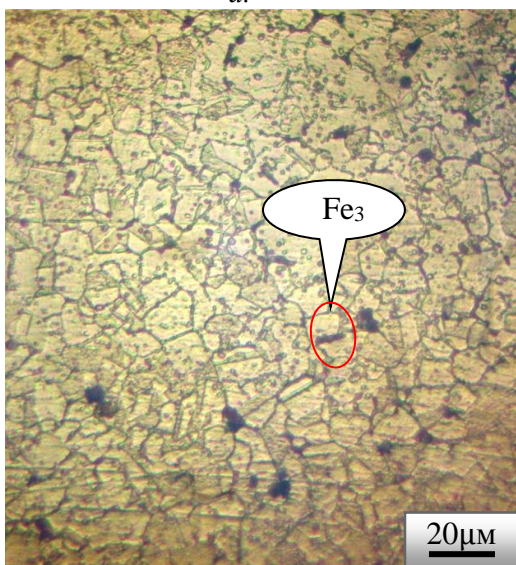
Проведените изследвания идентифицират използвания в дисертацията алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 като еднофазна дребнозърнеста структура, подходяща за ППД, и в частност за ДЗ.



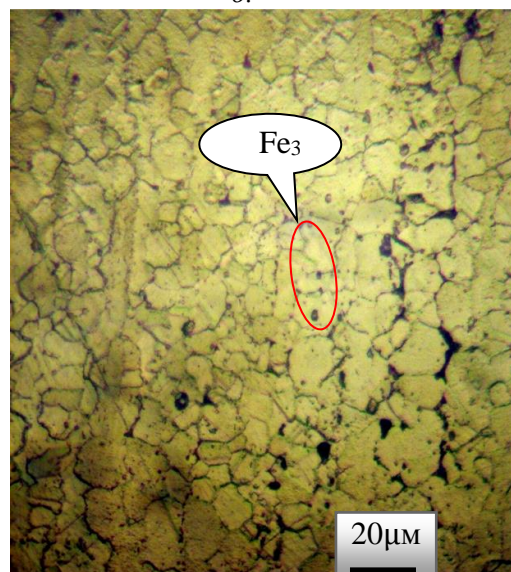
а.



б.



в.



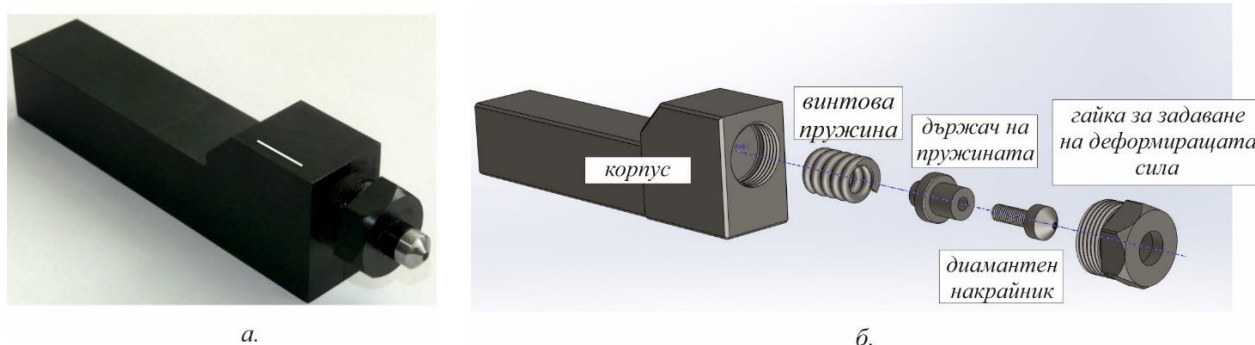
з.

Фиг. 2.2 Микроструктура на бронз $\text{Cu Al}_8\text{Fe}_3$

а. напречен шлиф – $\times 100$; б. надлъжен шлиф – $\times 100$; в. напречен шлиф – $\times 500$; г. надлъжен шлиф – $\times 500$;

2.2.2. Устройство за диамантно заглаждане

За провеждане на експерименталните изследвания е използвано специално разработено устройство за ДЗ на външни ротационни повърхнини в съответствие с фиг. 2.3. Използването на винтова пружина осигурява линеен закон на задаване на деформиращата сила в интервала $F_b=50\div 420\text{ N}$ (фиг. 2.3). Разработената конструкция позволява лесна смяна на диамантния деформиращ елемент, като по този начин се променя радиуса r на сферичната му работна повърхнина. В настоящото изследване са използвани синтетични поликристални диаманти с радиус съответно $r=2;3;4\text{ mm}$.



Фиг. 2.3 Устройство за ДЗ

а. общ вид; б. функционална схема

2.2.3. Планиран експеримент

Избран е оптимален композиционен план. Избраните управляващи фактори и техните нива са показани в Таблица 2.3. Изборът на нивата на управляващите фактори се базира върху предишни експериментални изследвания на процеса ДЗ. Планираният експеримент обслужва две целеви функции - получената грапавост, оценена чрез параметъра $R_a, \mu\text{m}$ и повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$. За провеждане на планирания експеримент са изработени цилиндрични експериментални образци от изследвания бронз с диаметър $d=20\text{ mm}$.

Управляващи фактори и техните нива

Таблица 2.3

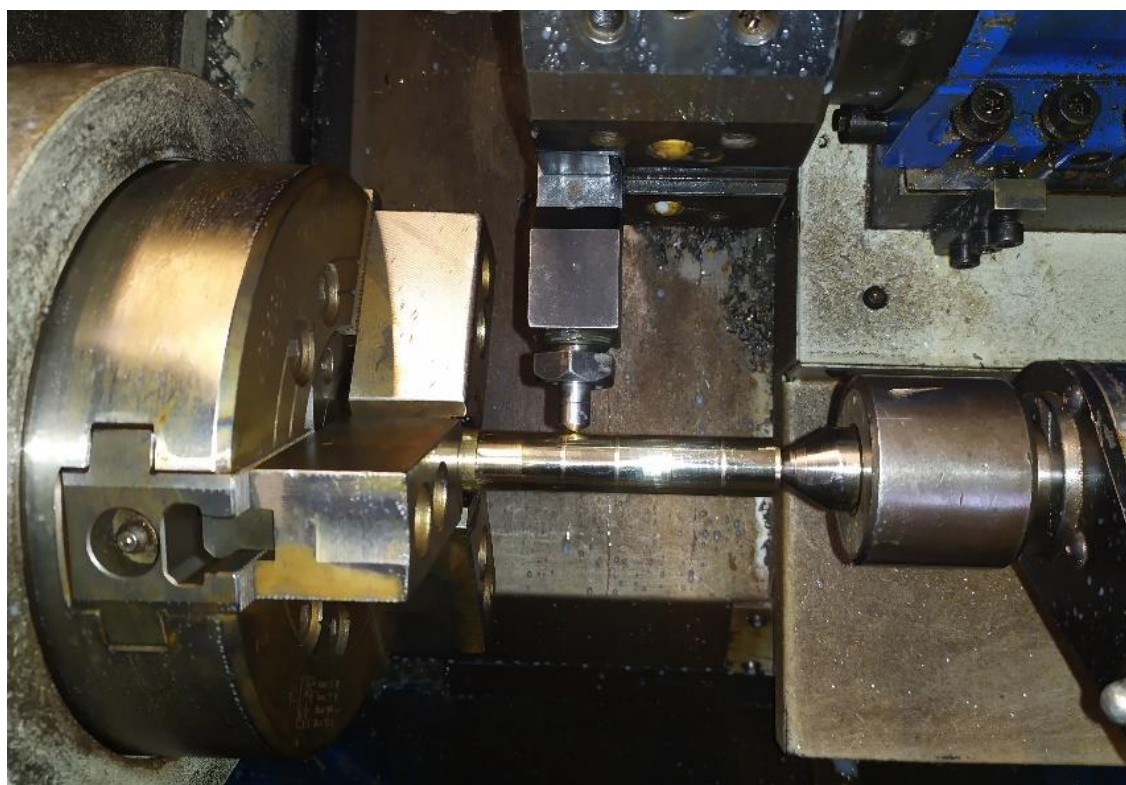
Управляващи фактори	Нива на управляващите фактори	
	Натурални	Кодирани
Радиус на сферичната повърхнина на диамантния накрайник, r, mm x_1	2	-1
	3	0
	4	+1
Деформираща сила, F_b, N x_2	150	-1
	250	0
	350	+1
Подаване, $f, \text{mm/rev}$ x_3	0.03	-1
	0.07	0
	0.11	+1

Експериментът е проведен върху струг с ЦПУ – Т200. Използвани са три експериментални образци, подложени на ДЗ с различна стойност на радиуса на сферичната повърхнина на диамантния накрайник r в съответствие с нивата от Таблица 2.3 (фиг. 2.4). Всеки от изпитваните образци се закрепва в патронник и център (фиг. 2.5). Струговането се извършва по цялата дължина на образеца, а на ДЗ с конкретна комбинация от управляващи фактори на процеса се подлага участък с дължина $\approx 12\text{ mm}$.

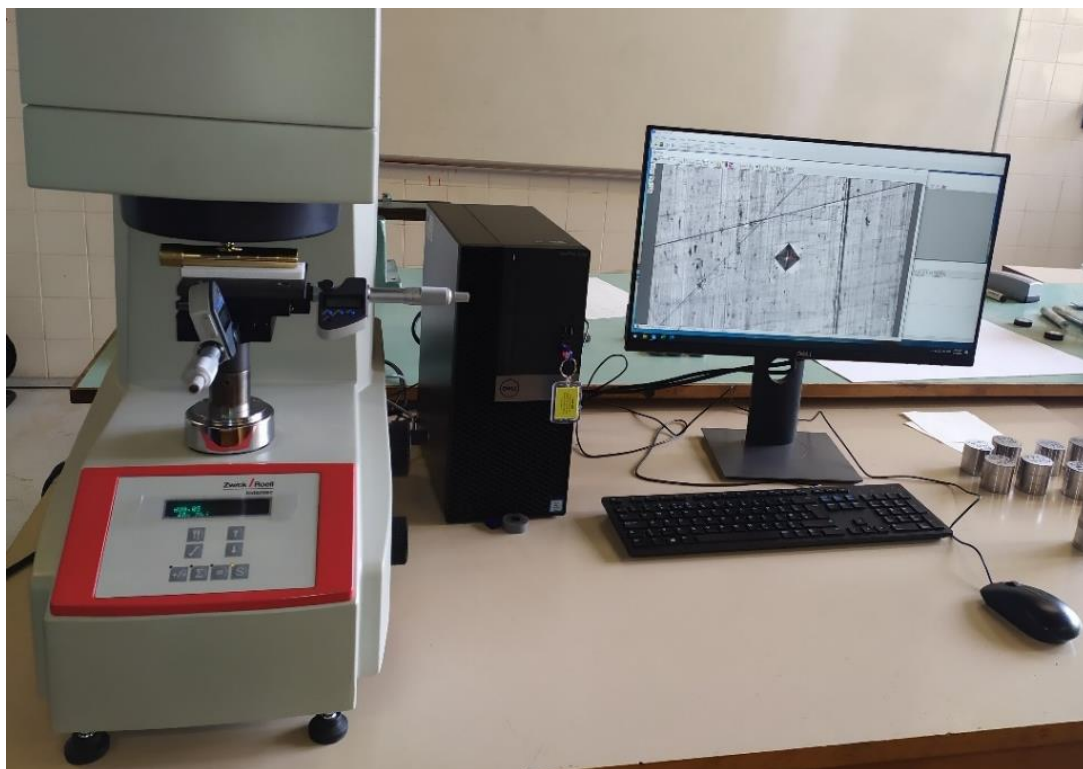


Фиг. 2.4 Експериментални образци

По този начин се осигурява близка начална грапавост на образците. Струговането на образците е проведено с твърдосплавни пластини ССМТ-120404LF КСР10 при следните технологични параметри: подаване $f = 0.1 \text{ mm/rev}$; скорост на рязане $v_c = 60 \text{ m/min}$ и дълбочина на рязане 0.25 mm . Средната стойност на началната грапавост на образците след струговане е $R_a^{\text{init}} = 0.55 \mu\text{m}$. През целия експеримент е използвана смазочно-охлаждаща течност – Носит 795-Н. Изменението на грапавостта в осово направление във всяка секция (експериментална точка) е оценена чрез параметъра R_a , като е използван измервателен уред HУАТЕС SRT-6210. За всяка точка от плана на експеримента крайната стойност за грапавостта е получена като средно аритметична стойност от пет измервания по пет образувачи, разположени под ъгъл $\approx 72^\circ$.



Фиг. 2.5 ДЗ върху струг с ЦПУ-Т200



Фиг. 2.6 Измерване на повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$

Измерванията на повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ са извършени в Технически университет – Габрово посредством микротвърдомер ZHV μ Zwick/Roell, с възможност за компютърна обработка на резултатите от измерването (фиг. 2.6). За всяка експериментална точка са направени по 24 измервания. Статистическата обработка на експерименталните резултати е проведена в среда на Microsoft Excel, а за визуализация на резултатите са използвани графики от вида „boxes and mustaches“. За крайната стойност на повърхностната микротвърдост е приета стойността, съответстваща на центъра на групиране (медианата).

1.2.4. Дисперсионен анализ (ANOVA), регресионен анализ и оптимизация (едноцелеви и двуцелева)

Дисперсионният анализ (ANOVA), регресионният анализ и оптимизациите (едноцелева и двуцелева) на процеса ДЗ са проведени посредством специализирания софтуер за управление на качеството QStatLab. На основа на получените регресионни модели са проведени съответните оптимизационни процедури в съответствие с генетичен алгоритъм.

1.2.5. Изследване на влиянието на броя на преходите и вида на работната схема върху получената грапавост, повърхностната микротвърдост, разпределението на микротвърдостта в дълбочина и параметрите на повърхностната текстура

Експерименталното изследване на влиянието на броя на преходите и вида на работната схема (еднопосочна и разнопосочна) е проведено със стойности на управляващите фактори (r , F_b и f), съответстващи на получените от проведената двуцелева оптимизация на процеса ДЗ оптимални стойности. Използвани са цилиндрични образци с диаметър $d=44$ mm (фиг. 2.7). За всяка работна схема (фиг. 2.8) образците са подложени на ДЗ с брой на преходите съответно $n=1\div 8$. След всеки преход обект на измерване е получената грапавост, оценена чрез параметъра R_a , μm и повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$.

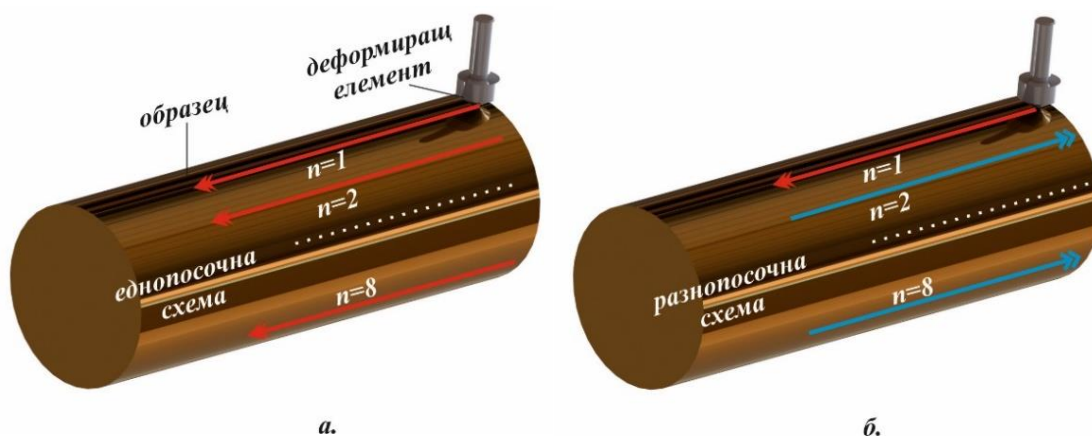
За оценка на влиянието на броя на преходите върху профила на микротвърдостта в дълбочина от повърхностния слой е измерена микротвърдостта $HV_{0.025}$. Тази част от експерименталното изследване е проведено с по-малка сила на проникване – $0,025$ N, с оглед на възможност за повече измервания в близост до повърхностния слой. Обект на сравнение е разпределението

на микротвърдостта в дълбочина от повърхностния слой в два цилиндрични образца с диаметър $d=20$ mm, подложени на ДЗ съответно с един преход ($n=1$) и с шест прехода ($n=6$). И двата образца са подложени на ДЗ с основни параметри на процеса, получени в резултат от проведената двуцелева оптимизация на процеса.



Фиг. 2.7 Експериментални образци за изследване на влиянието на броя на преходите и вида на работната схема

С цел да се оцени ефективността на процеса ДЗ, е проведено сравнително изследване на 3D параметри на повърхностната текстура (ПТ) за три образца, подложени на различен вид довършващо обработване: образец С, обработен чрез фино струговане; образец Д31, подложен на ДЗ с един преход ($n=1$); образец Д36, подложен на ДЗ с шест прехода ($n=6$) при еднопосочна схема. В настоящото изследване са измерени височинните (height) и параметрите на формата (shape) 3D параметри на ПТ в съответствие с (ASME B46.1-2009). За всеки образец са направени по три измервания при две увеличения – $\times 20$ и $\times 50$, на които съответстват площи $476\mu\text{m}\times 357\mu\text{m}$ и $186\mu\text{m}\times 141\mu\text{m}$. За всяко измерване броят на стъпките е 200. Измерванията са направени в „Институт по оптични технологии и материали“ към БАН, използвайки Zeta-20 3D оптичен профиломер.



Фиг. 2.8 Работни схеми на процеса ДЗ за изследване влиянието на броя на преходите

2.3. Експериментални резултати

2.3.1. Експериментални резултати от планирания експеримент

Осреднените стойности на двете целеви функции в съответствие с плана на експеримента са показани в Таблица 2.4.

№	$r(x_1)$	$F_b(x_2)$	$f(x_3)$	Получена средна грапавост $R_a, \mu m$	Повърхностна средна микротвърдост $HV_{0.05}$
1	-1	-1	-1	0.305	334.5
2	+1	-1	-1	0.256	294.5
3	-1	+1	-1	0.353	340
4	+1	+1	-1	0.176	307
5	-1	-1	+1	0.293	317
6	+1	-1	+1	0.186	290
7	-1	+1	+1	0.276	330
8	+1	+1	+1	0.124	295.9
9	-1	0	0	0.245	325
10	+1	0	0	0.143	294.2
11	0	-1	0	0.181	287
12	0	+1	0	0.131	293
13	0	0	-1	0.105	291
14	0	0	+1	0.107	281

2.3.2. Резултати от дисперсионния анализ (ANOVA)

Резултатите от проведения дисперсионен анализ (ANOVA) по отношение на получената грапавост са визуализирани на фиг. 2.9а, б. Фиг. 2.9а показва главните ефекти за влиянието на трите фактора върху получената грапавост, а фиг. 2.9б показва взаимодействията между факторите.

Фиг 2.9а, б дава основание за следните коментари:

- Според главните ефекти (фиг. 2.9а), радиусът $r(x_1)$ е факторът с най-голямо влияние върху получената грапавост, а следващият по влияние фактор е големината на деформиращата сила $F_b(x_2)$;

- Влиянието и на трите управляващи фактора върху получената грапавост е нееднозначно в изследваните интервали на вариране. Получената грапавост е най-висока, когато управляващите фактори са на долно ниво, и най-ниска – за средно ниво (фиг. 2.9а);

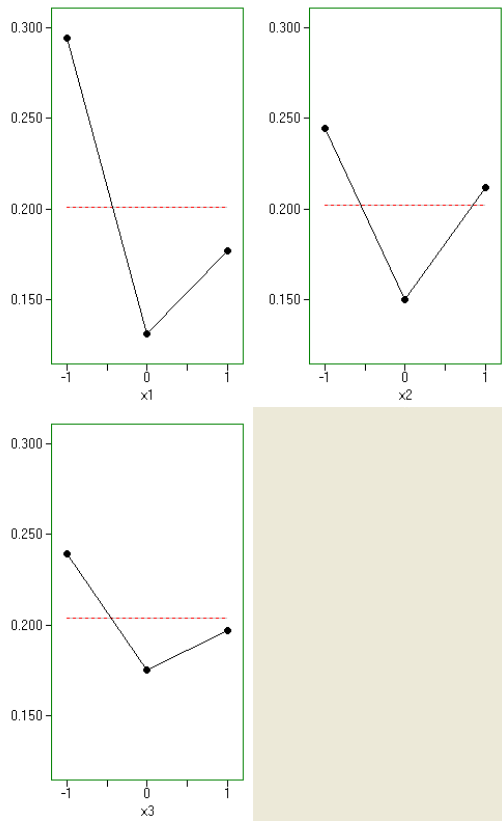
- Радиусът на сферичната повърхнина на диамантния накрайник $r(x_1)$ си взаимодейства най-силно с подаването $f(x_3)$ и малко по-слабо с големината на деформиращата сила $F_b(x_2)$ (фиг. 2.9б).

Резултатите от проведения дисперсионен анализ (ANOVA) за влиянието на управляващите фактори върху повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ са визуализирани на фиг. 2.10а, б. Главните ефекти са показани на фиг. 2.10а, а взаимодействията между факторите – на фиг. 2.10б.

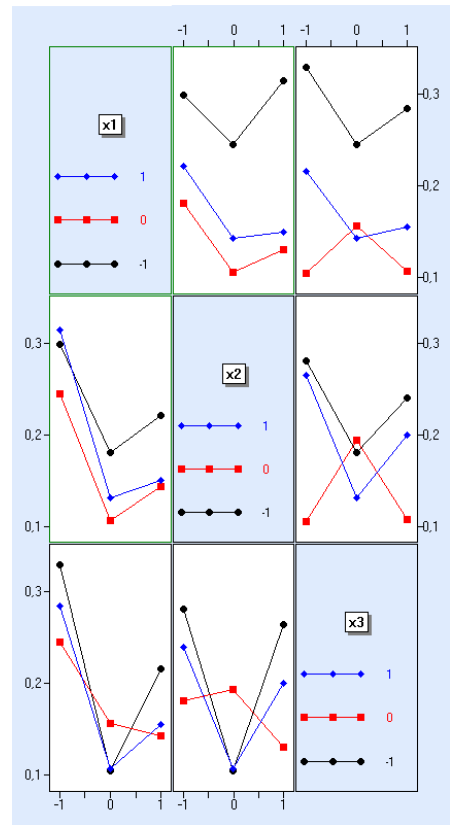
На база на фиг. 2.10 могат да бъдат направени коментарите:

- Радиусът $r(x_1)$ е факторът с най-голямо влияние върху повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$. Най-голяма повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ може да се очаква, когато процесът ДЗ се реализира с най-малък радиус (фиг. 2.10а). Влиянието на другите два фактора е съизмеримо като степен, но различно по характер в изследваните диапазони на вариране. Очаквано, може да се постигне по-голяма повърхностна микротвърдост, когато деформиращата сила $F_b(x_2)$ е най-голяма, а подаването $f(x_3)$ - най-малко (фиг. 2.10а);

- Взаимодействията на радиуса на диамантния накрайник $r(x_1)$ с другите два фактора имат изразено по-силно влияние върху повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$.

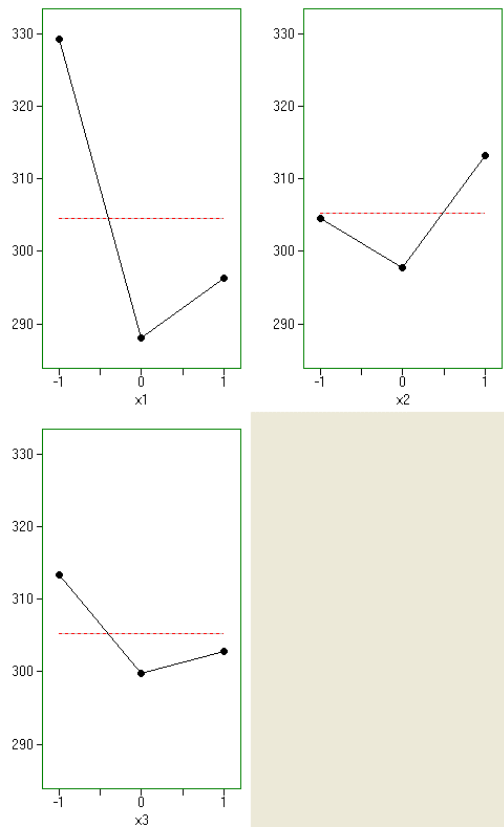


а.

