



## FINITE ELEMENT ANALYSIS OF THE DIAMOND BURNISHING PROCESS OF HOLES IN CuAl8Fe3 ALUMINUM BRONZE

Vladimir Dunchev\*, Desislava Drumeva

Technical University of Gabrovo, 5300 Gabrovo, Bulgaria

### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 26 May 2021

Accepted 7 June 2021

#### Keywords:

diamond burnishing, CuAl8Fe3 aluminum bronze, fully coupled thermal-stress analysis, residual stresses, equivalent plastic strain

### ABSTRACT

This article presents the results obtained from finite element (FE) analysis of the diamond burnishing process of holes in sliding bearings made of CuAl8Fe3 aluminum bronze. For this purpose, a fully coupled 3D FE model of the studied process was developed. The model makes it possible to assess both the temperature effect and the stressed and strained state in the surface layers around the hole. It was found that in diamond burnishing the temperature at the hole surface points is characterized by a strong gradient, reaching a maximum value  $T_{A,max} = 284.54^{\circ}\text{C}$ , after that it decreases very quickly. Based on the FE results for the equivalent plastic strain  $\bar{\epsilon}_p$  distribution in a depth, it was found that the hardened layer has a thickness of  $\approx 0.75\text{ mm}$ . The diamond burnishing process provides an intensive compressive zone with useful hoop residual stresses  $\sigma_{t,max}^{res} = -340\text{ MPa}$  in the surface layers around the hole in CuAl8Fe3 bronze sliding bearings.

© 2021 Journal of the Technical University of Gabrovo. All rights reserved.

### 1. ВЪВЕДЕНИЕ

Алуминиевите бронзи (CuAl9Fe5, CuAl8Fe3, CuAl10Ni, CuAl10Fe3Mn1) са група сплави на медна основа, характеризиращи се с механични и химични свойства, несравними с други сплави - добра якост, висока динамична якост, висока устойчивост на корозия, висока пластичност (включително при ниски температури), устойчивост на окисляване и относително висока износоустойчивост. Наличието на желязо от една страна води до издребняване на зърната, а от друга страна придава допълнителна якост на тези сплави. Повишеното съдържание на алуминий води до по-ниска плътност в сравнение с чистата мед, което е от голямо значение за практическото им приложение. Типично приложение на алуминиевите бронзи е за изработване на втулки за плъзгащи лагери, особено когато експлоатацията им е свързана с ударни и значителни знакопроменливи натоварвания [1]. Работоспособността на плъзгащите лагери се лимитира от състоянието на вътрешните работни повърхнини на лагерните втулки. За всички режими на работа на плъзгащите лагери (сухо, гранично или течно триене), трибологичното и уморното поведение на лагерните втулки практически се определя от комплекса от характеристики на повърхностните слоеве, известен като Surface Integrity (SI) [2]. За минимизиране на работата на силите на триене, освен относително висока точност на размерите и формата, за вътрешните работни повърхнини се изискват ниска грапавост ( $R_a < 0.63\ \mu\text{m}$ ) и повишена микро-

твърдост. Когато лагерите работят в условията на знакопроменливи и ударни натоварвания, от определящо значение за якостта на умора е въвеждането в повърхностните слоеве на полезни окръжни остатъчни напрежения на натиск. Доказано ефективен подход за подобряване на SI е подходът, базиран върху повърхностно пластично деформиране (ППД) в студено състояние (mechanical surface treatment). По-голямо приложение в практиката намират статичните методи за ППД, известни като burnishing. При burnishing методите процесът на деформация е непрекъснат във времето, което позволява да се управляват параметрите на съответния процес в корелация с желаните характеристики на SI. Относително по-разпространени са методите roller (ball) burnishing, при които тангенциалният контакт между деформиращия елемент и третираната повърхност е триене при търкаляне. Използвайки само контакт триене при търкаляне, компанията Esoroll презентира два вида процеси - roller burnishing и deep rolling [3]. Процесът roller burnishing е насочен преди всичко към постигане на т.н. smoothing ефект, характеризиращ се с много ниска грапавост и висока точност на формата и размерите. За тази цел се използват инструменти с множество или една деформираща ролка (multiple and single roller tools). Концепцията deep rolling се използва за обработване на елементи, подложени на значителни динамични натоварвания или износване. Затова при deep rolling акцентът се поставя върху уякчаването (cold work ефект) и създаването на