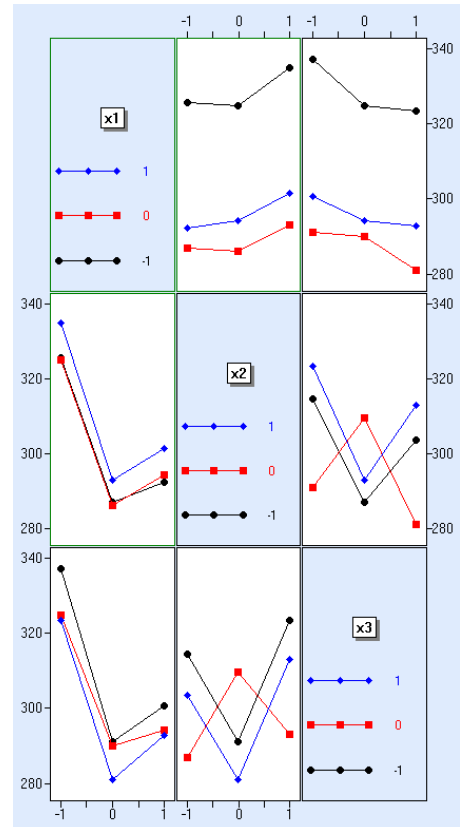


б.

Фиг. 2.9 Резултати от ANOVA за получената грапавост R_a , μm
а. главни ефекти; б. взаимодействие между факторите



а.



б.

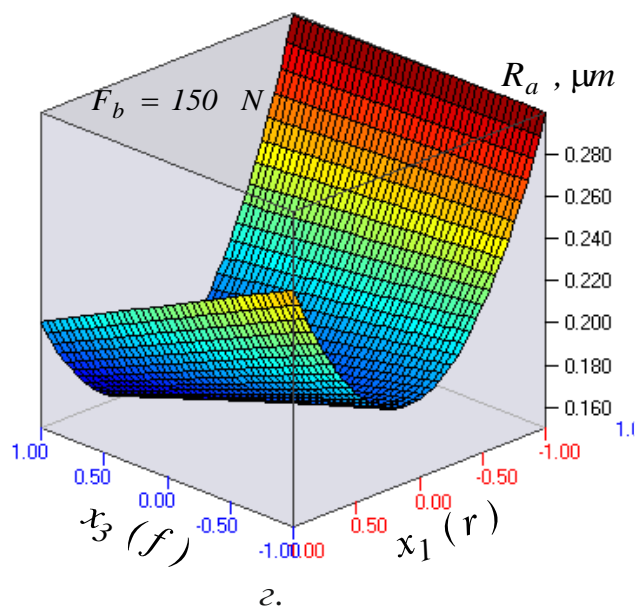
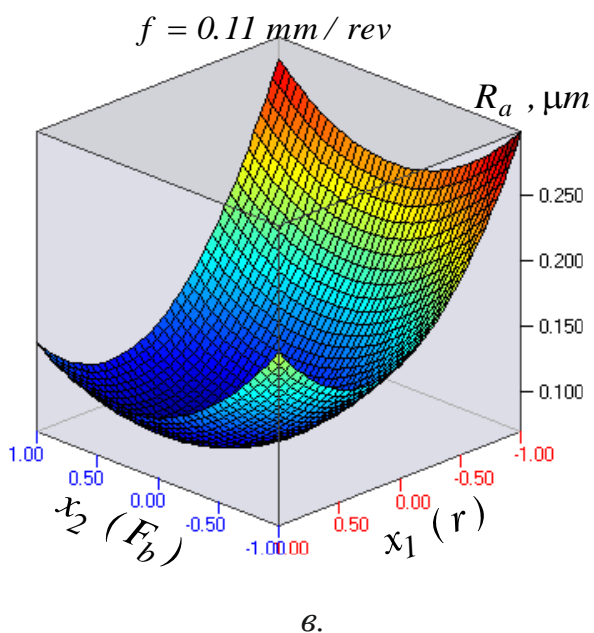
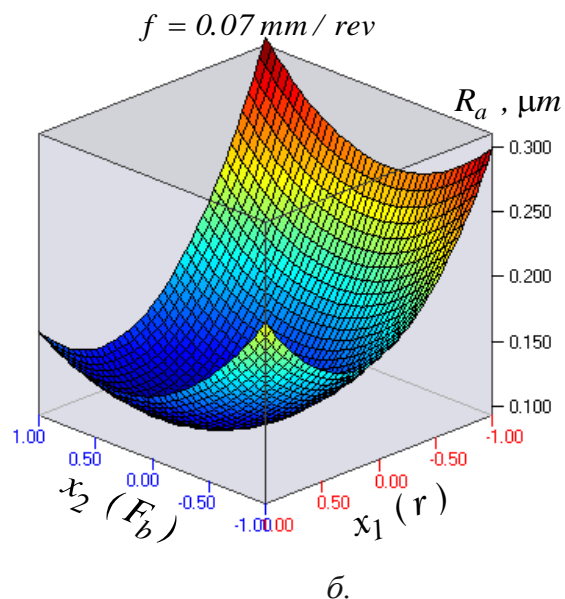
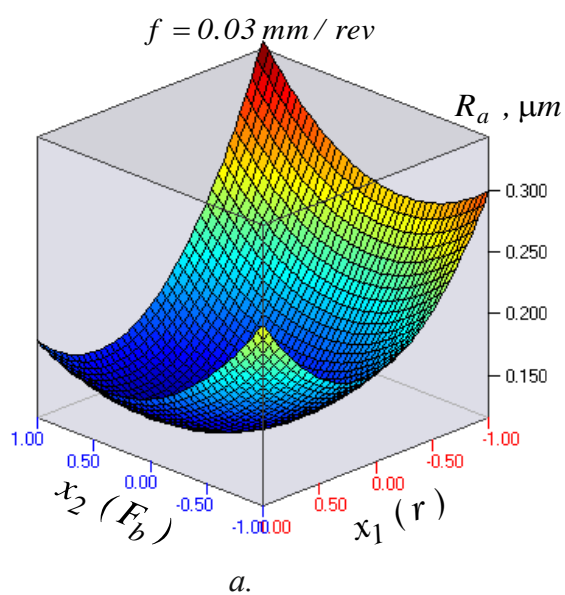
Фиг. 2.10 Резултати от ANOVA за повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$
а. главни ефекти; б. взаимодействие между факторите

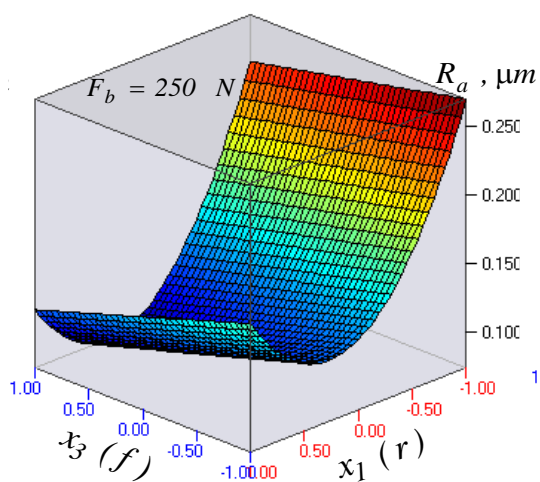
2.3.3. Регресионни модели. Изследване на регресионните модели

2.3.3.1. Моделиране и изследване на получената грапавост

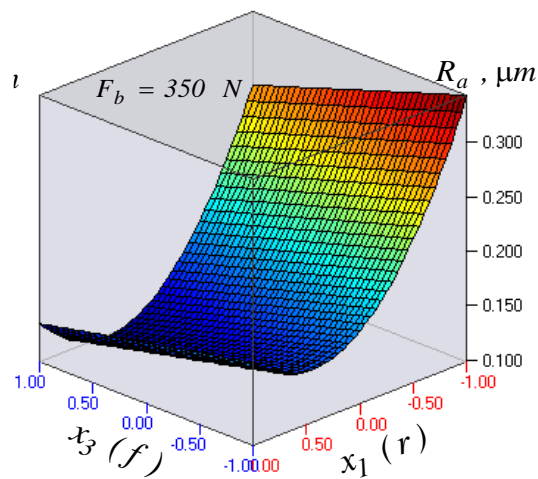
Посредством системата QStatLab е получен следния регресионен модел за функцията на получената грапавост:

$$F(R_a) = 0.105 - 0.059x_1 - 0.016x_2 - 0.021x_3 + 0.089x_1^2 + 0.051x_2^2 - 0.022x_1x_2 - 0.006x_2x_3 - 0.004x_1x_3 + 0.01x_1x_2x_3 \quad (2.1)$$

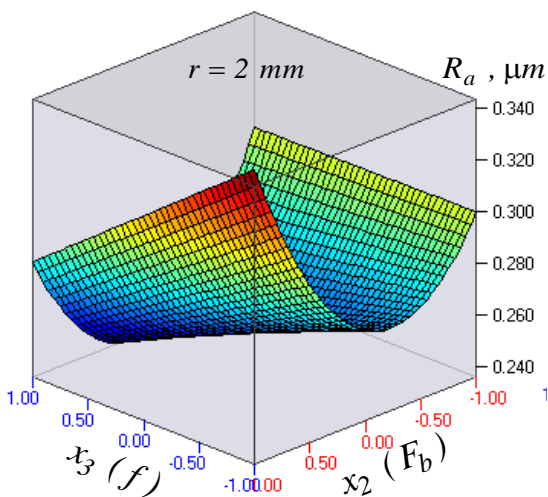




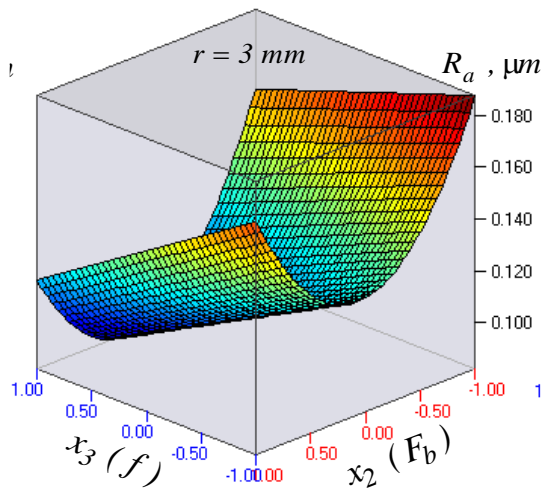
д.



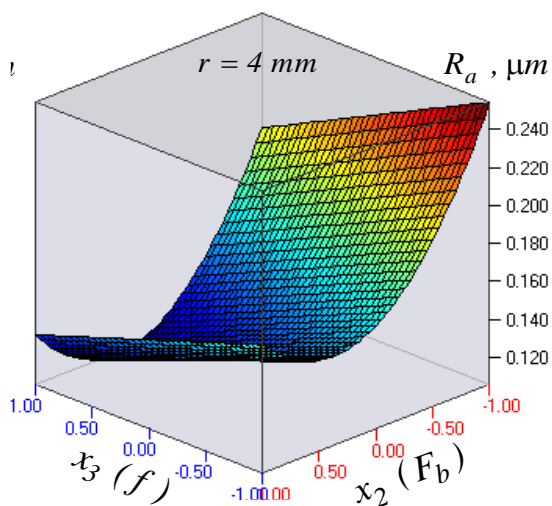
е.



ж.

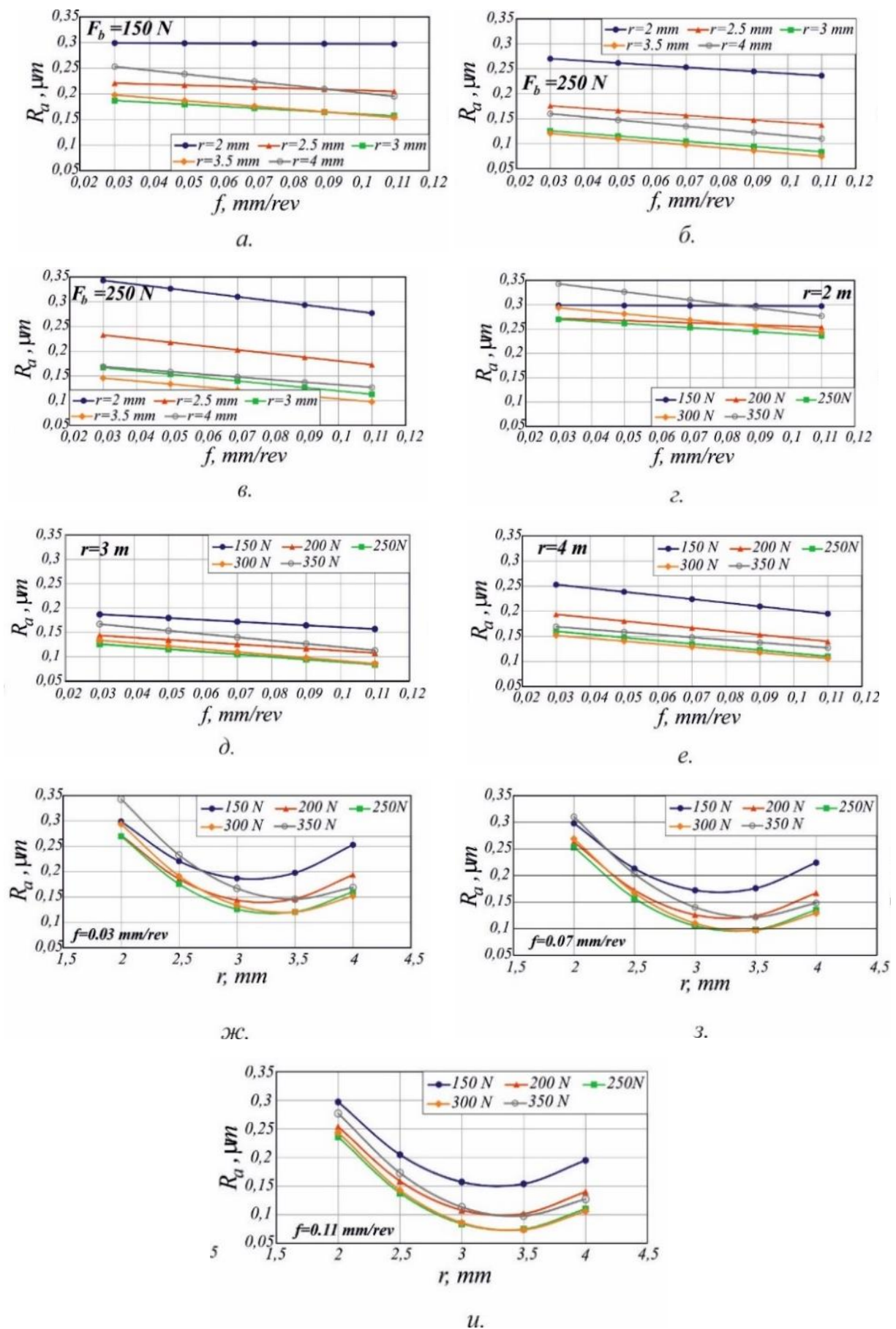


з.



и.

Фиг. 2.11 Сечения на хипер-повърхнината на функцията $F(R_a)$ с различни хипер-равнини



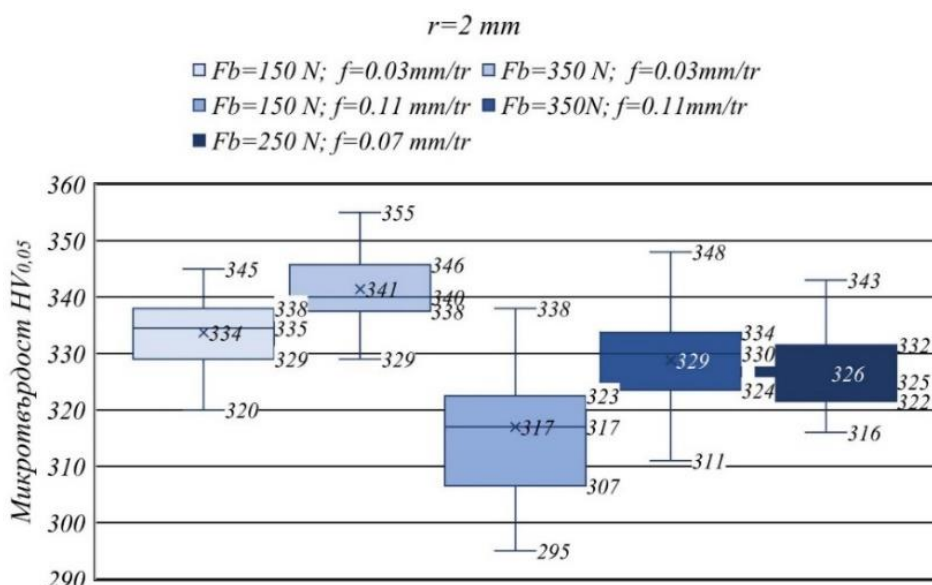
Фиг. 2.12 Изменение на функцията $F(R_a)$ - линии на ниво

Влиянието на факторите върху функцията $F(R_a)$ е визуализирано на 3D графиките, представляващи сечения на хипер-повърхнината на модел (2.1) с различни хипер-равнини (фиг. 2.11а –фиг. 2.11и). 3D графиките показват вида на функцията $F(R_a)$, когато третият фактор е фиксиран на средно ниво.

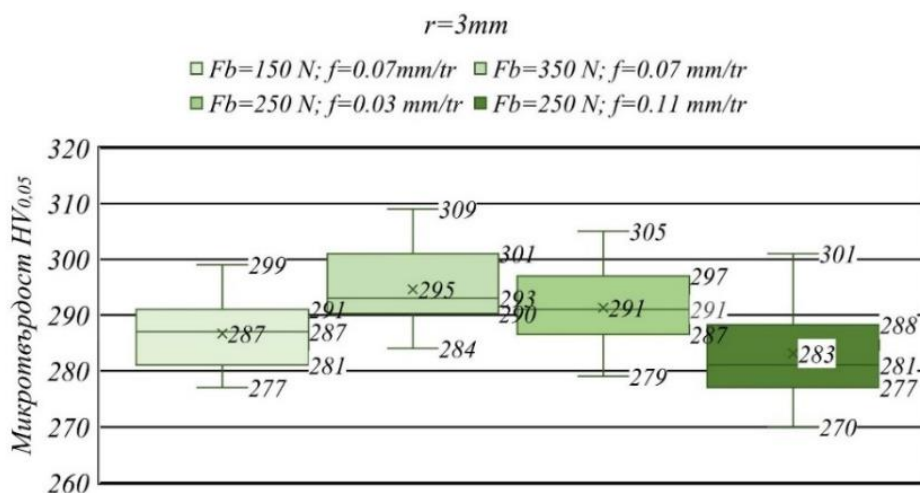
За по-задълбочено изследване на влиянието на управляващите фактори върху предсказаната от модел (2.1) получена грапавост, са построени т.н. линии на ниво (фиг. 2.12).

Очевидно, за всички комбинации на радиуса $r(x_1)$ и деформиращата сила $F_b(x_2)$ (с изключение на комбинацията $r=2\text{ mm}$; $F_b=150\text{ N}$) функцията $F(R_a)$ намалява с нарастване на подаването (фиг. 2.12а-фиг. 2.12е). За всички изследвани стойности на деформиращата сила $F_b(x_2)$ функцията $F(R_a)$ се променя нелинейно в зависимост от радиуса $r(x_1)$ (фиг. 2.12ж-фиг. 2.12и). За минимизиране на получената грапавост, е целесъобразно процесът ДЗ да се реализира с радиус в диапазона $r=3\div 3.5\text{ mm}$. В изследвания интервал на вариране $F_b(x_2)$ влияе нееднозначно върху функцията $F(R_a)$ (фиг. 2.12ж – фиг. 2.12и). Очевидно, независимо от подаването, най-малката и най-голямата стойност на деформиращата сила влошават получената грапавост. Функцията $F(R_a)$ клони към минимум, когато процесът ДЗ се реализира с максимално подаване с деформираща сила в интервала $F_b=250\div 300\text{ N}$.

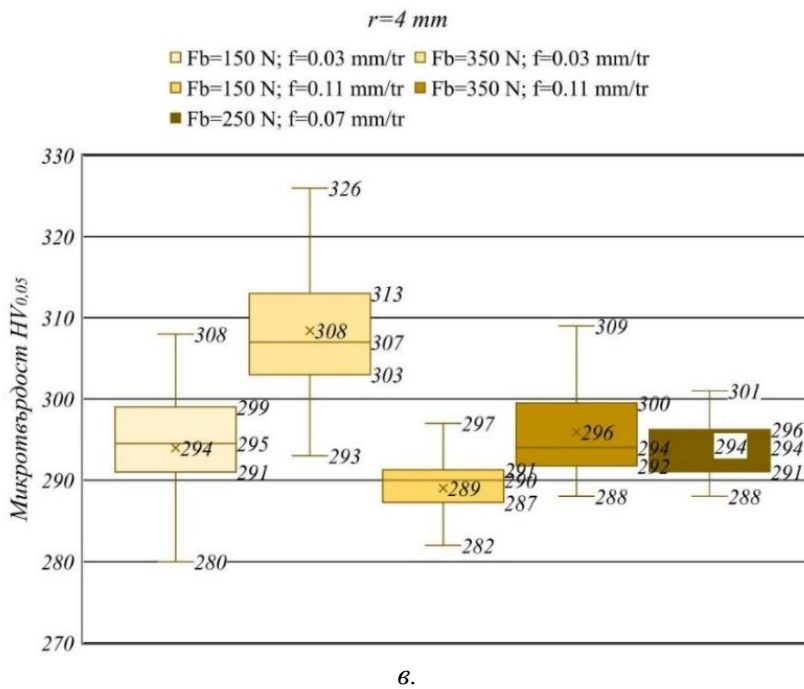
2.3.3.2. Моделиране и изследване на повърхностната микротвърдост



a.



б.

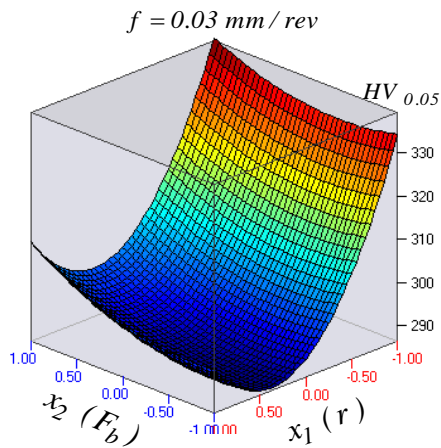


Графична визуализация на статистическата обработка на експерименталните резултати за повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ за трите стойности на радиуса е показана съответно на фиг. 2.13а,б,в.

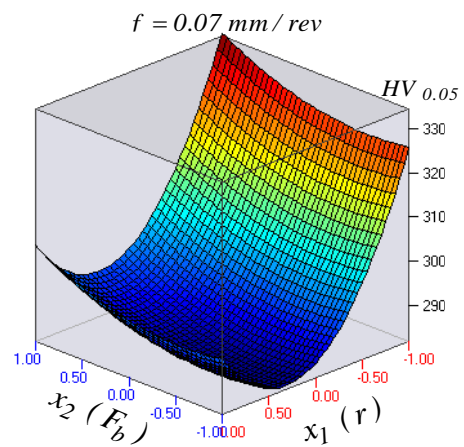
На база на получените крайни стойности за центровете на групиране (медианите) (показани са с хоризонтални линии на *фиг. 2.11*), използвайки системата QStatLab е получен следния регресионен модел за функцията на повърхностната микротвърдост:

Фиг. 2.13 Резултати от статистическата обработка на експерименталните резултати за повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$

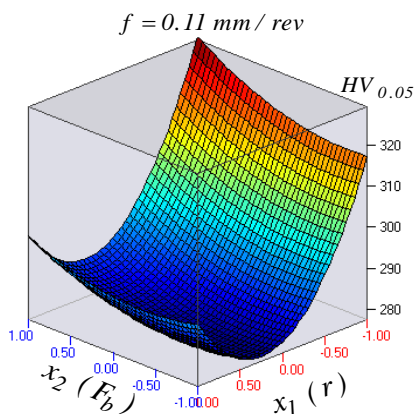
$$F(HV_{0.05}) = 285.996 - 16.49 x_1 + 4.29 x_2 - 5.31 x_3 + 23.608 x_1^2 + 4.008 x_2^2 + 1.488 x_1 x_3 - 1.762 x_1 x_2 x_3 \quad (2.2)$$



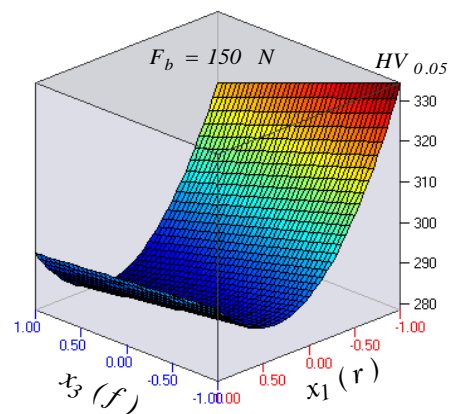
а.



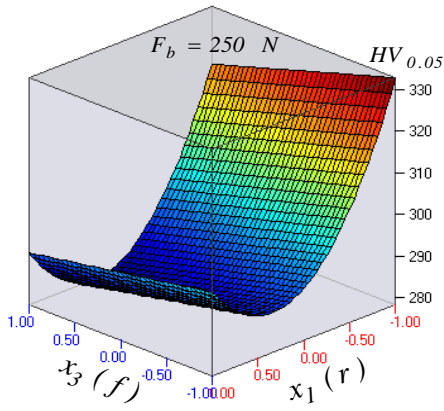
б.



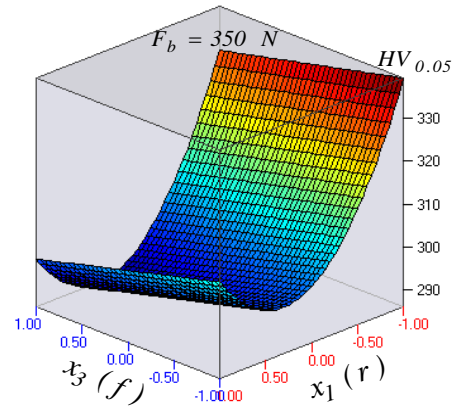
в.



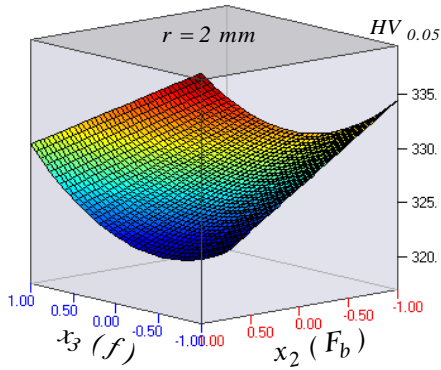
г.



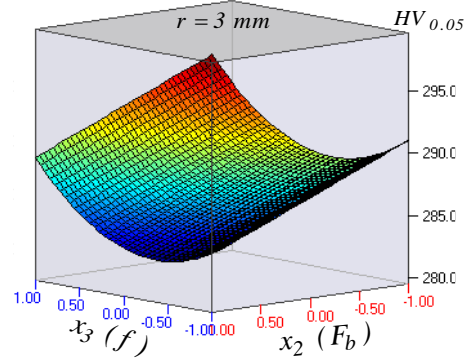
д.



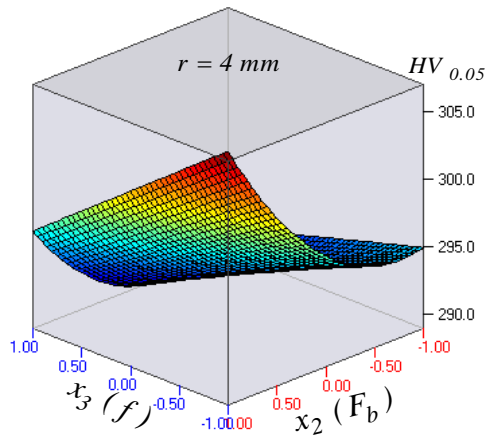
е.



ж.

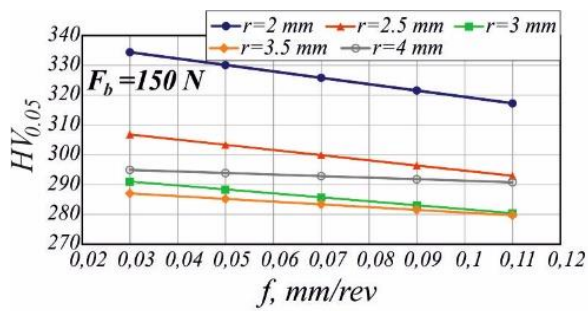


з.

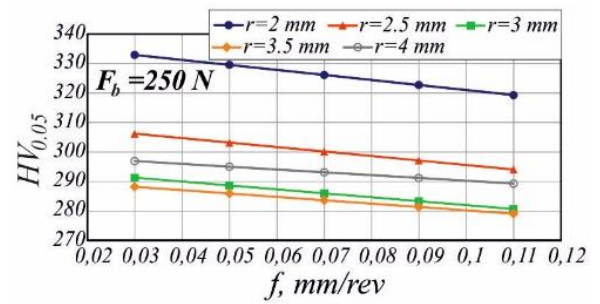


и.

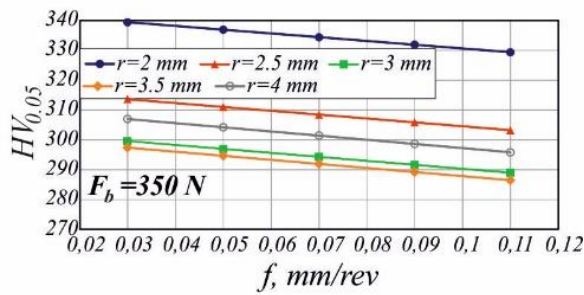
Фиг. 2.14 Сечения на хипер-повърхнината на функцията $F(HV_{0.05})$ с различни хипер-равнини



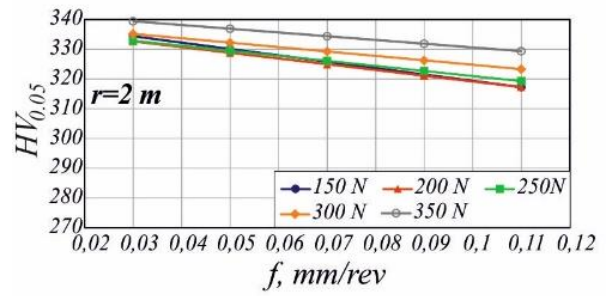
а.



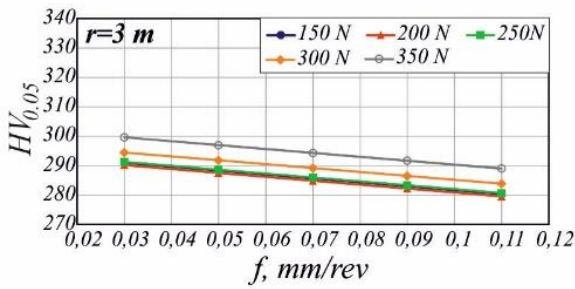
б.



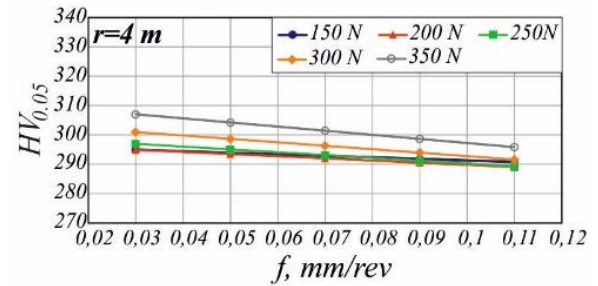
в.



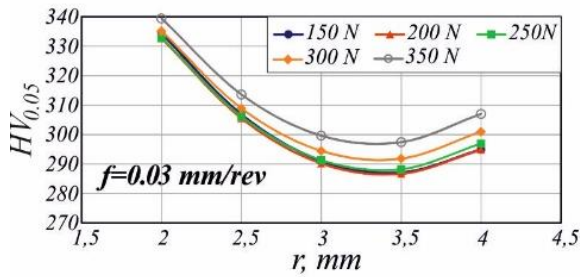
г.



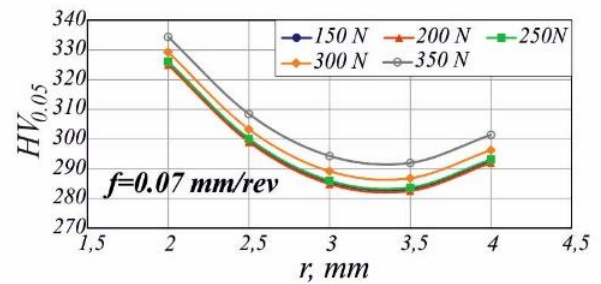
д.



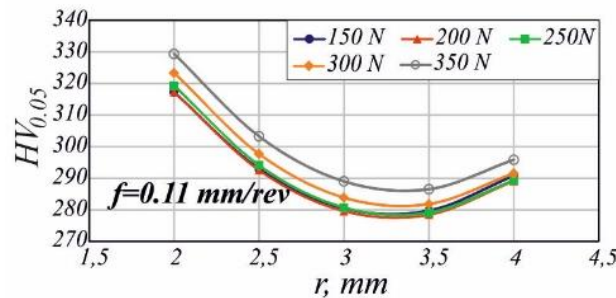
е.



ж.



з.



и.

Фиг. 2.15 Изменение на функцията $F(HV_{0,05})$ - линии на ниво

Влиянието на факторите върху функцията $F(HV_{0,05})$ е визуализирано на 3D графиките, представляващи сечения на хипер-повърхнината на модел (2.2) с различни хипер-равнини (фиг. 2.14а-фиг. 2.14и). 3D графиките показват вида на функцията $F(HV_{0,05})$, когато третият фактор е фиксиран на средно ниво.

Фиг. 2.15 дава възможност за по-детайлно изследване на влиянието на управляващите фактори върху функцията $F(HV_{0,05})$. Очевидно $F(HV_{0,05})$ нараства с нарастване на деформиращата сила F_b (x_2) и намалява с нарастване на подаването f (x_3) (фиг. 2.15а – фиг. 2.15в). Графиките на фиг. 2.15г – фиг. 2.15е показват изменението на функцията $F(HV_{0,05})$ за различни стойности на r (x_1) и F_b (x_2) в зависимост от подаването. Те потвърждават резултатите от дисперсионния анализ за влиянието на радиуса върху повърхностната микротвърдост (фиг. 2.10а) – функцията

$F(HV_{0.05})$ е най-голяма, когато радиусът е на долно ниво ($r=2$ mm) и най-малка, когато радиусът е на средно ниво ($r=3$ mm). Графиките, показани фиг. 2.15ж – фиг. 2.15и показват изменението на $F(HV_{0.05})$ за различни стойности на F_b (x_2) и f (x_3) в зависимост от радиуса. Трите серии графики имат подобен характер – функцията $F(HV_{0.05})$ се минимизира за $3 < r < 3.5$ mm. От друга страна, повърхностната микротвърдост намалява незначително с нарастване на подаването. За сравнение, в напречно сечение от цилиндричен образец, обработен само чрез струговане, непосредствено до повърхностния слой е измерена повърхностна микротвърдост $HV_{0.05} \approx 250$. Следователно, прилагането на ДЗ води до увеличение на повърхностната микротвърдост с $12 \div 36$ % в сравнение с конвенционалния случай на обработване само чрез струговане.

2.4. Оптимизация на процеса ДЗ

2.4.1. Едноцелеви оптимизации (по критерий минимална грапавост и максимална микротвърдост)

2.4.1.1. Оптимизация на процеса ДЗ по критерий минимална получена грапавост

Оптимизацията има за цел да се определят стойностите на управляващите фактори, за които:

$$F(R_a) \rightarrow \min \quad (2.3)$$

Намерените оптимални стойности на процеса ДЗ в кодирани и натурални стойности, минимизиращи получената грапавост (функцията $F(R_a)$), са показани в Таблица 2.5. Зависимостта между факторите в кодиран вид x_i и в естествени координати \tilde{x}_i е:

$$x_i = (\tilde{x}_i - \tilde{x}_{0,i}) / \lambda_i, \quad (2.4)$$

където:

$$\lambda_i = (\tilde{x}_{\max,i} - \tilde{x}_{\min,i}) / 2, \quad (2.5)$$

$\tilde{x}_{0,i}$, $\tilde{x}_{\max,i}$ и $\tilde{x}_{\min,i}$ са съответно средно, горно и долно ниво на i -тия фактор в естествени координати.

Оптимални стойности на управляващите фактори по критерий минимална грапавост

Таблица 2.5

Радиус на сферичната повърхнина на диамантния накрайник		Деформираща сила		Подаване	
Кодирани x_1	Натурални r, mm	Кодирани x_2	Натурални F_b, N	Кодирани x_3	Натурални $f, \text{mm/rev}$
0.3673	3.36	0.2535	275.35	1,0000	0.11

2.4.1.2. Оптимизация на процеса ДЗ по критерий максимална повърхностна микротвърдост

Оптимизацията има за цел да се определят стойностите на управляващите фактори, за които:

$$F(HV_{0.05}) \rightarrow \max \quad (2.6)$$

Оптимални стойности на управляващите фактори по критерий максимална повърхностна микротвърдост

Таблица 2.6

Радиус на сферичната повърхнина на диамантния накрайник		Деформираща сила		Подаване	
Кодирани x_1	Натурални r, mm	Кодирани x_2	Натурални F_b, N	Кодирани x_3	Натурални $f, \text{mm/rev}$
-1.0000	2	1.0000	350.00	-1,0000	0.03

Получените от оптимизацията оптимални стойности на управляващите фактори в кодирани стойности са трансформирани в натурални, използвайки формули (2.4) и (2.5). Оптималните стойности на управляващите фактори, максимизиращи повърхностната микротвърдост (функцията $F(HV_{0.05})$), са показани в Таблица 2.6.

2.4.2. Двуметелева оптимизация

Двуметелевата оптимизация на процеса ДЗ е проведена при следните зададени ограничения за двете целеви функции:

$$F(R_a) < 0.18 \mu m; \quad F(HV_{0.05}) > 300 \quad (2.7)$$

Двуметелевата оптимизация е насочена към намиране на компромисни стойности на управляващите фактори в съответствие с (2.7), за които едновременно е изпълнено:

$$F(R_a) \rightarrow \min; \quad F(HV_{0.05}) \rightarrow \max \quad (2.8)$$

Оптимизацията е проведена в съответствие с генетичен алгоритъм, в резултат на което е получена компромисната област, респ. Парето фронт. Последният съдържа множество комбинации от управляващи фактори и съответстващите им големина на целевите функции, които едновременно удовлетворяват условия (2.7) и осигуряват близки компромисни решения по отношение на (2.8). В Таблица 2.7 са показани селектираните от Парето фронта оптимални стойности на управляващите фактори.

Оптимални стойности на управляващите фактори, получени от двуметелевата оптимизация

Таблица 2.7

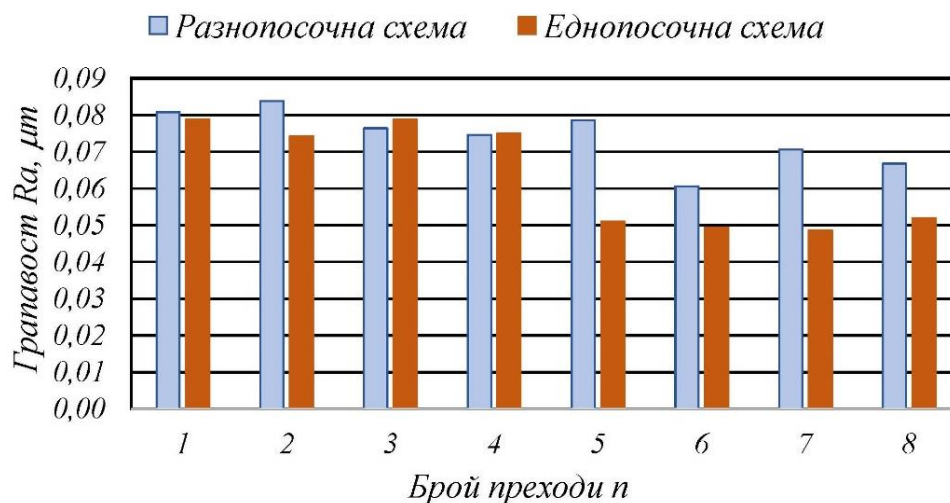
Радиус на сферичната повърхнина на диамантния накрайник		Деформираща сила		Подаване	
Кодирани x_1	Натурални r, mm	Кодирани x_2	Натурални F_b, N	Кодирани x_3	Натурални $f, \text{mm/rev}$
0.9997	4	0.9446	344.46	0,0842	0.07

2.5. Влияние на броя на преходите и вида на работната схема

2.5.1. Влияние на броя на преходите и вида на работната схема върху получената грапавост, повърхностната микротвърдост и разпределението на микротвърдостта в дълбочина

2.5.1.1. Влияние на броя на преходите и вида на работната схема върху получената грапавост

Обобщените резултати за влиянието на броя на преходите и вида на работната схема върху получената грапавост са показани на фиг. 2.16.



Фиг. 2.16 Влияние на броя на преходите n и вида на работната схема върху получената грапавост $R_a, \mu m$

Фиг. 2.16 дава основание за следните коментари:

- За двете работни схеми и всички стойности на броя на преходите ($n=1\div 8$) процесът ДЗ на образци от бронз CuAl_8Fe_3 EN CW303G осигурява много ниска получена грапавост – $R_a < 0.085 \mu\text{m}$, съответстваща на практически огледални повърхнини. Тези стойности са предпоставка за значителна редукция на силите на триене, респ. загряването в плъзгащи лагерни двойки, когато бронзовите втулки са подложени на ДЗ с намерените от проведената двуцелева оптимизация оптимални стойности за r , F_b и f ;

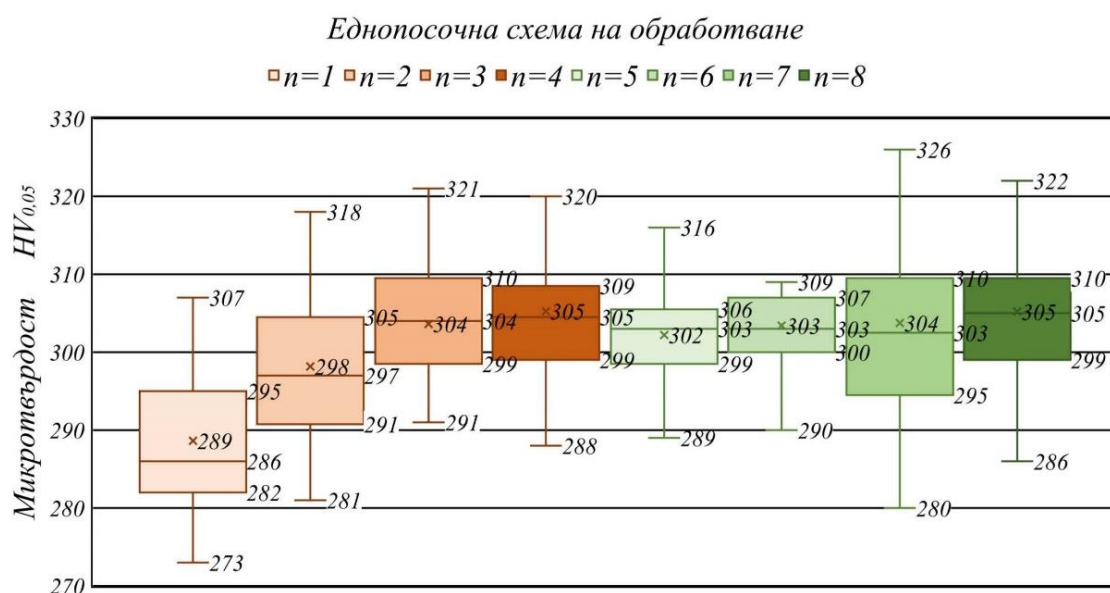
- Увеличаването на броя на преходите n води до намаляване на получената грапавост, оценена с параметъра R_a , μm , но в различна степен за двете работни схеми. Реализирането на многопреходна обработка с $n \geq 5$ в условията на еднопосочна схема осигурява забележимо пониска и практически постоянна получена грапавост ($R_a \approx 0.05 \mu\text{m}$) в сравнение с тази при двупосочната работна схема.

2.5.1.2. Влияние на броя на преходите и вида на работната схема върху повърхностната микротвърдост

Графики, визуализиращи резултатите от статистическата обработка на експерименталните резултати за влиянието на броя на преходите n и вида на работната схема върху повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$, са показани на фиг. 2.17а, б. Фиг. 2.17 показва различна тенденция за влиянието на броя на преходите n при двете работни схеми. Реализирането на многопреходна обработка в условията на еднопосочна работна схема води до практически постоянна повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ при $n \geq 3$. Когато процесът ДЗ се реализира в условията на разнопосочна работна схема, повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ нараства до четвъртия преход, след което частично намалява. Вероятна причина за това е ефектът от разякчаване при $n \geq 5$ в повърхностните слоеве следствие от променящата се посока на деформиране. Следователно, от гледна точка на повърхностна микротвърдост, процесът ДЗ с многопреходна обработка е целесъобразно да се реализира с еднопосочна работна схема.

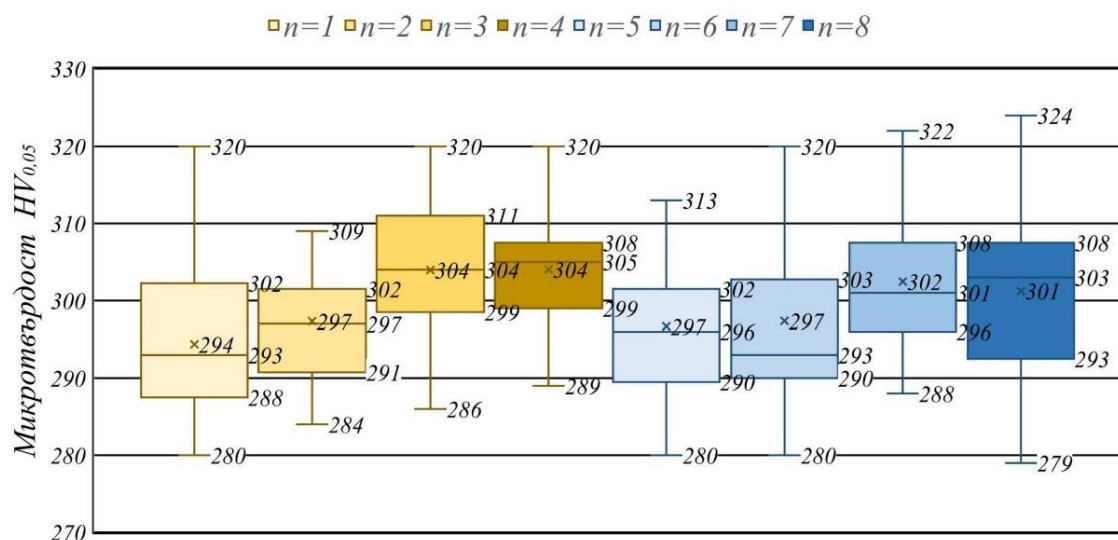
2.5.1.3. Влияние на броя на преходите върху разпределението на микротвърдостта в дълбочина

Целта на тази част от експерименталното изследване е да се оцени влиянието на броя на преходите на процеса ДЗ върху профила на микротвърдостта в дълбочина от повърхностния слой. Обект на сравнение е разпределението на микротвърдостта в дълбочина от повърхностния слой в два цилиндрични образца с диаметър $d=20 \text{ mm}$, подложени на ДЗ съответно с един преход ($n=1$) и с шест прехода ($n=6$). Съгласно извода, направен в т. 5.1.2, при втория образец, подложен на многопреходна обработка, процесът ДЗ е реализиран с еднопосочна схема.



a.

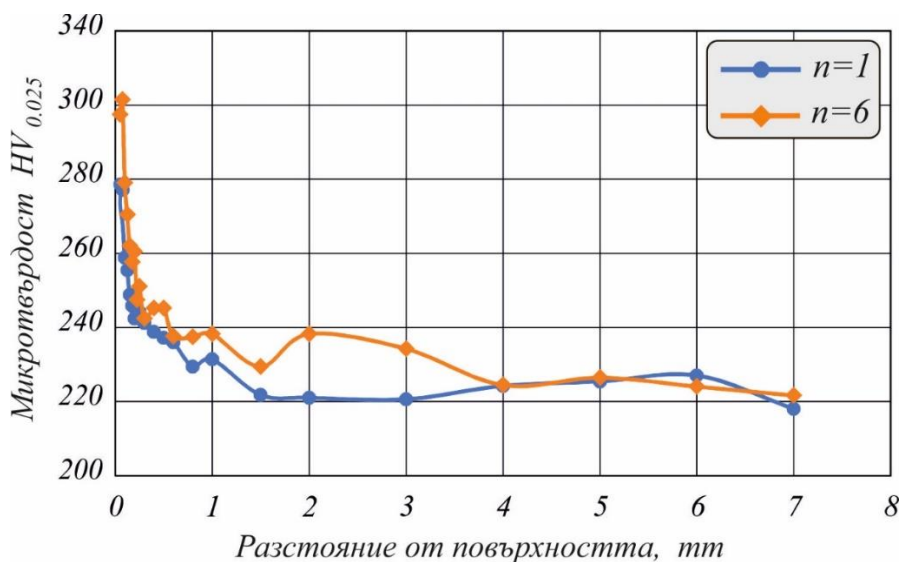
Разнопосочна схема на обработване



б.

Фиг. 2.17 Влияние на броя на преходите n и вида на работната схема върху повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$

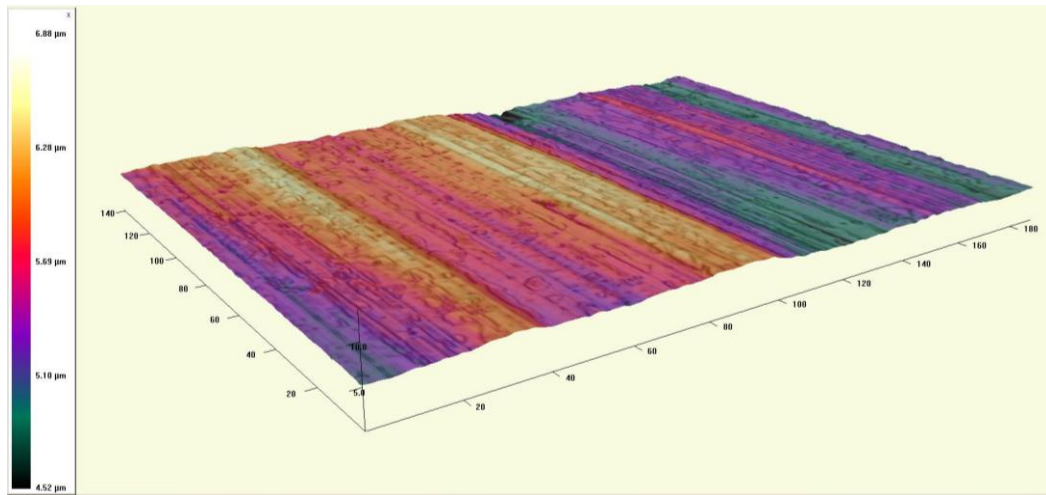
Тъй като са уякчени повърхностните слоеве, за функцията на разпределение на микротвърдостта може да се очаква изразен градиент непосредствено до повърхността. От тази гледна точка, с оглед на възможност за повече измервания близо до повърхността, обект на измерване е $HV_{0.025}$. Експерименталните резултати за профила на микротвърдостта $HV_{0.025}$ са показани на графиките на фиг. 2.18. Наблюдава се забележима разлика в разпределението на микротвърдостта в двата образца на разстояние до 4 mm от повърхността. Прилагането на процеса ДЗ с $n=6$ води до увеличение с 7.8 % на микротвърдостта непосредствено до повърхността в сравнение с тази, получена след ДЗ с $n=1$.



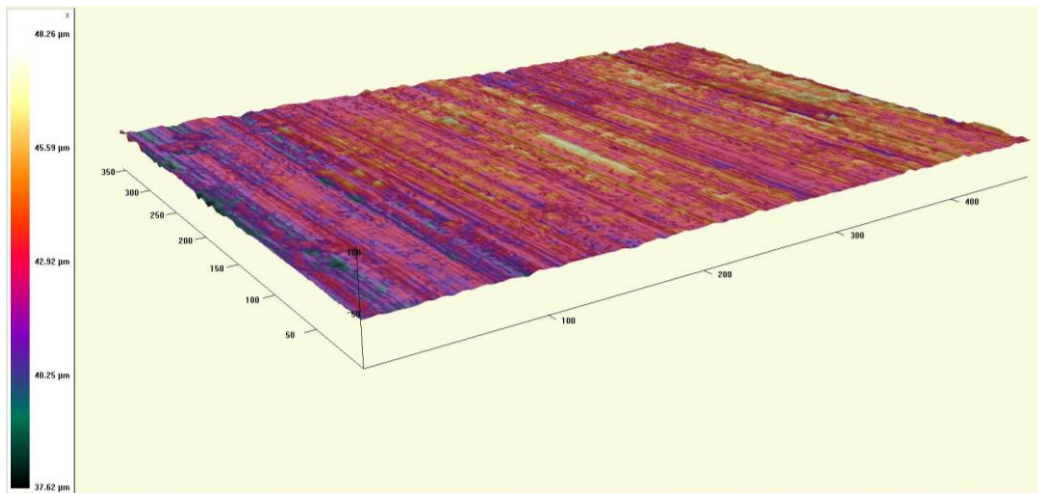
Фиг. 2.18 Влияние на броя на преходите върху разпределението на микротвърдостта в дълбочина

От друга страна, прилагането на процеса ДЗ с $n=6$ причинява по-голяма дълбочина на уякчения слой (≈ 3.5 mm) в сравнение с реализиране на процеса с еднопреходната обработка, когато дълбочината на уякчения слой е ≈ 1.5 mm. Причина за относително големите дълбочини на уякчения слой след ДЗ и в двата образца се дължат на високата пластичност на изследвания едно-фазен алуминиев бронз.

2.5.2. Влияние на броя на преходите и вида на работната схема върху ПТ



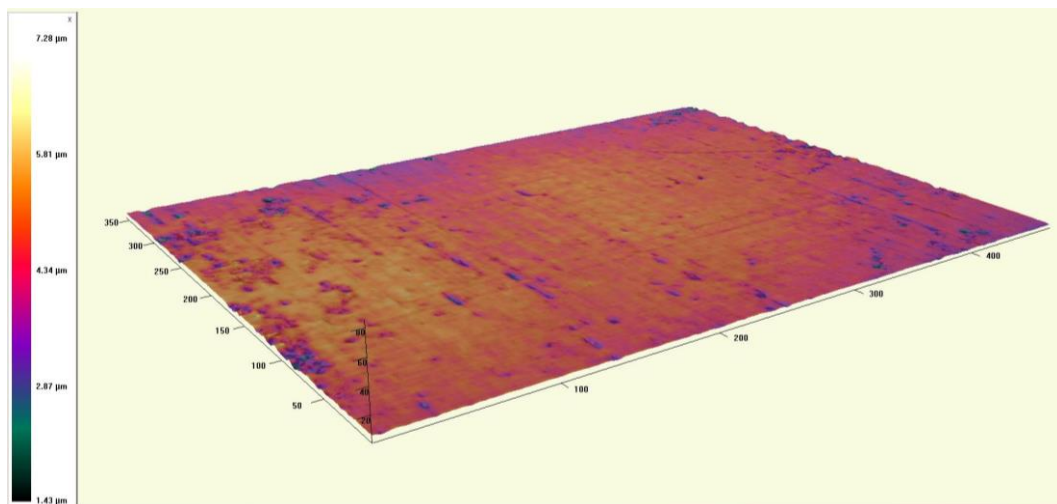
а.



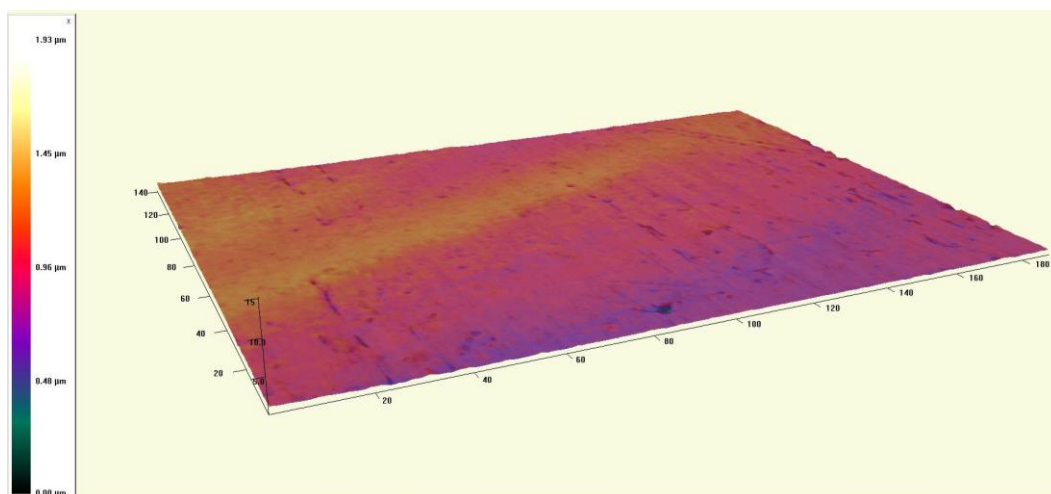
б.

Фиг. 2.19 3D изображение на ПТ на образец С

а. $\times 20$; б. $\times 50$



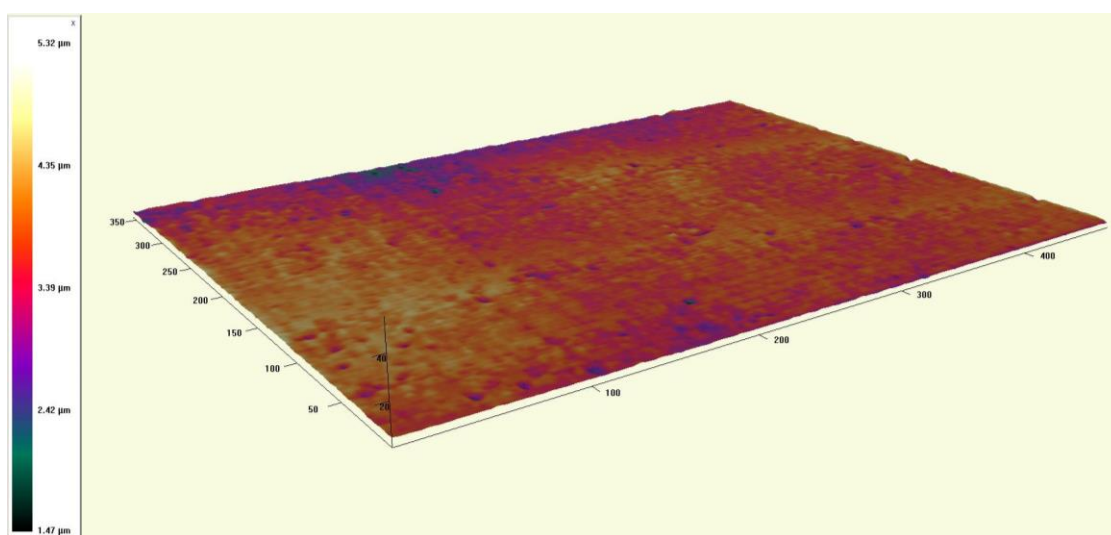
а.



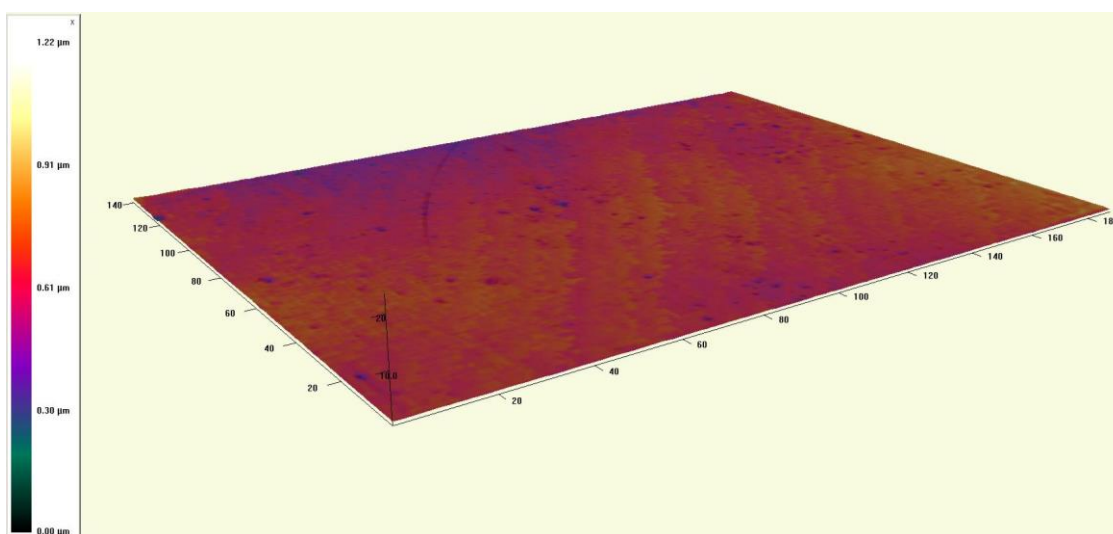
б.

Фиг. 2.20 3D изображение на ПТ на образец ДЗ1

а. $\times 20$; б. $\times 50$



а.



б.

Фиг. 2.21 3D изображение на ПТ на образец ДЗ6

а. $\times 20$; б. $\times 50$

На фиг. 2.19а, б, фиг. 2.20а, б и фиг. 2.21а, б са показани 3D изображения на ПТ съответно на образец С, обработен чрез фино струговане, образец ДЗ1, подложен на ДЗ с един преход ($n=1$) и образец ДЗ6, подложен на ДЗ с шест прехода ($n=6$) при еднопосочна схема. За всеки образец са показани по две изображения – с увеличения $\times 20$ и $\times 50$.

Сравнението между фиг. 2.18 с фиг. 2.29 и 2.20 за съответните увеличения показва значително по-грубата ПТ на образец С, обработен чрез фино струговане в сравнение с тази на двата образца, третиранни чрез ДЗ.

Резултатите от измерените параметри на ПТ в обсега на изследваните зони за трите изследвани образца са обобщени в Таблица 2.8.

Прегледът на измерените стойности на всички изследвани 3D височинни параметри на ПТ за трите образца при едно и също увеличение показва значително по-големи стойности на образец С, обработен чрез фино струговане, в сравнение с тези, измерени за образците ДЗ1 и ДЗ6. Това е предпоставка за по-голямо триене в сравнение с образците, обработени чрез ДЗ. Установено е, че различните параметри имат различна тежест по отношение на експлоатационните характеристики на съответните конструкционни елементи. Параметрите S_t (същият е сума от S_p и S_v) и S_z са чувствителни към локални отклонения на ПТ от средната равнина. От тази гледна точка те могат да се разглеждат като микро-концентратори на напрежения и деформации, и, следователно, имат по-голяма тежест за уморното поведение. От останалите височинни параметри, S_a и S_q са определящи за общата картина на вариациите на височините на микро-релефа на повърхността. Параметрите на формата оказват силно влияние върху твърдостта на контакта, респ. носещата способност (bearing), трибологичното поведение и механичното уплътняване. В условията на гранично триене (наличие на мажещо вещество) и относително ниски стойности на параметъра S_a (съответстващи на полирани повърхности), параметрите на формата S_{sk} и S_{ku} са определящи за триенето и мазането. Триенето е най-малко, когато параметърът S_{sk} (skewness) е отрицателен с максимална абсолютна стойност, а параметърът S_{ku} (kurtosis) е по-голям от 3 и приема по-големи стойности. Отрицателни стойности на S_{sk} описва райони с дълбоки долини и без високи върхове, а параметърът S_{ku} над 3 описва повърхности с високи върхове и дълбоки долини. Тази комбинация от тези параметри на формата съответства на платообразна гладка повърхност с дълбоки долини, които при наличие на мажещо вещество изпълняват функцията на микро-резервоари, благоприятни за минимизиране на триенето и подобряване на условията на мазане. При образец ДЗ1, подложен на ДЗ с един преход, параметърът S_{sk} има предимно отрицателни стойности, а при образец ДЗ6, подложен на ДЗ с шест прехода, всички измерени стойности на S_{sk} са отрицателни. Същевременно, всички измерени стойности на параметъра S_{ku} при образци ДЗ1 и ДЗ6 са по-големи от 3. От тази гледна точка може да се предскаже, че прилагането на процеса ДЗ с шест прехода ($n=6$) ще доведе до по-висока износоустойчивост в условията на гранично триене в сравнение с ДЗ с един преход ($n=1$).

3D параметри на ПТ

Таблица 2.8

Параметри на повърхностната текстура	Озн.	№	Вид на довървяващото обработване/Означение на образците					
			Фино струговане/ Образец С		ДЗ, $n=1$ / Образец ДЗ1		ДЗ, $n=6$ / Образец ДЗ6	
			$\times 20$	$\times 50$	$\times 20$	$\times 50$	$\times 20$	$\times 50$
Средно-аритметично отклонение	S_a [μm]	1	1.071	0.2747	0.3880	0.0806	0.4249	0.0591
		2	1.093	0.4090	0.7253	0.1013	0.3521	0.0494
		3	0.9937	0.4509	0.29	0.0481	0.2829	0.0478
Средно-квадратично отклонение	S_q [μm]	1	1.419	0.3553	0.5093	0.1033	0.5346	0.0753
		2	1.434	0.5427	0.9445	0.1270	0.4404	0.0626
		3	1.292	0.5378	0.4202	0.0595	0.3629	0.0606
Максимална височина на върховете	S_p [μm]	1	7.233	1.056	2.071	0.3683	3.356	0.7131
		2	14.7	1.919	4.07	1.212	2.093	0.4615
		3	6.434	1.757	4.758	0.6287	1.766	0.2666

Максимална дълбочина на падините	S_v [μm]	1	6.023	2.028	4.427	0.8129	3.954	0.9055
		2	6.718	1.793	4.28	1.720	3.012	0.5302
		3	8.038	1.192	4.848	1.303	3.602	0.5269
Максимална височина на микрограпа-вините	S_t [μm]	1	13.256	3.084	6.498	1.181	6.310	1.619
		2	21.418	3.713	8.35	2.932	5.106	0.9917
		3	14.472	2.950	9.606	1.932	5.368	0.7935
Ср. аритм. височина на 5 най-високи върхове и 5 най-ниски падини	S_z [μm]	1	13.43	1.550	4.725	0.7257	4.477	0.7577
		2	12.61	1.988	13.63	1.088	3.478	0.5542
		3	11.55	1.652	6.782	0.6122	3.140	0.4980
Skewness-мярка за асиметрия на профила спрямо ср. равнина	S_{sk}	1	0.2836	0.1720	-1.04	0.0726	-0.1211	-0.3811
		2	0.6237	0.9414	0.4097	-0.5308	-0.1508	-0.0062
		3	0.4223	0.4476	-0.0270	-0.1994	-0.3301	-0.1483
Kurtosis-мярка за заостреност на профила спрямо ср. равнина	S_{ku}	1	7.256	3.285	6.01	3.246	3.303	4.444
		2	7.543	3.884	9.368	4.778	3.236	3.554
		3	6.245	2.492	8.938	6.981	3.954	3.561

2.6. Изводи

Резултатите от проведеното експериментално изследване на характеристиките на SI в цилиндрични образци от бронз CuAl₈Fe₃ EN CW303G, подложени на ДЗ, могат да бъдат обобщени в следните основни изводи:

- Получен е емпиричен математичен модел, предсказващ получената грапавост $R_a, \mu m$ в зависимост от радиуса на сферичната работна повърхнина на диамантния накрайник r , деформиращата сила F_b и подаването f . На основа на проведената оптимизация на процеса ДЗ по критерий минимална грапавост са получени следните оптимални стойности на управляващите фактори: $r=3.36 mm$; $F_b=275.35 N$; $f=0.11 mm/rev$;

- Получен е емпиричен математичен модел, предсказващ получената повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ в зависимост от радиуса на сферичната работна повърхнина на диамантния накрайник r , деформиращата сила F_b и подаването f . В резултат от проведената оптимизация на процеса ДЗ по критерий максимална повърхностна микротвърдост са получени следните оптимални стойности на управляващите фактори: $r=2 mm$; $F_b=350 N$; $f=0.03 mm/rev$;

- В резултат от проведената двуцелева оптимизация на процеса ДЗ са определени управляващите фактори, осигуряващи едновременно ниска получена грапавост и висока повърхностна микротвърдост, както следва: $r=4 mm$; $F_b=344.46 N$; $f=0.07 mm/rev$;

- От гледна точка на минимизиране на получената грапавост и максимизиране на повърхностната микротвърдост, в условията на многопреходна обработка е целесъобразно процесът ДЗ да се реализира с $n=4$ при еднопосочна работна схема. При тези условия се постига грапавост $R_a \approx 0.075 \mu m$ и повърхностна микротвърдост $HV_{0.05} \approx 305$;

- На база на експериментално получените профили на микротвърдостта след ДЗ с един и шест прехода е доказана ефективността на процеса ДЗ за създаване на уякчен слой на относително голяма дълбочина – съответно $\approx 1.5 mm$ и $\approx 3.5 mm$;

- Получената база данни за 3D параметрите на ПТ на цилиндрични образци от бронз CuAl₈Fe₃ след ДЗ с един и шест прехода е предпоставка за минимизиране на триенето и подбръвяване на мазането в сравнение с конвенционалния случай на фино струговане.

Глава 3. ДВУСТРАННО СВЪРЗАН КРАЙНО-ЕЛЕМЕНТЕН АНАЛИЗ НА НАПРЕГНАТОТО И ДЕФОРМИРАНО СЪСТОЯНИЕ НА ВТУЛКИ ОТ БРОНЗ CuAl_3Fe_3 , ПОДЛОЖЕНИ НА ДЗ

3.1. Обосновка на крайно-елементното изследване

Когато плъзгащите лагери работят в условията на знакопроменливи и ударни натоварвания, за повишаване на динамичната якост е необходимо да се въведат в повърхностните слоеве около вътрешните работни повърхнини полезни ОН на натиск. В случаи на вътрешни цилиндрични повърхнини (отвори) от определящо значение е разпределението в качествен и количествен аспект на окръжните ОН σ_t^{res} .

Два основни подхода се използват за оценка на ОН - експериментален и чрез крайно-елементен (КЕ) анализ. X-ray diffraction е най-широко използваният експериментален метод за измерване на ОН след ППД и в частност след slide burnishing. Относително по-малко се използват полуразрушителните методи Hole drilling и Split ring. Посочените експериментални методи се използват за измерване на ОН в повърхностните слоеве на цилиндрични образци. Когато целта е да се оценят окръжните ОН в повърхностните слоеве около вътрешни цилиндрични повърхнини (отвори), безразрушителният метод X-ray diffraction е неприложим поради следните причини:

- Диаметърът на рентгеновия лъч е съизмерим с дълбочината на натисковата зона, поради което не може да бъде измерено разпределението на остатъчните напрежения по достъпните челни повърхности на детайли тип „втулка“;
- Рентгеновият лъч не може да бъде насочен тангенциално към повърхността на отвора.

По подобни причини методът Hole drilling също не е приложим. Изобщо, точността на подхода за отчитане на профила на остатъчните напрежения се определя от точността на измерването на деформацията. Поради посочените аргументи КЕ симулации е една от малкото опции за изследване на напрегнатото и деформирано състояние, и в частност на окръжните остатъчни напрежения в лагерните втулки, чиито отвори са обработени чрез ДЗ.

В литературата преобладават КЕ изследвания на външни цилиндрични повърхнини, подложени на ППД (burnishing). Хронологично 2D КЕ модели за симулиране на burnishing процеси са предпочитани поради по-малкия обем на изчислителната процедура. Roettger, (2002) разработва 2D КЕ модел на процеса roller burnishing с цел изследване на осовите ОН. За симулиране на процеса идеално твърда сфера се притиска към повърхнината на заготовката, докато реакцията в сферата (инструмента) достигне предписаната големина на приложената деформираща сила. След това сферата се повдига от заготовката и се премества хоризонтално на разстояние, равно на подаването. За постигане на по-реалистична картина на разпределението на осовите остатъчни напрежения описаният цикъл се повтаря многократно. За 2D КЕ модели е присъщо равнинно деформирано състояние, в условията на които се симулира взаимодействието между деформиращия елемент и заготовката. В действителност, ППД процесите, и в частност процесът ДЗ, се характеризират с тримерно напрегнато и деформирано състояние. Maximov et al. (2017) сравняват осовите остатъчни напрежения след ДЗ в цилиндрични образци от високояка алуминиева сплав 2024-T3, получени чрез X-ray diffraction експеримент и 3D КЕ модел, базиран върху концепцията за последователно циклично нормално въздействие на сферичен деформиращ елемент. Предимство на описания 3D КЕ модел е, че отчита тримерното напрегнато и деформирано състояние, което е присъщо на процеса ДЗ.

Maximov and Dunchева, (2012) разработват 3D КЕ модел на процеса Сферично дорноване, на база на който изследват разпределението на окръжните ОН около отвори в ниско-легирана стомана в корелация с оптимизация на процеса.

На основа на сравнение на енергийния баланс, на процесите ДЗ, ball burnishing и deep rolling, използвайки свързани термомеханични КЕ модели и експериментални изследвания на тези процеси е установено, че при ДЗ около три четвърти от въведената на входа на системата енергия се трансформира в топлина по контактната зона между диамантния деформиращ елемент и третираната повърхнина. Това потвърждава термо-механичната природа на процеса ДЗ. За осигуряване на реалистична оценка на въведените чрез ДЗ ОН е необходимо да се разработи

термо-механичен KE модел на този процес. Основен фактор в тази посока е създаването на температуро-зависим конститутивен модел на поведението на повърхностните слоеве. Използвайки концепцията “flow stress”, Максимов и колектив разработват температуро-зависим КММ на повърхностните слоеве на стомана 37Cr4, адаптиран за KE симулации на процеса ДЗ.

Целта на това изследване е да се направи оценка на ефективността на процеса ДЗ за въвеждане на полезни окръжни ОН на натиск в лагерни втулки от бронз CuAl₈Fe₃ EN CW303G на основата на двустранно свързан 3D KE анализ на процеса ДЗ. За постигане на целта последователно са решени следните основни задачи:

- 1). Експериментално изследване на коефициента на триене между диамантния накрайник и бронз CuAl₈Fe₃ в зависимост от скоростта на плъзгане;
- 2). Разработване на адекватен температуро-зависим конститутивен модел на материала (КММ) на повърхностните слоеве на бронз CuAl₈Fe₃;
- 3). Разработване на двустранно свързан 3D KE модел на процеса ДЗ на отворите в лагерни втулки от алуминиев бронз CuAl₈Fe₃.

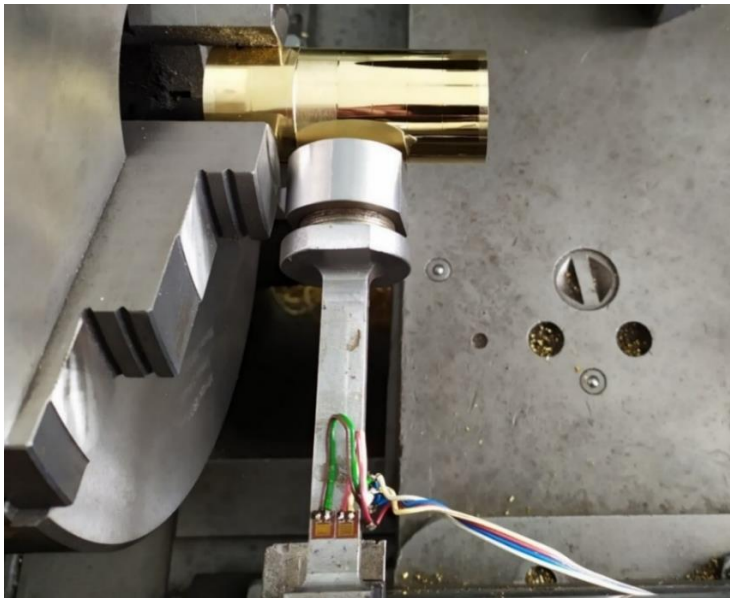
3.2. Експериментално изследване на коефициента на триене между диамантния накрайник и бронз CuAl₈Fe₃ в зависимост от скоростта на плъзгане

Поради термо-механичната природа на процеса ДЗ, определящ фактор за адекватността на KE модел е реалистичната оценка на коефициента на триене между диамантния накрайник и изследвания бронз. По-високият коефициент на триене води до отлагане на частици от обработваната сплав върху инструмента с последващо влошаване на качеството на обработваната повърхнина и ускорено износване (Kallio et al., 2013). Коефициентът на триене при ДЗ включва две компоненти – деформационна и адхезионна, като приносът на първата компонента представлява 15-40%. Изследвания на коефициента на триене са проведени върху твърди високолегирани, високо-въглеродни стомани и ниско легирани стомани.

Основната цел на това изследване е да се определи коефициента на триене между диамантния накрайник и образци от бронзова сплав в зависимост от скоростта на плъзгане. За постигане на целта е проведен натурен експеримент, базиран върху специално разработено устройство и методиката, представени в (Максимов и др., 2014).

3.2.1. Детайли на експеримента

Експериментът е проведен върху универсален струг С11, използвайки специално разработено за целта устройство (фиг.3.1). Основен елемент в устройството е конзолна тензометрична греда с постоянно напречно сечение, в предния край на която е закрепен диамантния накрайник с възможност за управляване големината на деформиращата сила F_b посредством винтова цилиндрична пружина. В съответствие с физиката на процеса диамантно заглаждане, използваната гредова конструкция е с геометрическа нелинейност, тъй като е натоварена едновременно на натиск от деформиращата сила F_b и на огъване от силата на триене при плъзгане T , напречна за конзолната греда. Приема се, че по време на целия експеримент е в сила законът на Кулон, т.е. $T = \mu F_b$, където μ е търсеният коефициент на триене. Последният зависи от технологичните параметри на процеса диамантно заглаждане. Всички експерименти са проведени при постоянни стойности на радиуса на закръглеността на диамантния накрайник, деформиращата сила и подаването, както следва: $r = 3 \text{ mm}$, $F_b = 275 \text{ N}$, $f = 0,11 \text{ mm/tr}$. Тези технологични параметри на процеса са получени в резултат от проведената двучелева оптимизация на процеса (виж. Глава 2). Експерименталното изследване е проведено при изменение на скоростта на плъзгане в интервала $v = 43-172 \text{ m/min}$. За всяка изследвана стойност на скоростта на плъзгане се получава съответно провисване на еластичната линия на гредата $w(\xi)$, където ξ е абсцисата на съответното сечение. На основа на измереното провисване, в съответствие с алгоритъма, разработен от Максимов и др., се изчислява съответната стойност на коефициента на триене. Провисването $w(\xi)$ се измерва посредством тензодатчици, свързани в схема пълен

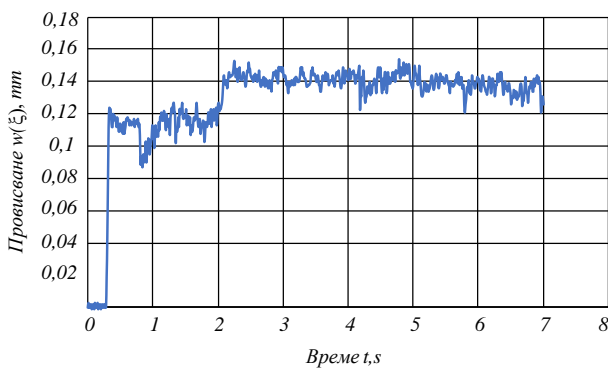


Фиг.3.1 Провеждане на експеримента върху струг С11

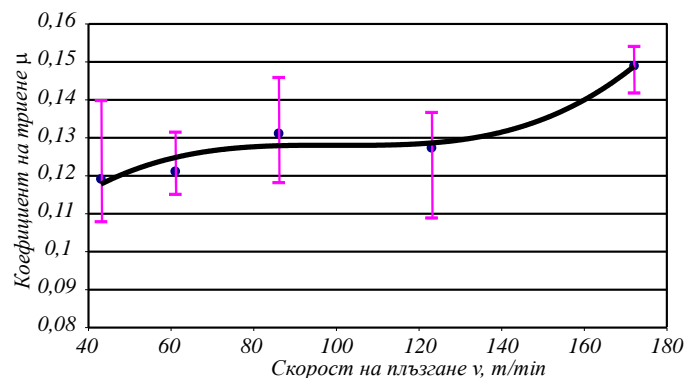
Материалът на образците е бронз CuAl_8Fe_3 EN CW303G с химичен състав според таблица 2.1. Получената грапавост след струговане на образците е в диапазона $Ra=0.59\div 0.73 \mu\text{m}$. Процесът ДЗ е реализиран чрез поликристален диамант, като е използвана смазочно-охлаждаща течност Nakuform 70-19.

3.2.2. Експериментални резултати и коментари

На фиг. 3.2 е показан запис на провисването $w(t, \xi)$. За всяка експериментална точка са направени по три записа на тази функция и е отчетена средно-аритметичната стойност, като са изключени преходните процеси. Графиката на фиг. 3.2 е отчетена след 2,1 s от началото на записа, което време е необходимо за достигане скоростта на въртене на шпиндела на струга.



Фиг. 3.2 Запис на функцията на провисването $w(t, \xi)$



Фиг. 3.3 Графика на функцията $\mu=\mu(v)$

Посредством специализирания софтуер Qstatlab е проведен регресионен анализ на получените експериментални резултати. За търсената функция $\mu=\mu(v)$ в натурални координати е получено:

$$\mu=5,626 \cdot 10^{-8} \cdot v^3 - 1,668 \cdot 10^{-5} \cdot v^2 + 0,001684 \cdot v + 0,0721 \quad (3.1)$$

Експерименталните резултати и графиката на функцията (1) са показани на фиг. 3.3. Деформиращата сила F_b и радиусът на сферичната работна повърхнина на диамантния накрайник r по време на експеримента са постоянни, което води до постоянна деформационна компонента на коефициента на триене. Това от своя страна означава, че наблюдаваното изменение на големината на коефициента на триене се дължи изцяло на променливата адхезионна компонента. При по-малките скорости на плъзгане коефициентът на триене е по-малък с около 7% в срав-

нение със стойността му в средния диапазон на изменение на скоростта на плъзгане. При максималната изследвана скорост на плъзгане $v=172 \text{ m/min}$ коефициентът на триене μ е по-голям с приблизително 15,6% в сравнение със средната му стойност. Това увеличение на μ може да се обясни с генерирането на по-голямо количество топлина и оттам – локален смекчаващ ефект в зоната на контакта между диамантния накрайник и третираната повърхнина на образеца.

3.3. Разработване на адекватен температуро-зависим конститутивен модел на материала (КММ) на повърхностните слоеве на бронз CuAl8Fe3, подложени на ДЗ

3.3.1. Подход за изграждане на температуро-зависим КММ на повърхностните слоеве

За дефиниране на зависимостта „напрежение-деформация“ в пластичната област за точките от повърхностния слой е приложена концепцията “flow stress”. Тя се базира върху комбиниран подход, включващ експериментален тест (indentation test) и последващ инверсен КЕ анализ на експерименталния тест. Физически експерименталният тест прилича на теста на Brinell за измерване на твърдост. За целта сферичен накрайник с диаметър на сферата 0.75-2.5 mm се вбива в челото на образец под действие на осова сила P . Целта на експерименталния тест е да се определи зависимостта $P=P(d^{res})$, където d^{res} е дълбочина на сферичния отпечатък. Последващият КЕ анализ има за цел да установи зависимостта „напрежение-деформация“ в пластичната област, която се представя във вида:

$$\sigma = \sigma_Y \left(1 + \frac{E}{\sigma_Y} \bar{\epsilon}_p \right)^n, \quad (3.2)$$

където: σ е напрежение в пластичната област (“flow stress”); σ_Y е граница на провлачване; E е модул на линейни деформации (модул на Young); ϵ_p е пластичната деформация; n определя деформационното уякчаване за едномерно напрегнато състояние. Изборът на адекватен КММ се базира върху следното: многократно се провеждат КЕ симулации с различни комбинации на σ_Y и n в у-ние (2.2); за всяка комбинация от КЕ резултати се получава зависимостта $P = P(d^{res})$; избира се тази комбинация от σ_Y и n , за която получената зависимост е най-близка до тази, съответстваща на експерименталния тест. Описаната процедура е проведена последователно за шест температури, както следва: 20, 50, 100, 150, 200, 250 °C.

3.3.2. Експериментален тест (“indentation test”)



Фиг. 3.4 Експериментална установка за провеждане на indentation test

За всяка температура зависимостта $P=P(d^{res})$ е получена за шест стойности на осовата сила P : 147.15 N; 196.2 N; 294.3 N; 392.4 N; 490.5 N; 588.6 N. Експерименталната установка за провеждане на теста на проникване (indentation test) е показана на фиг. 3.4. Образецът е призматично тяло с размери $40 \times 20 \times 8 \text{ mm}$ и с цилиндрични удължения с диаметър 6 mm с възможност за нагриване. Посочените размери на образца осигуряват достатъчна площ за провеждане на indentation test за шестте температури, без припокриване на афектираните зони.

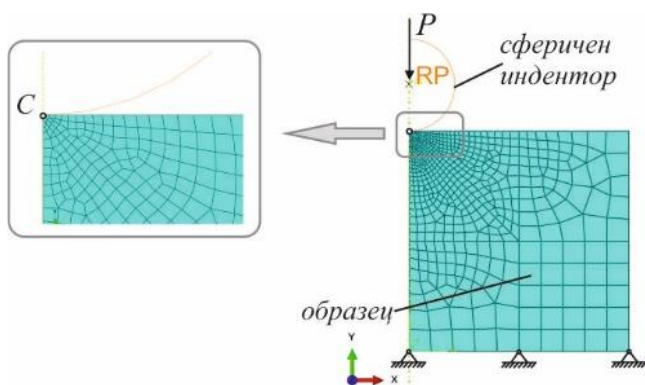
Резултатите от експерименталния тест на проникване са показани в Таблица 3.1.

Сила, N	T=20°C		T=50°C		T=100°C		T=150°C		T=200°C		T=250°C	
	Диаметър на отпечатъка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатъка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатъка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатъка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатъка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатъка, mm	Дълбочина на проникване, mm
147.2	0.3935	0.016	0.255	0.0065	0.351	0.0124	0.3615	0.0131	0.372	0.0139	0.3825	0.0147
196.2	0.422	0.018	0.427	0.0184	0.417	0.0175	0.4295	0.0186	0.438	0.0193	0.4625	0.0216
294.3	0.513	0.027	0.4965	0.0249	0.514	0.0267	0.536	0.0291	0.5325	0.0287	0.5755	0.0336
392.4	0.5815	0.034	0.5735	0.0333	0.603	0.0369	0.6	0.0365	0.6125	0.0381	0.603	0.0369
490.5	0.6625	0.045	0.6345	0.0409	0.6345	0.0409	0.641	0.0418	0.662	0.0446	0.674	0.0463
588.6	0.712	0.052	0.706	0.0509	0.709	0.0513	0.7105	0.0515	0.692	0.0488	0.7325	0.0549

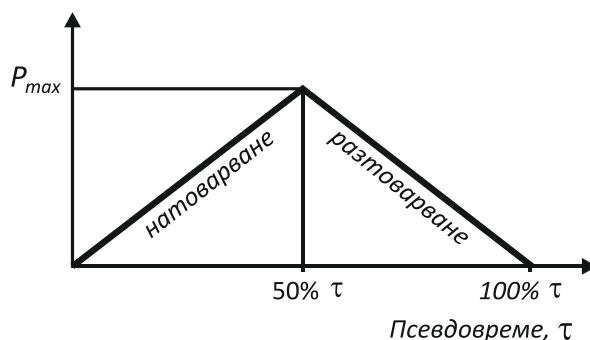
3.3.3. KE модел на експерименталния тест

Числените симулации на експерименталния тест са базирани върху ососиметричен (псевдо 2D) KE модел, използвайки Abaqus/CAE 2018 (фиг. 3.5).

Сферичният индентор е моделиран като идеално твърдо тяло, сразмери, съответстващи на тези в механичния тест. В съответствие с физическата същност на експерименталния тест, образецът е моделиран като ососиметрично тяло. Използвана е подходяща стратегия за сгъстяване в зоната на натоварване при дискретизиране на образца (фиг. 3.5).



Фиг. 3.5 KE модел на експерименталния тест



Фиг. 3.6 Изменение на осовата сила P в KE анализи

Между сферичния индентор и образца е дефиниран нормален контакт с възможност за отделяне. Анализът съдържа две стъпки: натоварване (loading) и разтоварване (unloading). За всяка изследвана температура максималните стойности на осовата сила P са зададени съгласно експеримента по отношение на т.н. Ref. Point на сферата. За тази цел са използвани табулирани функции, дефинирани в псевдо-времето според закона, показан на фиг. 3.6.

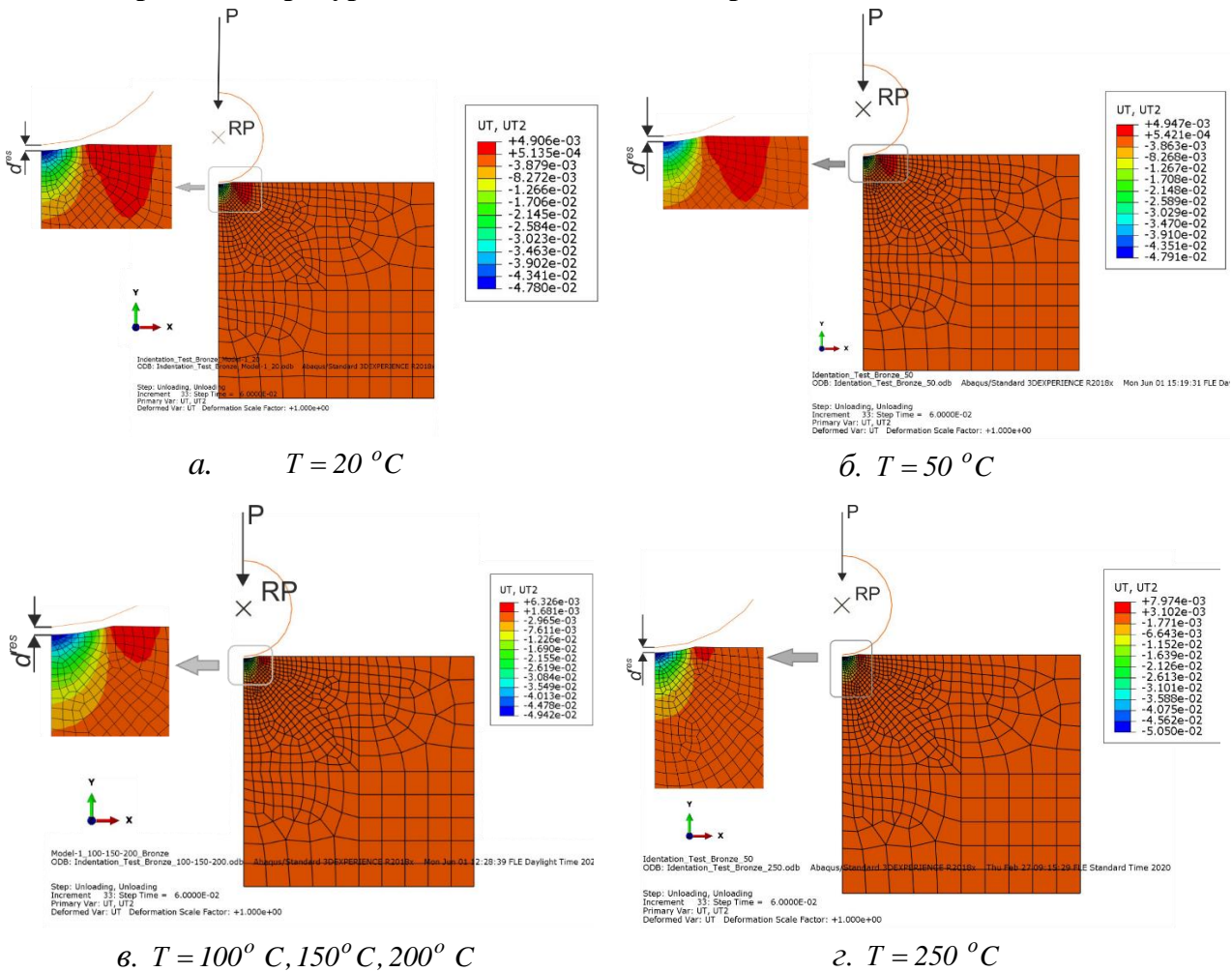
Моделът на материала на образца е еласто-пластичен. Приети са: температуро-зависим модул на Young; коефициент на Poisson – 0.33. КММ на образца е приет за независим от скоростта на деформация, тъй като влиянието й върху остатъчните напрежения е пренебрежимо малко. Уравнение (3.2) дефинира уякчаването в пластичната област за едномерно напрегнато състояние, като се приема, че същото е валидно за всички възможни напрегнати състояния и пътища на натоварване. В действителност при ППД, в т.ч. при ДЗ, деформационният процес е тримерен. От друга страна, в околност на точка от повърхностния слой се провокира циклично уякчаване, тъй като радиусът на закръгление на диамантения крайник е много по-голям от подаването за оборот. Това причинява деформационна анизотропия, свързана с неравномерно преместване на повърхнината на провлачване в пространството на напреженията. За да се отчете този ефект е дефиниран модел на нелинейно кинематично уякчаване:

$$\dot{\alpha}_{ij} = \frac{c}{\sigma_0} \sigma_{ij}^a \dot{\epsilon}_p - \gamma \alpha_{ij} \dot{\epsilon}_p, \tag{3.3}$$

където: σ^0 е еквивалентно напрежение, дефиниращо размера на повърхнината на провлачване, с начална големина $\sigma|_0$ - еквивалентно напрежение, дефиниращо размера на повърхнината на провлачване за нулева еквивалентна пластична деформация $\bar{\epsilon}_p$ (определя се от едномерен тест, като се приема, че е в сила за всички напрегнати състояния и пътища на натоварване, т.е. $\sigma|_0 = \sigma_Y$); $\sigma_{ij}^a = \sigma_{ij} - \alpha_{ij}$, σ_{ij} е тензор на напреженията; α_{ij} е тензор на микро-напреженията; C е начален модул на кинематично уякчаване, γ е коефициент, определящ темпа на намаляване на модула на кинематично уякчаване с увеличаване на пластичната деформация $\bar{\epsilon}_p$.

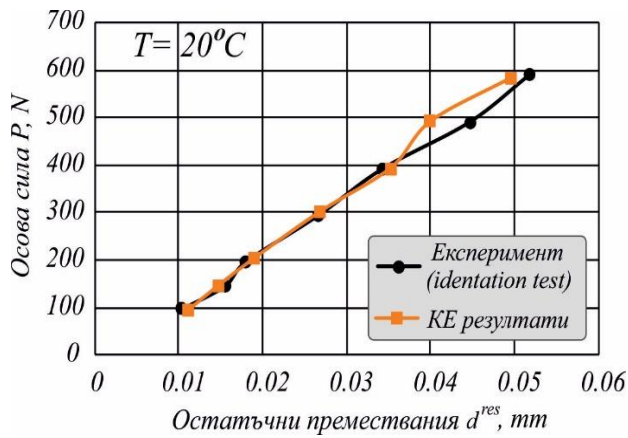
За множество комбинации на σ_Y и n от уравнение (3.2) са изчислени съответните масиви от данни „номинално напрежение – номинална деформация“ ($\sigma_{nom} - \epsilon_{nom}$) в пластичната област. В Abaqus/CAE се използва „истинско напрежение“ σ_{true} (тензор на Cauchy), а мярката на деформацията е „логаритмична деформация“ ϵ_{ln} . Масивите от данни ($\sigma_{true} - \epsilon_{ln}$) се трансформират на база на масивите $\sigma_{nom} - \epsilon_{nom}$.

3.3.4. Избор на температурно-зависим КММ на повърхностния слой

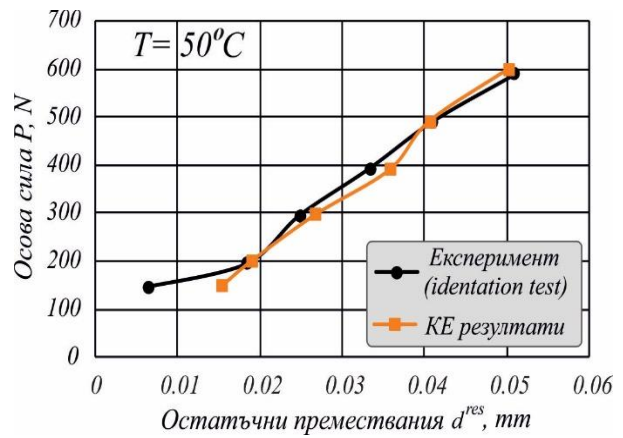


Фиг. 3.7 КЕ резултати за остатъчните осови премествания

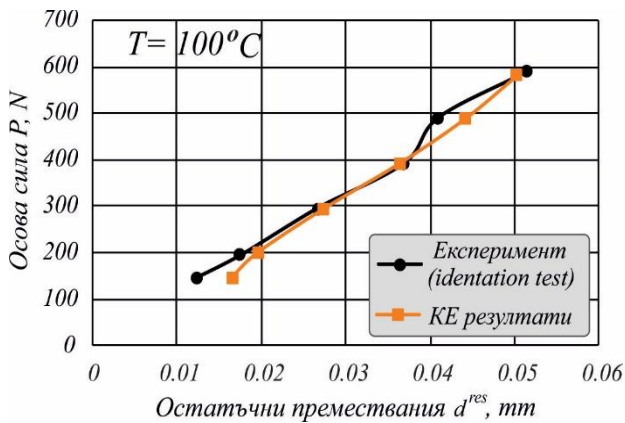
КЕ резултати за остатъчните премествания в осово направление за изследваните температури са показани на фиг. 3.7. Фиг. 3.8 дава възможност да се сравнят максималните остатъчни премествания d^{res} , получени от КЕ резултати, съответстващи на избраните КММ в централната точка C от контактната зона (фиг. 3.5) и тези, изчислени на база на експерименталния тест. При провеждане на експерименталния тест е установено практически едно и също поведение на образеца за $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$, $T = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ и $T = 200 \text{ }^\circ\text{C}$. Поради това КЕ резултати за тези три стойности на температурата са обобщени на фиг. 3.7в.



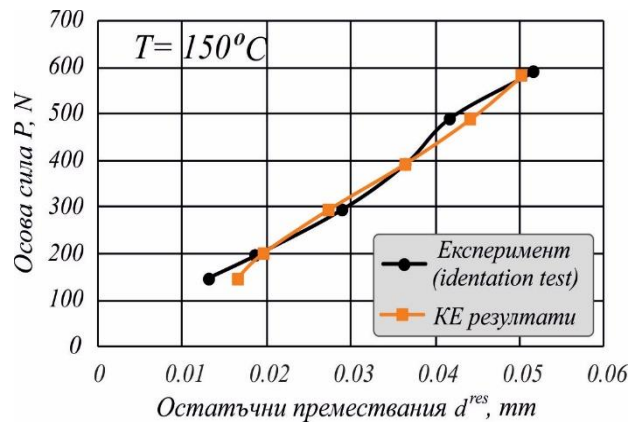
а. $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$



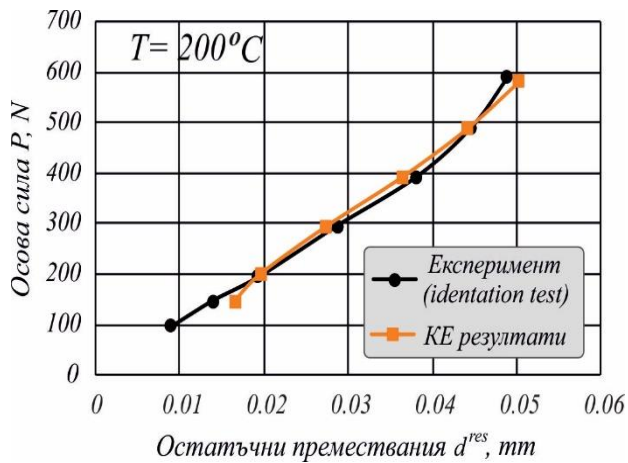
б. $T = 50 \text{ }^\circ\text{C}$



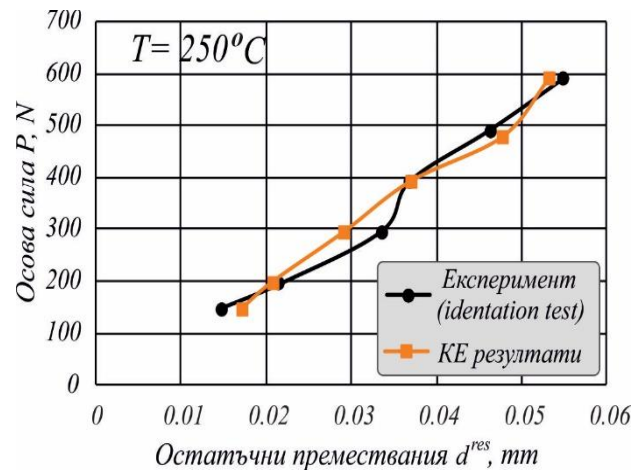
в. $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$



г. $T = 150 \text{ }^\circ\text{C}$



д. $T = 200 \text{ }^\circ\text{C}$



е. $T = 250 \text{ }^\circ\text{C}$

Фиг. 3.8 Графична визуализация на зависимостта $P = P(d^{res})$, получена от КЕ резултати и експерименталния тест (indentation test)

Фиг. 3.8 показва близки резултати между графичните зависимости $P = P(d^{res})$, получени от числените симулации и експерименталните тестове.

В Таблица 3.2 са дадени изчислените табулирани данни за пластичната деформация ϵ_p , напреженията σ_{ij} и микро-напреженията α_{ij} , съответстващи на шестте стойности на температурата.

ε_p	$T=20^\circ C$		$T=50^\circ C$		$T=100^\circ C$		$T=150^\circ C$		$T=200^\circ C$		$T=250^\circ C$	
	$\sigma_{ij},$ MPa	$\alpha_{ij},$ MPa	$\sigma_{ij},$ MPa	$\alpha_{ij},$ MPa	$\sigma_{ij},$ MPa	$\alpha_{ij},$ MPa	$\sigma_{ij},$ MPa	$\alpha_{ij},$ MPa	$\sigma_{ij},$ MPa	$\alpha_{ij},$ MPa	$\sigma_{ij},$ MPa	$\alpha_{ij},$ MPa
0	400.0	0.0	390.0	0.0	380.0	0.0	380.0	0.0	380.0	0.0	370.0	0.0
0.02	567.8	167.8	555.8	165.8	509.4	129.4	509.4	129.4	509.4	129.4	466.9	96.9
0.04	634.7	234.7	621.4	231.4	559.0	179.0	559.0	179.0	559.0	179.0	502.9	132.9
0.06	679.6	279.6	665.5	275.5	591.7	211.7	591.7	211.7	591.7	211.7	526.3	156.3
0.08	714.0	314.0	699.2	309.2	616.6	236.6	616.6	236.6	616.6	236.6	543.9	173.9
0.1	742.2	342.2	726.8	336.8	636.9	256.9	636.9	256.9	636.9	256.9	558.1	188.1
0.12	766.2	366.2	750.4	360.4	654.0	274.0	654.0	274.0	654.0	274.0	570.1	200.1
0.14	787.2	387.2	770.9	380.9	668.9	288.9	668.9	288.9	668.9	288.9	580.4	210.4
0.16	805.9	405.9	789.3	399.3	682.1	302.1	682.1	302.1	682.1	302.1	589.6	219.6
0.18	822.9	422.9	805.9	415.9	694.1	314.1	694.1	314.1	694.1	314.1	597.8	227.8
0.2	838.3	438.3	821.1	431.1	704.9	324.9	704.9	324.9	704.9	324.9	605.3	235.3
0.22	852.6	452.6	835.0	445.0	714.9	334.9	714.9	334.9	714.9	334.9	612.2	242.2
0.24	865.9	465.9	848.0	458.0	724.2	344.2	724.2	344.2	724.2	344.2	618.5	248.5
0.26	878.3	478.3	860.2	470.2	732.8	352.8	732.8	352.8	732.8	352.8	624.4	254.4
0.28	889.9	489.9	871.6	481.6	740.9	360.9	740.9	360.9	740.9	360.9	629.9	259.9
0.3	900.9	500.9	882.4	492.4	748.5	368.5	748.5	368.5	748.5	368.5	635.1	265.1

Тъй като е приет модел на кинематично уякчаване и липсва изотропна компонента, то $\sigma_{ij}^a = \sigma |0$ и $\dot{\varepsilon}_p = \dot{\varepsilon}_{ln}$. Тогава след трансформация формула (3.2) придобива вида:

$$\dot{\alpha}_{ij} = (C - \gamma \alpha_{ij}) \dot{\varepsilon}_{ln} \tag{3.3}$$

След трансформиране и интегриране на уравнение (3.3) се достига до формула (3.4). На база на нея се намират материалните константи C и γ по метода на най-малките квадрати, респ. функцията (2.5) се минимизира и се решава система уравнения от вида (2.6):

$$\alpha = \frac{C}{\gamma} (1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}}) \tag{3.4}$$

$$F(\alpha) = \sum_{j=1}^{16} \left[\alpha^{(i)} - \frac{C}{\gamma} (1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}}) \right]^2 \rightarrow \min \tag{3.5}$$

$$\frac{\partial F(\alpha)}{\partial C} = 0 \Rightarrow \sum_{i=1}^{16} \left[\alpha^{(i)} - \frac{C}{\gamma} (1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}}) \right] \left(\frac{1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}}}{\gamma} \right) = 0 \tag{3.6}$$

$$\frac{\partial F(\alpha)}{\partial \gamma} = 0 \Rightarrow \sum_{i=1}^{16} \left[\alpha^{(i)} - \frac{C}{\gamma} (1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}}) \right] \frac{C \left[e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}} (\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)} + 1) - 1 \right]}{\gamma^2} = 0$$

В Таблица 3.3 са показани получените стойности на материалните константи C и γ за шестте температури.

Изменение на материалните константи C и γ от температурата **Таблица 3.3**

$T (^\circ C)$	20	50	100	150	200	250
C (MPa)	6554.14	6473.50	5122.14	5122.14	5122.14	3895.77
γ	13.65	13.73	14.59	14.59	14.59	15.49

Използвайки системата QStatLab, са получени регресионните модели $C=C(T)$ и $\gamma=\gamma(T)$, съответно (2.7) и (2.8):

$$C = 6159.061 + 39.581 T - 1.01511 T^2 + 0.0067 T^3 - 0.000013 T^4 \quad (3.7)$$

$$\gamma = 13 + 0.029 T - 10.000203 T^2 + 0.000005 T^3 \quad (3.8)$$

Параметрите на избрания температурно-зависим КММ на повърхностните слоеве на изследвания бронз са обобщени в Таблица 3.4.

Параметри на избрания температурно-зависимия КММ Таблица 3.4

Температура, °C	Материални константи		
	σ_Y , МПа	E , GPa	n
20	400	120	0.18
50	390	120	0.18
100	380	115	0.15
150	380	115	0.15
200	380	115	0.15
250	370	110	0.12

3.4. Разработване на двустранно свързан 3D КЕ модел на процеса ДЗ на отворите в лагерни втулки от алуминиев бронз CuAl₈Fe₃

3.4.1. 3D крайно-елементен модел

3.4.1.1. Обща характеристика

Отчитайки термомеханичната природа на процеса ДЗ, използвайки Abaqus/CAE 2018 Standard, е разработен 3D термо-механичен КЕ модел на процеса ДЗ на отвори (лагерни втулки) (фиг. 3.9). Целта е да се намерят преместванията, респ. напреженията от една страна, и температурното поле – от друга страна, тъй като тези две категории си влияят една на друга едновременно.

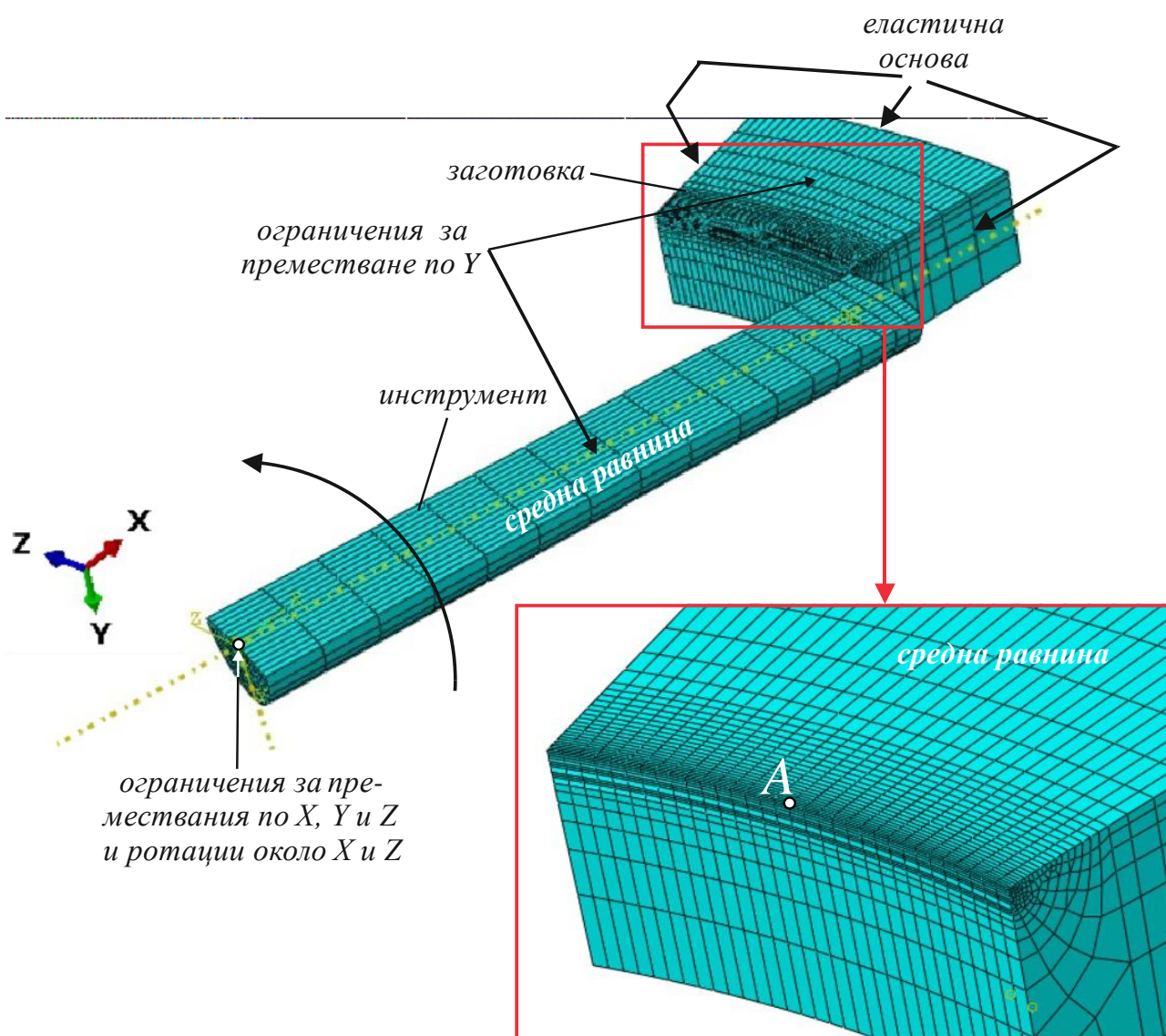
В съответствие с вида на анализа, и двата елемента - част от втулката и диамантния деформиращ елемент са моделирани като твърди деформируеми тела. Симулацията е проведена със стойности на параметрите на процеса ДЗ, зададени в съответствие с резултатите, получени от проведената двучелева оптимизация на процеса (виж Глава 2): радиус на сферичната работна повърхнина на диамантния инструмент $r=4$ mm; големина на деформиращата сила $F_b=345$ N; скорост на плъзгане $v=100$ m/min. Подаването не е взето предвид в КЕ модел, т.е. симулирано е еднократно преминаване на диамантния инструмент в окръжно направление. Това позволява да се използва предимството на симетрията – само половината от системата „деформиращ елемент – заготовка“ е моделирана. Моделираната част от втулката е с диаметър на отвора 26 mm и размери приблизително $6 \times 4 \times 2$ mm, получена чрез две концентрични цилиндрични повърхнини и две осови сечения.

3.4.1.2. Взаимодействия

За трите свободни повърхнини на втулката е дефинирана „еластична основа“ с коравина, равна на модула на линейни деформации (фиг. 2.9). По този начин е отчетено взаимодействието на моделираната част от втулката с останалата част от нея. Зададени са два типа контакт между диамантния деформиращ елемент и втулката: механичен нормален и тангенциален с коефициент на триене $\mu=0.128$, назначен в съответствие с експериментално получената зависимост (2.1) за изменение на коефициента на триене при ДЗ на цилиндрични образци от изследвания бронз (т. 2.2), като се приема, че същата не се различава съществено при ДЗ на вътрешни цилиндрични повърхнини (отвори); температурен – генериране на топлина следствие от триенето по контактната зона между диамантния крайник и втулката. Преносът на топлина се дефинира, както следва:

$$q_g = k (T_A - T_B), \quad (3.9)$$

където q_g е плътността на генерирания вследствие от триене топлинен поток, преминаващ от т. А от едната повърхнина в т. В от другата повърхнина; k е коефициентът на кондуктивна топлопроводимост на хлабината между двете повърхнини; T_A и T_B са температурите в двете точки А и В.



Фиг. 3.9 3D KE модел

Генерираният топлинен поток е:

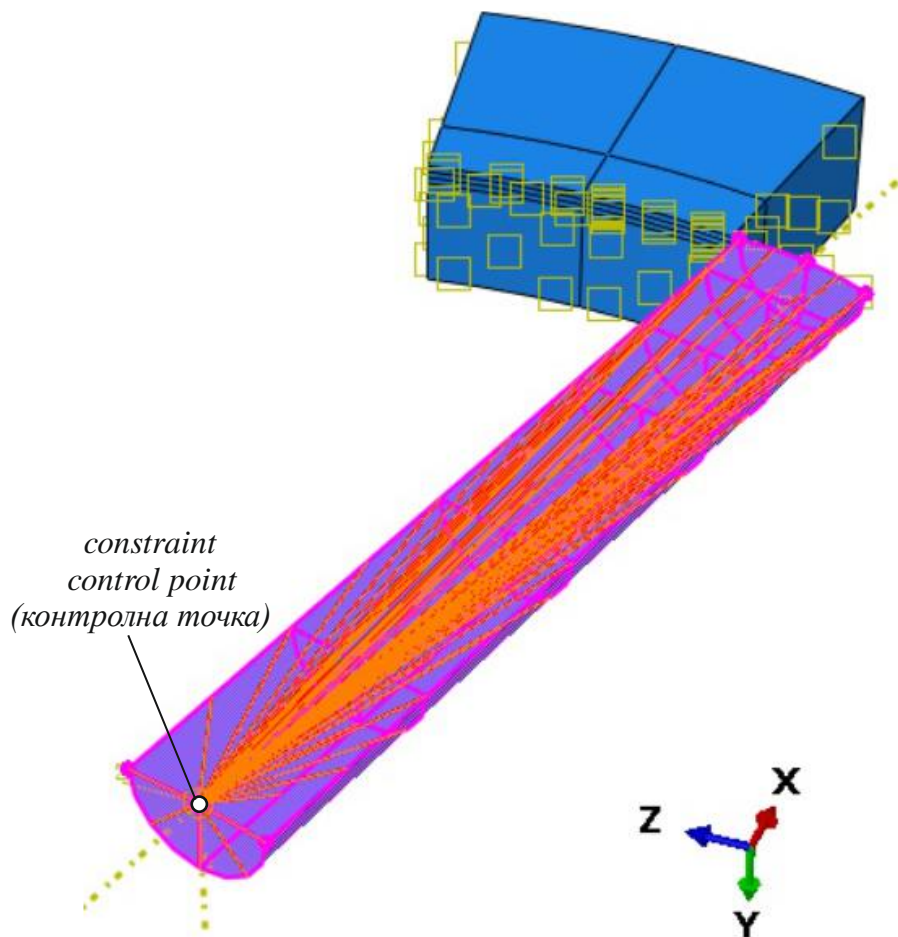
$$q_g = \eta \tau \frac{\Delta s}{\Delta t}, \quad (3.10)$$

където $0 < \eta \leq 1$ е коефициент, който показва каква част от работата на силите на триене дисипира в топлина; τ е напрежение от триене; Δs и Δt са нараствания съответно на приплъзването и времето.

Зададен е линеен закон за изменение на кондуктивната топлопроводимост в зависимост от хлабината между деформирания елемент и втулката, а именно: $k=50$ за нулева хлабина; $k=0$ за хлабина 0.0001 mm . Топлинният поток за двете контактни повърхнини се определя от:

$$q_{gi} = \varphi_i q_g, \quad i=1,2 \quad (3.11)$$

Прието е: $\varphi_1 = \varphi_2 = 0.5$; $\eta = 1$. Поради малката продължителност на симулирания процес радиацията и конвекцията са игнорирани.



Фиг. 3.10 Ограничения (constrains), наложени на деформиращия елемент

Зададени са ограничения (constrains) на диамантния деформиращ елемент тип “coupling” на всички възли от повърхнината му спрямо контролната точка, показана на фиг. 3.10. На всички възли са ограничени шестте степени на свобода. По този начин ротацията, зададена по отношение на контролната точка (фиг. 2.10), се асоциира с деформиращия елемент като цяло.

3.4.1.3. Материални характеристики

Физико-механични характеристики на диаманта **Таблица 3.5**

Температура $T, ^\circ\text{C}$	0	50	200	400	600
Коефициент на кондуктивна топлопроводимост $k, \text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$	2500	2000	1400	1000	600
Плътност $\rho, \text{kg}/\text{m}^3$	3515	3515	3515	3515	3515
Модул на линейни деформации $E \times 10^{11}, \text{Pa}$	10.5	10.5	10.5	10.5	10.5
Коефициент на линейно раз- ширение $\alpha \times 10^{-5}, ^\circ\text{C}^{-1}$	1	1	1	1	1
Специфична топлемост $c, \text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$	420	600	1000	1500	1650

За материала на диамантния деформиращ елемент е прието чисто еластично поведение. Стойностите на коефициента на кондуктивна теплопроводимост k с изотропно поведение и специфичната топлемост c са зависими от температурата. За коефициента на Poisson е при-

ето $\nu = 0.1$. Физико-механичните характеристики за материала на диаманта са показани в Таблица 3.5.

За материала на втулката (бронз CuAl_8Fe_3) е прието еласто-пластично поведение. Температуро-зависимият КММ на повърхностните и подповърхностните слоеве в пластичната област е дефиниран на основата на концепцията "flow stress" в съответствие с резултатите, обобщени в т. 3.3. Физико-механичните характеристики за изследвания бронз са показани в Таблица 3.6.

Физико-механични характеристики на бронз CuAl_8Fe_3 Таблица 3.6

Температура $T, ^\circ\text{C}$	20	100	200	300	400	500
Коефициент на кондуктивна топлопроводимост $k, \text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$	60.1	66	73.5	80.9	88.4	95.8
Плътност $\rho, \text{kg}/\text{m}^3$	7745.7	7727.9	7704.4	7679.3	7652.8	7624
Модул на линейни деформации $E \times 10^{11}, \text{Pa}$	1.2	1.2	1.15	1.15	1.15	1.1
Коефициент на линейно раз- ширение $\alpha \times 10^{-5}, ^\circ\text{C}^{-1}$	1.541	1.583	1.636	1.689	1.742	1.795
Специфична топлемост $c, \text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$	378.1	382.4	387.7	393.1	398.4	403.8

3.4.1.4. Гранични условия

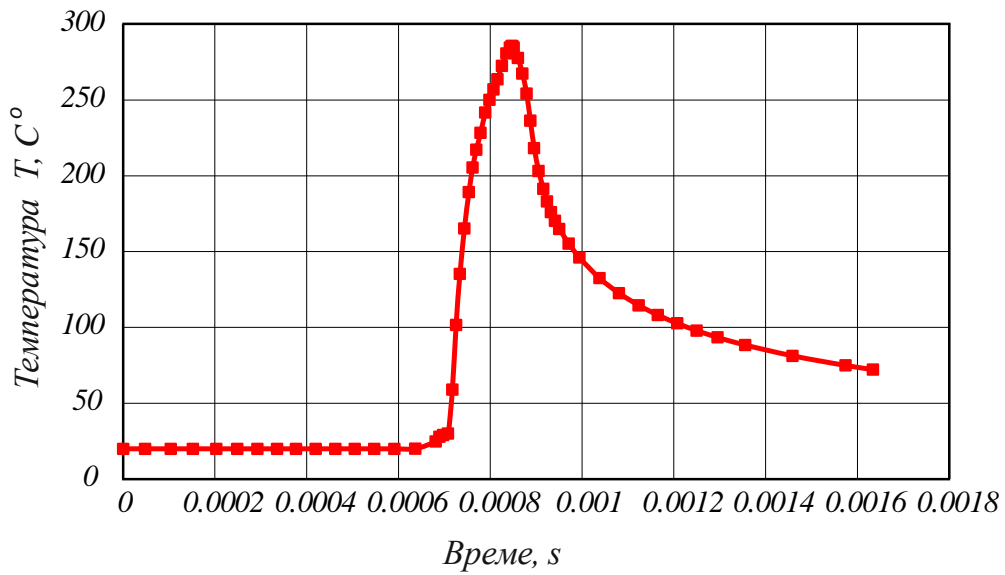
Зададено е ограничение за преместване по ос Y на точките от средните равнини на деформиращия инструмент и втулката (фиг. 3.9). На деформиращия елемент (инструмента) са зададени ограничения за премествания по трите оси и ротации около оси X и Z , назначени по отношение на контролната точка от инструмента (фиг. 3.9). Деформиращата сила е зададена чрез контрол по преместване, респ. контрол на дълбочината на проникване на инструмента d_p . Зависимостта $F_b = F_b(d_p)$ е намерена чрез предварителен КЕ анализ. В съответствие с намерената зависимост е установено, че за осигуряване на деформираща сила $F_b = 345 \text{ N}$ е необходима дълбочина на проникване $d_p = 0.292 \text{ mm}$.

За симулиране на процеса ДЗ е дефинирана ротация на инструмента около ос Y , зададена по отношение на контролната точка чрез табулирана функция във времето за анализ. Посочените гранични условия осигуряват плъзгането на диамантния деформиращ елемент по отношение на повърхнината на отвора на втулката.

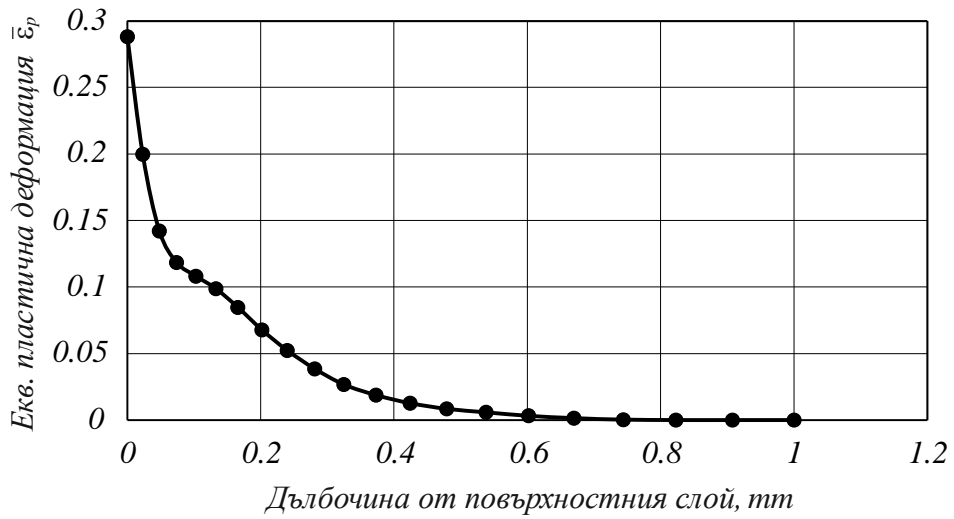
3.4.2. КЕ резултати и коментари

Изменението на температурата в т. А от средата на повърхнината на отвора (фиг. 3.9) по време на процеса ДЗ е показано на фиг. 3.11. Наблюдава се значителен температурен градиент. Отчетена е максимална стойност $T_{A,max} = 284,54 ^\circ\text{C}$, която бързо намалява след като инструмента подминава средата на отвора. Като се отчете устойчивото поведение на изследвания бронз при повишени температури, много малкото време и локалното проявяване на температурния ефект в контактната зона, не могат да се очакват значими структурни изменения в повърхностните слоеве.

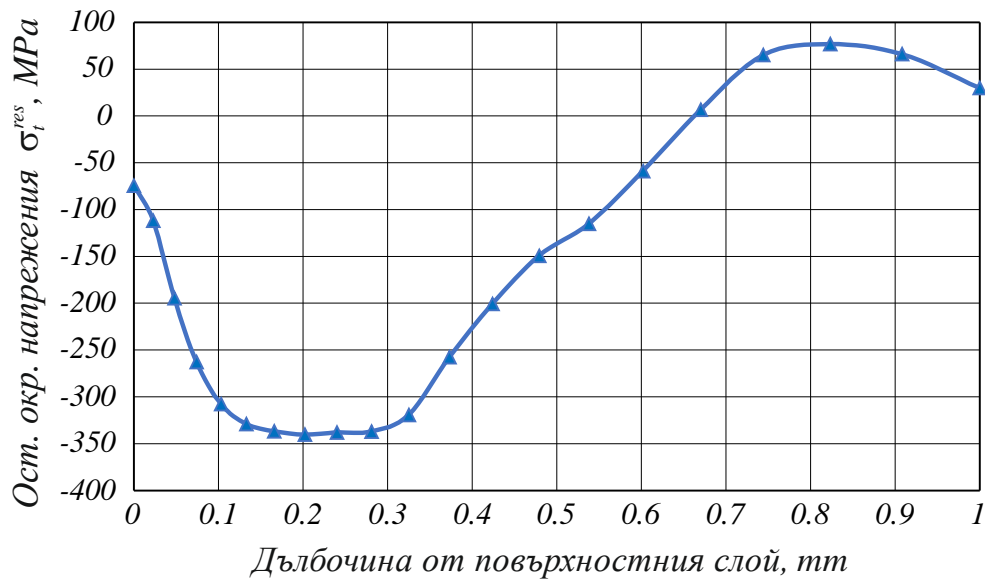
На фиг. 3.12 е показано разпределението на еквивалентна пластична деформация $\bar{\epsilon}_p$ в дълбочина, стартирайки от т. А. Наблюдава се значителен градиент на $\bar{\epsilon}_p$ в дълбочина приблизително до 0.07 mm от повърхността, след което постепенно намалява. От фиг. 2.12 може да се отчете дебелина на уякчения слой след ДЗ $\approx 0.75 \text{ mm}$.



Фиг. 3.11 Изменение на температурата в т. А



Фиг. 3.12 Изменение на еквивалентна пластична деформация в т. А



Фиг. 3.13 Разпределение на околните ОН σ_t^{res} в дълбочина

Графика, визуализираща разпределението на околните остатъчни напрежения σ_t^{res} в дъл-

бочина, стартирайки от т. А, е показана на фиг. 3.13. Окръжните ОН са максимални по абсолютна стойност ($\sigma_{t,max}^{res}=340$ МПа) на дълбочина $\approx 0.1-0.3$ mm от повърхността на отвора, а дълбочината на натисковата зона достига 0.65 mm. Наличието на интензивна натискова зона в повърхностните и подповърхностните слоеве е предпоставка за значително повишаване на якостта на умора на лагерните втулки.

3.5. Изводи

Резултатите от проведеното изследване на ефекта от прилагане на процеса ДЗ върху напрегнатото и деформирано състояние на втулки от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$ дават основание за следните основни изводи:

- На основата на експеримент и регресионен анализ е получена зависимостта на изменение на коефициента на триене при ДЗ на образци от бронз в зависимост от скоростта на плъзгане $\mu=\mu(v)$. В изследвания диапазон на изменение на скоростта на плъзгане $v=43-172$ m/min е установена нелинейна растяща зависимост, като при максималната изследвана скорост на плъзгане $v=172$ m/min коефициентът на триене μ е по-голям с $\approx 15,6\%$ в сравнение със средната му стойност от $\mu=0.129$;

- Прилагайки концепцията “flow stress”, е разработен температурно-зависим КММ на повърхностния слой на бронз $CuAl_8Fe_3$ в температурния диапазон $T=(20-250)^\circ C$. Адекватността на избрания КММ е доказана чрез сравнение на деформираното състояние на повърхностния слой, получено при експериментален тест (indentation test) и инверсен КЕ анализ на експерименталния тест;

- Разработен е двустранно свързан 3D КЕ модел на процеса ДЗ на лагерни втулки от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$ с възможност да се оцени както температурния ефект, така и напрегнатото и деформирано състояние в повърхностните и подповърхностните слоеве около отвора;

- Установено, че при ДЗ разпределението на температурата на повърхността на отвора се характеризира със силно изразен градиент, достигайки максимална стойност $T_{A,max}=284,54$ °C. Поради малкото време и топлоустойчивостта на изследвания бронз този температурен ефект не може да доведе до значими структурни изменения в повърхностните слоеве около отворите на лагерните втулки;

- На база на КЕ резултати за разпределението на еквивалентна пластична деформация $\bar{\epsilon}_p$ в дълбочина е установено, че реализирането на процеса ДЗ с оптимални параметри води до уякчен слой с дебелина ≈ 0.75 mm;

- Процесът ДЗ осигурява интензивна натискова зона с полезни окръжни остатъчни напрежения ($\sigma_{t,max}^{res}=340$ МПа) в повърхностните слоеве около отвора на дълбочина до около 0.3 mm и пълна дълбочина на натисковата зона 0.65 mm. На тази основа може да се прогнозира, че реализирането на процеса ДЗ с намерените оптимални стойности на управляващите фактори значително ще повиши динамичната якост на лагерни втулки от бронз $CuAl_8Fe_3$.

ГЛАВА 4 ЕФЕКТИВНОСТ НА ПРОЦЕСА ДИАМАНТНО ЗАГЛАЖДАНЕ ЗА ПОВИШАВАНЕ НА ИЗНОСОУСТОЙЧИВОСТТА НА ЛАГЕРНИ ВТУЛКИ ОТ АЛУМИНИЕВ БРОНЗ $CuAl_8Fe_3$

4.1. Цел на изследването

Износването е основна експлоатационна характеристика на втулките за плъзгащи лагери, степента на която лимитира жизнения им цикъл. Отчитайки високата цена на медните сплави, и в частност на изследвания бронз, повишаването на износоустойчивостта на втулките ще удължи срока на експлоатация, респ. ще рефлектира в относително по-малки разходи за подмяна на износените втулки. Следователно, от практически интерес е да се оценят потенциалните възможности на процеса ДЗ за повишаване на износоустойчивостта на втулки за плъзгащи лагери от изследвания алуминиев бронз.

Целта на това изследване е да се оцени ефективността на процеса ДЗ за повишаване на износоустойчивостта на втулки от бронз $CuAl_8Fe_3$ на основа на сравнение на характеристиките

на износването на образци, чиито вътрешни работни повърхнини са подложени на различен вид довършващо обработване – само чрез рязане и чрез ДЗ с различен брой преходи. За постигане на целта са проведени тестове на износване в условията на два вида контакт – ГТ и СТ.

4.2. Детайли на експеримента

4.2.1. Експериментални образци

Обект на изследване са три групи образци тип втулки от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$, чиято вътрешна работна повърхнина е обработена както следва: само чрез рязане (Р); ДЗ с един преход (ДЗ, $n=1$); ДЗ с шест прехода при разнопосочна схема (ДЗ, $n=6$). Втулките са изработени от прокат с диаметър 40 mm . Вътрешните работни повърхнини на образците са обработени върху универсален струг чрез технология, включваща две последователни операции за свредловане на отвора и последващо разстъргване. Отворите на част от образците допълнително са подложени на ДЗ, използвайки специално разработеното устройство, в което деформиращата сила е следствие от огъвната деформация на еластична греда с постоянно кръгло напречно сечение (Глава 1, Таблица 1.2, поз. 14).



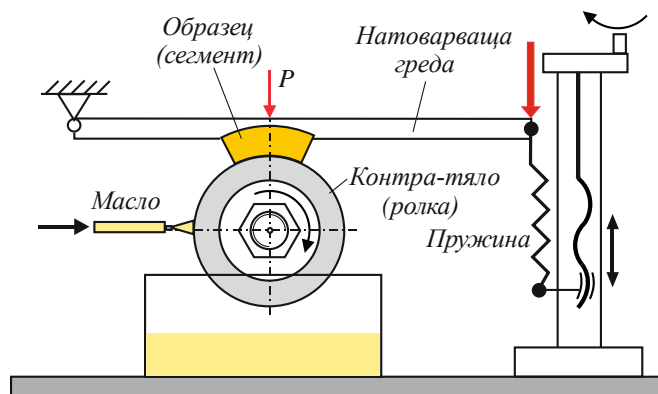
Фиг. 4.1 ДЗ на отворите на втулките
 а. позиция на инструмента преди въвеждането му в отвора;
 б. позиция на инструмента по време на процеса ДЗ

ДЗ е извършено с получените на основа на проведената двучелева оптимизация оптимални стойности на параметрите на процеса, едновременно минимизиращи получената грапавостта и максимизиращи повърхностната микротвърдост (Таблица 2.7). Етапи на процеса ДЗ са показани на фиг. 4.1а, б.

Образците от изследвания бронз за трибологичните изпитания представляват сегменти, изрязани от втулки (фиг. 4.2) със следните размери: външен радиус $R_e=19.5\text{ mm}$, вътрешен радиус $R=13\text{ mm}$, централен ъгъл $\varphi = 50^\circ$ и дебелина $s=5.99\div 6.63\text{ mm}$.



Фиг. 4.2 Втулки, използвани за експерименталните образци



Фиг. 4.3 Схема на експерименталната установка

4.2.2. Тестове на износване

С цел по-точно съответствие с условията на експлоатация на плъзгащите лагери, експерименталното изследване на трибосистемата „бронз – стомана“ е проведено по кинематичната схема „неподвижен сегмент – въртяща се ролка“. Принципно схема на експерименталната установка за провеждане на тестовете на износване е показана на фиг. 4.3. Противотялото представлява ролка от лагерна стомана с външен диаметър 26 mm, вътрешен диаметър 7.8 mm и твърдост HRC 58. Номиналната контактна площ A_a за всеки от образците от бронз се изчислява по формулата:

$$A_a = R \varphi c \quad (4.1)$$

От всяка група образци са изработени по 2 броя, от които единият образец се изследва в условия на ГТ при смазване с индустриално масло, а другият образец – в условия на СТ (без смазващо вещество). В Таблица 4.1 е показана спецификация на образците от бронз, включваща номера, означението, дебелината c , номиналната контактна площ A_a и номиналното контактно налягане p_a . Номиналното контактно налягане p_a е:

$$p_a = \frac{P}{A_a}, \quad (4.2)$$

където $P=35 N=const$ е нормалното натоварване.

Означения и характеристики на образците в трибосистемата Таблица 4.1

№ на обр.	Група/ Означение	Дебелина на об- резаца c_i, mm	Номинална кон- тактна площ A_{ai}, m^2	Номинално контактно на- лягане p_a, MPa
1	Група 1 <i>P</i> (само с рязане)	5.99	67.95×10^{-6}	0.515
2		6.00	68.07×10^{-6}	0.514
3	Група 2 ДЗ, $n=1$	6.35	72.09×10^{-6}	0.486
4		6.37	72.21×10^{-6}	0.485
5	Група 3 ДЗ, $n=6$	6.56	74.45×10^{-6}	0.470
6		6.63	75.16×10^{-6}	0.466

Изследваният образец (сегмент) се закрепва неподвижно в легло на специално изработен държач в натоварващата греда (фиг. 4.3). Вътрешната цилиндрична повърхнина на образца контактува с повърхнината на въртящата се ролка, неподвижно закрепена за вал, който се върти с постоянна честота $n=3000 \text{ min}^{-1} = const$. Нормалното натоварване P е приложено в центъра на тежестта на контактната площадка между образца и ролката и се задава чрез лостова система в натоварващата греда. Изследването е проведено при еднакви условия за всички образци в два режима на триене: условия на ГТ при смазване с индустриално масло, което се подава в контакта чрез капково смазване с дебит 20 капки в минута; режим на СТ.

4.2.3. Методология за определяне на характеристиките на износването и износоустойчивостта

За оценка на характеристиките на износването се измерва масовото износване на образците, съответстващо на определен път на триене (време на триене/брой цикли) при постоянно зададени условия – натоварване и скорост на плъзгане. На база на масовото износване се изчисляват съответните характеристики на износването и износоустойчивостта. Методиката включва следната последователност:

- 1). Измерване на началната маса m_0 на образца преди триене с помощта на електронна

везна WPS 180/C/2 с точност до 0.1 mg . Преди всяко измерване на везната образецът се почиства от механични и органични частици, и се подсушава с етилов алкохол за предотвратяване на електростатичния ефект;

2). Образецът се поставя в държача на натоварващата греда и се задава нормалното натоварване P ;

3). След определен път на триене L , респ. време на триене, се измерва масата на образца m_i и се изчисляват следните характеристики на износването:

Масово износване m – разликата между масата на образца преди триене m_0 и тази след определен път/време на триене m_i , mg :

$$m = m_0 - m_i \quad (4.3)$$

Скорост на износване γ , mg / min – разрушената маса от повърхностния слой на образца при триене за време $t = 1 \text{ min}$:

$$\gamma = m / t \quad (4.4)$$

Линейно износване h , μm – износването по направление на нормалата към контактната повърхнина, изразено чрез масовото износване:

$$h = \frac{m}{\rho \cdot A_a}, \quad (4.5)$$

където $\rho = 7645 \text{ kg} / \text{m}^3$ е плътността на изследвания бронз.

Интензивност на линейното износване i_h – линейното износване на повърхностния слой на образца, съответстващо на път на триене $L = 1 \text{ m}$:

$$i_h = \frac{h}{L} = \frac{m}{\rho \cdot A_a \cdot L} \quad (4.6)$$

Абсолютна износоустойчивост I_h – изразява способността на повърхностния слой да се съпротивлява срещу износване и представлява реципрочната стойност на интензивността на износване:

$$I_h = \frac{1}{i_h} = \frac{\rho \cdot A_a \cdot L}{m} \quad (4.7)$$

Относителна износоустойчивост $R_{i,j}$ – отношение между износоустойчивостта на изпитвания образец I_{hi} и износоустойчивостта I_{hj} на образец, приет за база за сравнение при еднакви условия на триене:

$$R_{i,j} = \frac{I_{hi}}{I_{hj}} \quad (4.8)$$

4.3. Експериментални резултати

4.3.1. Износоустойчивост в условията на ГТ

В таблици 4.2, 4.3 и 4.4 са показани експерименталните резултати, получени за масовото и линейното износване, скоростта на износване, интензивността на износване и абсолютната износоустойчивост на образци с номера №2, №4 и №6 от трите групи (Таблица 4.1) при ГТ.

На фиг. 4.4 е представена кинетичната крива на масовото износване за трите образца, т.е. зависимостта на изменение на масовото износване m от пътя на триене L (брой цикли/време).

Характеристики на износването на образец № 2, група P (рязане) Таблица 4.2

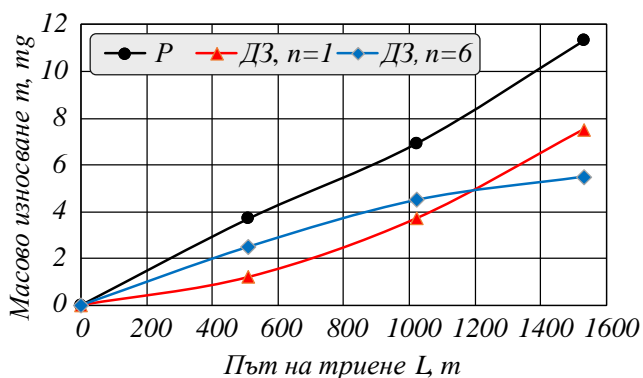
Образец № 2, група P (рязане)				
Брой цикли	N	45×10^3	90×10^3	135×10^3
Време, min	t	15	30	45
Път на триене, m	L	510.5	1021	1531.5
Масово износване, mg	m	3.7	6.9	11.3
Скорост на масовото износване, mg/min	γ	0.25	0.23	0.25
Линейно износване, μm	h	7.1	13.3	21.7
Интензивност на износването	i_h	0.014×10^{-6}	0.013×10^{-6}	0.014×10^{-6}
Износоустойчивост	I_h	71.8×10^6	77×10^6	70.5×10^6

Характеристики на износването на образец № 4, група ДЗ, n=1 Таблица 4.3

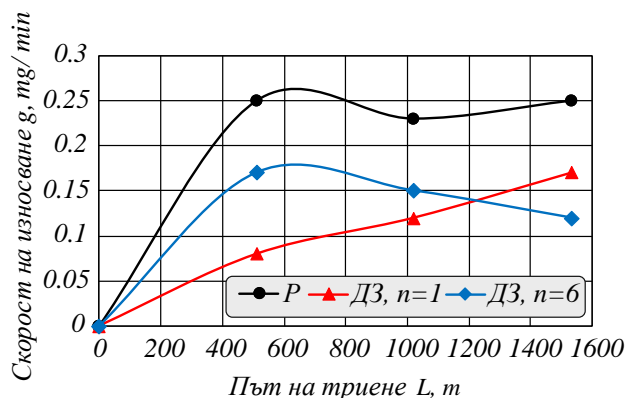
Образец № 4, група ДЗ, n=1				
Брой цикли	N	45×10^3	90×10^3	135×10^3
Време, min	t	15	30	45
Път на триене, m	L	510.5	1021	1531.5
Масово износване, mg	m	1.2	3.7	7.5
Скорост на масовото износване, mg/min	γ	0.08	0.12	0.17
Линейно износване, μm	h	2.2	6.7	13.6
Интензивност на износването	i_h	0.0043×10^{-6}	0.0066×10^{-6}	0.0089×10^{-6}
Износоустойчивост	I_h	235×10^6	152×10^6	113×10^6

Характеристики на износването на образец № 6, група ДЗ, n=6 Таблица 4.4

Образец № 6, група ДЗ, n=6				
Брой цикли	N	45×10^3	90×10^3	135×10^3
Време, min	t	15	30	45
Път на триене, m	L	510.5	1021	1531.5
Масово износване, mg	m	2.5	4.5	5.5
Скорост на масовото износване, mg/min	γ	0.17	0.15	0.12
Линейно износване, μm	h	4.35	7.8	9.6
Интензивност на износването	i_h	0.0085×10^{-6}	0.0077×10^{-6}	0.0062×10^{-6}
Износоустойчивост	I_h	117×10^6	130×10^6	160×10^6



Фиг. 4.4 Изменение на масовото износване от пътя на триене

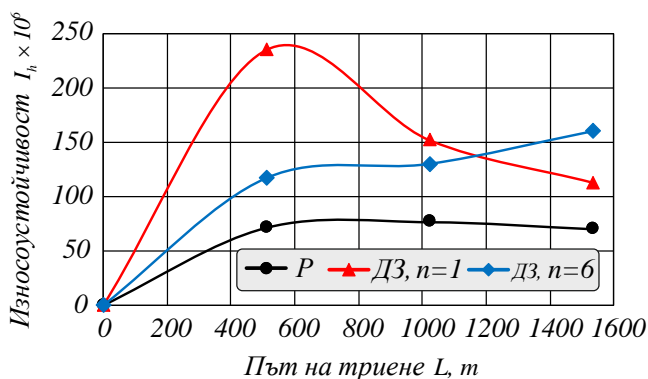


Фиг. 4.5 Изменение на скоростта на износването от пътя на триене

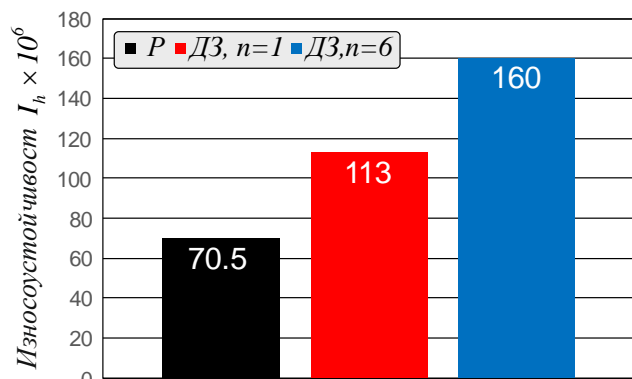
За образец № 2 (P), обработен чрез рязане, зависимостта $m=m(L)$ е линейна, като в края на експеримента ($L=1531.5 m$) масовото износване е 1.5 пъти по-голямо в сравнение с образец № 4 и 2 пъти по-голямо в сравнение с образец № 6. При образците, чиито отвори са обработени чрез ДЗ, зависимостта $m=m(L)$ има различен характер (фиг. 4.4).

Изменението на скоростта на износване γ е показано на фиг. 4.5. За път на триене в интервала $L = 510.5 \div 1530.5 m$ при образец № 2, група P, не се наблюдава етап на сработване и скоростта на износване е почти постоянна. Изменението на скоростта на износване за другите два образца (№ 4 и № 6) има противоположна тенденция: за образец № 4, група ДВ, $n=1$, с увеличаване на пътя на триене скоростта на износване нараства линейно, а за образец - № 6, група ДВ, $n=6$, скоростта на износване намалява линейно. За един и същи максимален път на триене ($L=1530.5 m$), най-голямо износване има образец № 2, група P, обработен чрез рязане, а най-малко е износването на образец № 6, група ДВ, $n=6$. В етапа на сработване обаче неговата скорост на износване е по-голяма от скоростта на износване на образца, подложен на ДЗ с $n=1$ (фиг. 8.13).

На фиг. 4.6 е визуализирана зависимостта на изменение на износоустойчивостта на образците от пътя на триене - $I_h = I_h(L)$. Високата износоустойчивост на образец № 4, група ДЗ, $n=1$, при малък път на триене - $L = 510.5 m$, е следствие от малката скорост на износване на образца (фиг. 4.5).



Фиг. 4.6 Изменение на износоустойчивостта на образците от пътя на триене



Фиг. 4.7 Диаграма на абсолютната износоустойчивост при $L=1531.5 m$

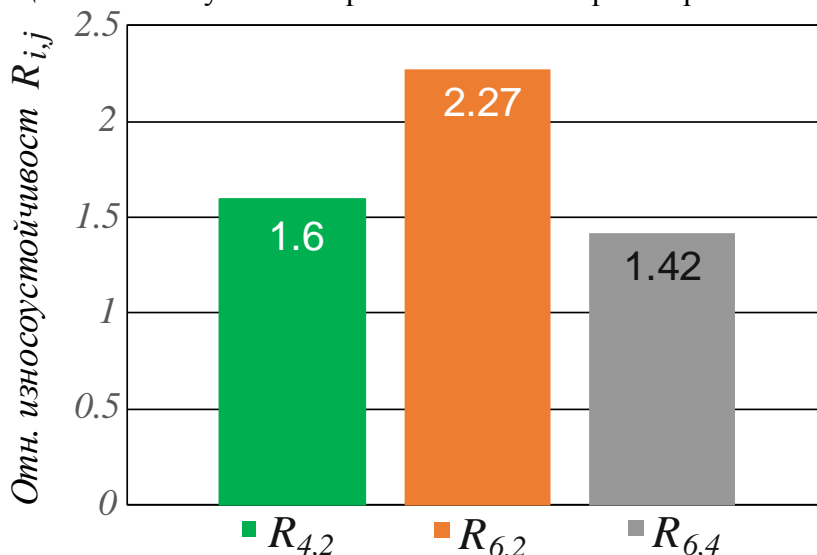
Диаграма на абсолютната износоустойчивост на трите образца, съответстваща на максималния изследван път на триене - $L=1530.5 m$, е показана на фиг. 4.7. Най-голяма износоустойчивост има образец № 6, подложен на ДВ с $n=6$ - $I_h = 160 \times 10^6$. Резултатите за относителната износоустойчивост на образците $R_{i,j}$ са показани в Таблица 4.5 и визуализирани на фиг. 4.8.

Относителна износоустойчивост при път на триене 1531.5 m **Таблица 4.5**

№ на обр.	Означение	Абсолютна износоустойчивост $I_h \times 10^6$	Относителна износоустойчивост $R_{i,j}$
2	P	70.5×10^6	$R_{2,2} = 1$
4	ДЗ, $n=1$	113×10^6	$R_{4,2} = 1.6$
6	ДЗ, $n=6$	160×10^6	$R_{6,2} = 2.27$ $R_{6,4} = 1.42$

Диаграмата на фиг. 4.8 показва, че образец № 6, подложен на ДЗ с $n=6$, има 2.27 пъти по-висока износоустойчивост в сравнение с тази на образец №2, обработен чрез рязане, и 1.42 пъти по-висока износоустойчивост от тази на образец № 4, подложен на ДЗ с $n=1$. Прилагането на ДЗ с $n=1$ води до 1.6 пъти по-голяма износоустойчивост в условията на гранично триене в

сравнение с конвенционалния случай на обработване на отворите с рязане.



Фиг. 4.8 Диаграма на относителната износоустойчивост при път на триене $L=1531.5$ m

Повишената износоустойчивост на образците, подложени на ДЗ, се дължи на подобреното SI на повърхностния слой около отворите, характеризиращо се със значително по-ниска грапавост и повишена микротвърдост в сравнение с образеца, обработен чрез рязане. Същевременно, повишената износоустойчивост може се дължи на няколко механизма, протичащи в контактната зона поотделно или съвместно с доминиране на един или друг от тях:

1) Допълнително повишаване на микротвърдостта и образуване на нови структури в повърхностните слоеве на контактуващите тела вследствие на повишената температура при триене, което намалява адхезионната компонента на триенето и оттам намалява износването;

2) Уякчаването на повърхностния слой вследствие от пластичната деформация при ДЗ намалява възможността за пренасяне на материал от едното тяло върху другото, което от своя страна, намалява интензивността на износване. От друга страна, уякчаването на повърхностния слой е предпоставка за намаляване на интензивността или напълно изключване на протичане на процес на водородно износване;

3) По-голямата скорост на износване на образец № 6, подложен на ДЗ с $n=6$ в етапа на сработване (фиг. 4.5) най-вероятно се дължи на прекомерно голямото уякчаване вследствие от големия брой преходи, което води до локални повреди в повърхностните слоеве;

4) Получената след ДЗ благоприятна от гледна точка на намаляване на триенето и подобряване на мазането ПТ.

4.3.2. Износоустойчивост в условията на СТ

Характеристики на износването на образец № 1, група P (рязане) Таблица 4.6

Образец № 1, група P (рязане)				
Брой цикли	N	15×10^3	30×10^3	45×10^3
Време, min	t	5	10	15
Път на триене, m	L	170	340	510.5
Масово износване, mg	m	1.6	4.2	54.0
Скорост на масовото износване, mg/min	γ	0.32	0.42	3.6
Линейно износване, μm	h	3.1	8.1	104
Интензивност на износването	i_h	0.018×10^{-6}	0.024×10^{-6}	0.2×10^{-6}
Износоустойчивост	I_h	55.25×10^6	42.1×10^6	4.9×10^6

Режимът на СТ относително рядко се среща в инженерната практика. От друга страна, износоустойчивостта на лагерните втулки представлява интерес в случай на авария, при изтичане на мажещото вещество от зоната на контакта, когато трибосистемата преминава в екстремален режим на експлоатация.

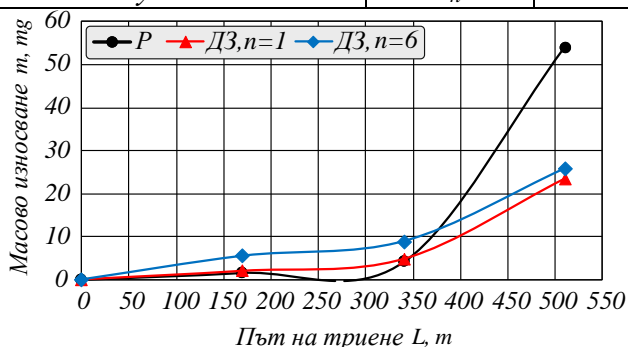
Изследването е проведено по описаната методика при СТ с образци №1, №3 и №5 (Таблица 4.1), но за по-кратко време, респ. при по-малък път на триене от този при мазане с масло: $L = 170 \div 510.5 \text{ m}$. По-малкият път на триене е избран поради възможността за задиране и катастрофално износване на втулките вследствие от значителното повишаване на температурата в контактната зона в условията на СТ. Резултатите за характеристиките на износването на изследваните образци са показани в Таблицы 4.6, 4.7 и 4.8.

Характеристики на износването на образец № 3, група ДЗ, $n=1$ Таблица 4.7

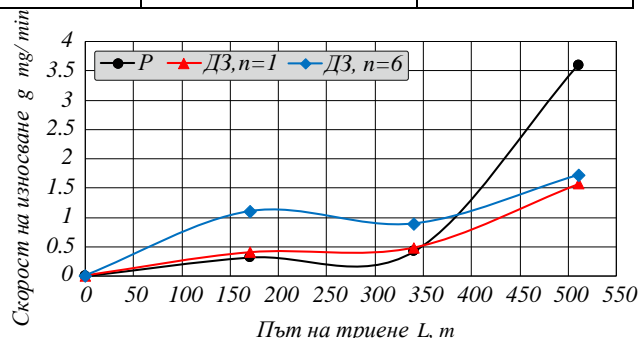
Образец № 3, група ДЗ, $n=1$				
Брой цикли	N	15×10^3	30×10^3	45×10^3
Време, min	t	5	10	15
Път на триене, m	L	170	340	510.5
Масово износване, mg	m	2.0	4.8	23.5
Скорост на масовото износване, mg/min	γ	0.4	0.48	1.57
Линейно износване, μm	h	3.6	8.7	42.6
Интензивност на износването	i_h	0.021×10^{-6}	0.026×10^{-6}	0.084×10^{-6}
Износоустойчивост	I_h	46.9×10^6	39.1×10^6	12×10^6

Характеристика на износването на образец № 5, група ДЗ, $n=6$ Таблица 4.8

Образец № 5, група ДЗ, $n=6$				
Брой цикли	N	15×10^3	30×10^3	45×10^3
Време, min	t	5	10	15
Път на триене, m	L	170	340	510.5
Масово износване, mg	m	5.5	8.9	25.8
Скорост на масовото износване, mg/min	γ	1.1	0.89	1.72
Линейно износване, μm	h	9.7	15.6	45.3
Интензивност на износването	i_h	0.057×10^{-6}	0.046×10^{-6}	0.089×10^{-6}
Износоустойчивост	I_h	17.6×10^6	21.8×10^6	11.3×10^6



Фиг. 4.9 Изменение на масовото износване от пътя на триене

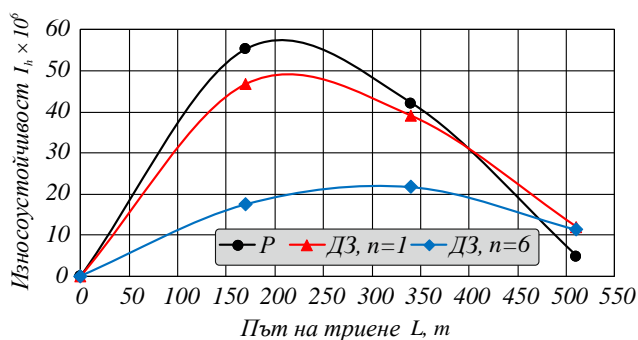


Фиг. 4.10 Изменение на скоростта на износването от пътя на триене

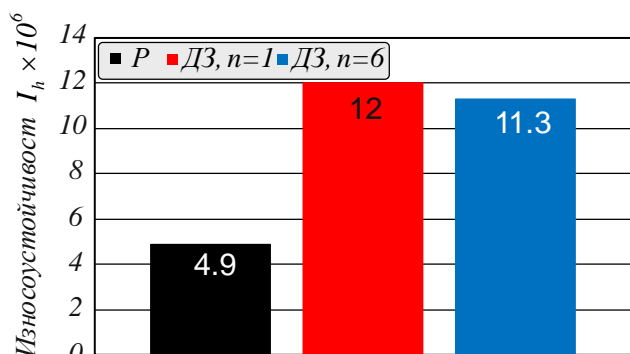
Графична визуализация на зависимостта $m = m(L)$ за трите образца е показана на фиг. 4.9. При път на триене $L \leq 340 \text{ m}$ масовото износване на образца, обработен чрез ДЗ с $n=6$, е малко по-голямо в сравнение с другите два образца. В интервала $340 \leq L \leq 510.5 \text{ m}$ масовото износване на образец № 1, обработен чрез рязане, рязко се увеличава. Тази тенденция

се потвърждава и от графиките, визуализиращи изменението на скоростта на износване (фиг. 4.10). За целия път на СТ най-малко е износването на образец № 4, обработен чрез ДЗ с $n=1$.

Графики, визуализиращи зависимостта $I_h = I_h(L)$ в условията на СТ, са показани на фиг. 4.11. Образците от изследвания бронз, чиито отвори са подложени на ДЗ, имат по-малка износоустойчивост при път на триене $L \leq 410$ m. В края на интервала, при път на триене $L \geq 470$ m износоустойчивостта на образците, подложени на ДЗ, е по-голяма от тази на образец № 1, група P, обработен чрез рязане. Диаграма на абсолютната износоустойчивост, съответстваща на максималния изследван път на триене, е показана на фиг. 4.12.



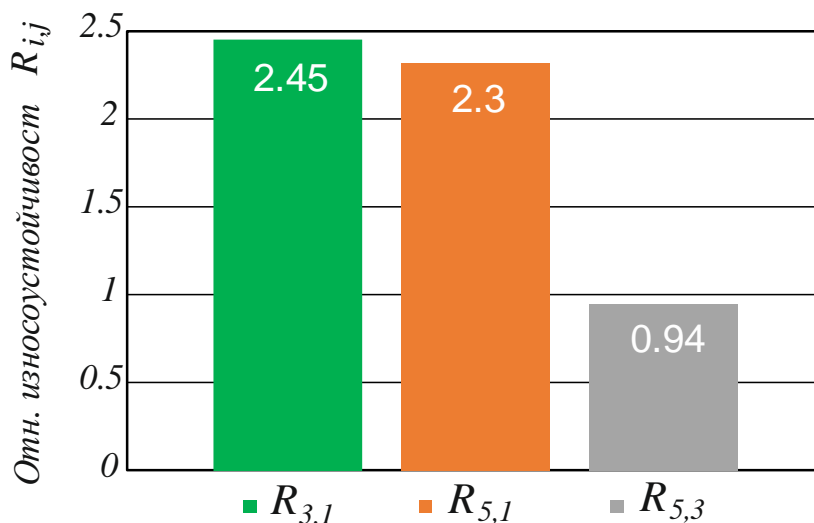
Фиг. 4.11 Изменение на износоустойчивостта на образците от пътя на триене



Фиг. 4.12 Диаграма на абсолютната износоустойчивост при път на триене $L=510.5$ m

В Таблица 4.9 са показани резултати за абсолютната и относителната износоустойчивост на изследваните образци в условията на СТ. Резултатите от Таблица 4.9 за относителната износоустойчивост, съответстващи на максималния изследван път на сухо триене, са представени под формата на диаграма на фиг. 4.13.

Диаграмата на фиг. 4.13 показва, че образец № 3, подложен на ДЗ с $n=1$, има 2.45 пъти по-висока износоустойчивост от образец №1, обработен чрез рязане, и по-малка износоустойчивост от тази на образец № 5, подложен на ДЗ с $n=6$. Прилагането на ДЗ с $n=6$ води до 2.3 пъти по-голяма износоустойчивост в условията на СТ в сравнение с конвенционалния случай на обработване на отворите само с рязане. Влошаването на износоустойчивостта (с 6%) на образец № 5, подложен на ДЗ с $n=6$, в сравнение с тази на образец № 3, подложен на ДЗ с $n=1$, най-вероятно се дължи на прекомерно голямото уякчаване, получено следствие от по-големия брой преходи. Следователно, за максимизиране на износоустойчивостта на вътрешните работни повърхнини на втулки от бронз CuAl_8Fe_3 , работещи в условията на СТ, е целесъобразно процесът ДЗ да се прилага с един преход ($n=1$).



Фиг. 4.13 Диаграма на относителната износоустойчивост при път на триене $L = 510.5$ m

№ на обр.	Обозначение	Абсолютна Износоустойчивост $I_h \times 10^6$	Относителна износоустойчивост $R_{i,j}$
1	P	4.9×10^6	$R_{1,1} = 1$
3	ДЗ, n=1	12×10^6	$R_{3,1} = 2.45$
5	ДЗ, n=6	11.3×10^6	$R_{5,1} = 2.3$ $R_{5,3} = 0.94$

Интерес представлява да се анализират факторите, които определят различната износоустойчивост в условията на ГТ и СТ на образци от една и съща група. Прилагането на един и същи вид довършващо обработване рефлектира ако не в еднакво, то в много близко физико-механично състояние на повърхностните слоеве около отворите. Основни характеристики на физико-механичното състояние са повърхностната микротвърдост, повърхностните окръжни ОН, както и тяхното разпределение в дълбочина като следствие от разпределението на еквивалентната пластична деформация. Следователно, основният фактор, определящ различната износоустойчивост при двата режима, е геометричният фактор, респ. ПТ, получена от съответния вид довършващо обработване. В Гл. 2, т. 5.2. е обосновано значението на получената след ДЗ благоприятно съчетание от 3D височинни и параметри на формата (*skewness* и *kurtosis*) на ПТ, която минимизира триенето и подобрява мазането. *На тази основа може да се заключи, че значението на ПТ доминира в условията на ГТ (при наличие на мажещо вещество).* Основният механизъм, по който протича износването при СТ, е абразията. При тези условия доминиращият фактор е физико-механично състояние на повърхностните слоеве, а геометричният фактор (ПТ) има второстепенно значение. *Следователно, по-високата износоустойчивост при СТ на образците, подложени на ДЗ, се дължи предимно на подобреното физико-механично състояние на повърхностните слоеве около отворите като резултат от повишената микротвърдост (Гл. 2, т. 3.3.2 и т. 5.1.2) и въведените полезни окръжни ОН на натиск (Гл. 3, т. 4.2).*

4.4. Изводи

Резултатите от проведеното експериментално изследване на износване дават основание за следните *основни изводи*:

- Доказана е ефективността на процеса ДЗ, когато същият се реализира с намерените оптимални параметри, за повишаване на износоустойчивостта на работните вътрешни повърхнини на лагерни втулки от алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 в условията както на ГТ, така и в условията на СТ;

- Полезният ефект от прилагане на процеса ДЗ за подобряване на износоустойчивостта на лагерните втулки е по-силно изразен в условията на ГТ, където доминиращ е геометричният фактор, изразяващ се в благоприятно съчетание от 3D височинни и параметри на формата на ПТ;

- По-високата износоустойчивост при СТ на образците, подложени на ДЗ, се дължи предимно на подобреното физико-механично състояние на повърхностните слоеве около отворите като резултат от повишената повърхностна микротвърдост и въведените полезни окръжни ОН на натиск;

- Установено е, че образец с отвор, подложен на ДЗ с $n=6$, при ГТ има 2.27 пъти по-висока износоустойчивост в сравнение с тази на образец, обработен чрез рязане, и 1.42 пъти по-висока износоустойчивост от тази на образец, подложен на ДЗ с $n=1$. Следователно, за максимизиране на износоустойчивостта на лагерните втулки при ГТ, е целесъобразно същите да се подлагат на ДЗ с шест прехода;

- Установено е, че образец, подложен на ДЗ с $n=1$, при СТ има 2.45 пъти по-висока износоустойчивост от тази на образец, обработен само чрез рязане и с $\approx 6\%$ по-висока износоустойчивост от тази на образец, подложен на ДЗ с $n=6$. Следователно, при експлоатация в условията на СТ е целесъобразно лагерните втулки да се подлагат на ДЗ с един преход.

Научно-приложни и приложни приноси

А. Научно-приложни приноси

- ◆ Морфологична класификационна схема на устройства/инструменти за статично ППД на отвори;
- ◆ Получени са емпирични математични модели, предсказващи получената грапавост R_a , μm и повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ в образци от бронз $CuAl_8Fe_3$ в зависимост от радиуса на сферичната повърхнина на диамантния накрайник r , деформиращата сила F_b и подаването f ;
- ◆ Получени са оптимални стойности на управляващите фактори на процеса ДЗ ($r=3.36 mm$; $F_b=275.35 N$; $f=0.11 mm/rev$), минимизиращи получената грапавост R_a в образци от бронз $CuAl_8Fe_3$;
- ◆ Получени са оптимални стойности на управляващите фактори на процеса ДЗ ($r=2 mm$; $F_b=350 N$; $f=0.03 mm/rev$), максимизиращи повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ в образци от бронз $CuAl_8Fe_3$;
- ◆ Получени са компромисни стойности на управляващите фактори на процеса ДЗ ($r=4 mm$; $F_b=344.46 N$; $f=0.07 mm/rev$), осигуряващи едновременно ниска получена грапавост R_a и висока повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ в образци от бронз $CuAl_8Fe_3$;
- ◆ База данни за изменението на получената грапавост R_a , повърхностната микротвърдост $HV_{0.05}$ и профила на микротвърдостта в дълбочина в образци от бронз $CuAl_8Fe_3$ в зависимост от броя на преходите и вида на работната схема;
- ◆ Установено е, че прилагането на процеса ДЗ с един и шест прехода в образци от бронз $CuAl_8Fe_3$ осигурява благоприятно съчетание от 3D височинни и параметри на формата на ПТ, минимизиращо триенето и подобряващо мазането в сравнение с конвенционалния случай на фино струговане;
- ◆ Получен е емпиричен математичен модел на зависимостта на изменение на коефициента на триене при ДЗ на образци от бронз $CuAl_8Fe_3$ в зависимост от скоростта на плъзгане $\mu=\mu(v)$;
- ◆ На основа на концепцията “flow stress”, е разработен температуро-зависим КММ на повърхностния слой на бронз $CuAl_8Fe_3$ с доказана адекватност в температурния диапазон $T=(20-250)^{\circ}C$;
- ◆ Разработен е двустранно свързан 3D КЕ модел на процеса ДЗ на лагерни втулки от бронз $CuAl_8Fe_3$, предсказващ разпределението на температурата, еквивалентната пластична деформация и околните ОН в повърхностните слоеве около отворите;
- ◆ Установено е, че по-голямата ефективност на процеса ДЗ за повишаване на износоустойчивостта в условията на ГТ, се дължи на доминиращото значение на геометричния фактор (ПТ), докато при СТ по-голямо значение има подобреното физико-механично състояние на повърхностните слоеве около отворите;
- ◆ Установено е, че образец с отвор, подложен на ДЗ с шест прехода ($n=6$), при ГТ има 2.27 пъти по-висока износоустойчивост в сравнение с тази на образец, обработен чрез рязане, и 1.42 пъти по-висока износоустойчивост от тази на образец, подложен на ДЗ с един преход ($n=1$);
- ◆ Установено е, че образец с отвор, подложен на ДЗ с един преход ($n=1$), при СТ има 2.45 пъти по-висока износоустойчивост от тази на образец, обработен само чрез рязане и с $\approx 6\%$ по-висока износоустойчивост от тази на образец, подложен на ДЗ с шест прехода ($n=6$).

Б. Приложни приноси

- ◆ Технологии за ДЗ на външни цилиндрични повърхнини в заготовки от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$, осигуряващи минимална грапавост R_a , максимална повърхностна микротвърдост $HV_{0.05}$ и едновременно ниска грапавост и висока микротвърдост;
- ◆ Технология за ДЗ на отвори на втулки за плъзгащи лагери от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$, осигуряващи значително подобряване на трибологичното им поведение;
- ◆ База данни от 3D височинни и параметри на формата на ПТ в образци от алуминиев бронз $CuAl_8Fe_3$ в корелация с вида на довършващото обработване – само чрез струговане, ДЗ с един

преход ($n=1$), и ДЗ с шест прехода ($n=6$);

◆ КЕ резултати за разпределението на температурата, еквивалентната пластична деформация и околните ОН в повърхностните слоеве около отвори във втулки от бронз CuAl_8Fe_3 , подложени на ДЗ с оптимални стойности на параметрите на процеса.

Публикации по дисертацията

1. Вл. Дунчев, Д. Друмева. Температуро-зависим конститутивен модел на повърхностния слой на бронз CuAl_8Fe_3 подложен на диамантно заглаждане. Известия на Технически университет-Габрово 61 (2020) 22-28.

2. Вл. Дунчев, Д. Друмева. Моделиране и оптимизация на грапавостта и микротвърдостта при диамантно заглаждане на бронз CuAl_8Fe_3 подложен на диамантно заглаждане. Известия на Технически университет-Габрово 61 (2020) 29-42.

3. Г. Дунчева, А. Анчев, Д. Друмева. Ефективност на процеса диамантно заглаждане за повишаване износоустойчивостта на лагерни втулки от бронз CuAl_8Fe_3 . Известия на Технически университет-Габрово 62 (2021) 3-10.

4. Вл. Дунчев, Д. Друмева. Крайно-елементен анализ на процеса диамантно заглаждане на отвори в алуминиев бронз CuAl_8Fe_3 . Известия на Технически университет-Габрово. 62 (2021) 17-23.

5. А. Анчев, Д. Друмева. Експериментално изследване на коефициента на триене на при диамантно заглаждане на бронз CuAl_8Fe_3 . Известия на Технически университет-Габрово. 62 (2021) 34-37.

6. Д. Друмева. Класификация на устройства и инструменти за статично повърхностно пластично деформиране на отвори. Известия на Технически университет-Габрово 62 (2021) 38-46.

7. Duncheva GV, Maximov JT, Anchev AP, Dunchev VP, Argirov YB, Drumeva DK, Improvement in surface integrity of CuAl_8Fe_3 bronze via diamond burnishing. International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2022). <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08664-9>.