\* Corresponding author. E-mail: v.dunchev@tugab.bg

натискови остатъчни напрежения в повърхностните слоеве, а редуцирането на грапавостта е съпътстващ ефект. От методите, използващи тангенциален контакт триене при плъзгане (slide burnishing), най-разпространен е методът диамантно заглаждане (ДЗ) (diamond burnishing), при който деформиращият елемент е сферичен накрайник, най-често от синтетичен диамант. Разширеният преглед на различни аспекти от приложението на процеса ДЗ, направен от Maximov et al. (2019), потвърждава, че около 65% от изследванията на процеса slide burnishing са проведени върху незакалена и закалена стомана, а от цветните сплави най-много са изследванията на алуминиеви сплави и композити [4].

Два основни подхода се използват за оценка на остатъчните напрежения - експериментален и чрез крайно-елементен (КЕ) анализ. X-ray diffraction е най-широко използваният експериментален метод за измерване на остатъчните напрежения след slide burnishing [5-19]. Относително по-малко се използват полуразрушителните методи Hole drilling [20-22] и Split ring [23-25]. Посочените експериментални методи се използват за измерване на остатъчните напрежения в повърхностните слоеве на цилиндрични образци. Когато целта е да се оценят окръжниеостатъчни напрежения в повърхностните слоеве около вътрешни цилиндрични повърхнини (отвори), безразрушителният метод X-ray diffraction е неприложим поради следните причини:

1) 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“; 2) 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 симулация 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 burnishing. Хронологично 2D КЕ модели за симулиране на burnishing процеси са предпочитани поради по-малкия обем на изчислителната процедура [22, 26-31]. Roettger, (2002) разработва 2D КЕ модел на процеса roller burnishing, насочен към изследване на осовите остатъчни напрежения. 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. Изобщо, за 2D КЕ модели е присъщо равнинно деформирано състояние, в условията на които се симулира взаимодействието между деформиращия елемент и заготовката. В действителност, burnishing 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 високо-яка алуминиева сплав 2024-T3, получени чрез X-ray diffraction експеримент и 3D крайно-елементен модел, базиран върху концепцията за последователно циклично нормално въздействие на сферичен деформиращ елемент [8]. Предимство на описания 3D КЕ модел е, че отчита тримерното напрегнато и деформирано състояние, присъщо на процеса ДЗ.

Максимов и др. разработват подходи за повишаване на пукнатинуостойчивостта на наставовите възли на жп релсите посредством ДЗ на отворите съответно в краищата на релсите и в наставовите планки [24, 32]. Авторите подлагат на задълбочен сравнителен анализ резултатите за профила на окръжните остатъчни напрежения около подложените на ДЗ болтови отвори в наставовите възли на жп релсите, получени експериментално (чрез метода Hole drilling) и 2D и 3D КЕ модели [24]. Максимов и др. презентират подход за повишаване на пукнатинуостойчивостта на наставовите отвори, разработен на основата на обобщен 3D КЕ модел на наставовия възел, който отчита ефекта от затягане на болтовете и последващо натоварване от подвижния железопътен състав, планиран експеримент и 3D КЕ модел за симулиране на окръжните остатъчни напрежения [32]. Максимов и Дунчева разработват 3D КЕ модел на процеса Сферично дорноване, на база на който изследват разпределението на окръжните остатъчни напрежения около отвори в ниско-легирана стомана в корелация с оптимизация на процеса [33].

Задълбочен сравнителен анализ на процесите ДЗ, ball burnishing и deep rolling, използвайки свързани термомеханични КЕ модели и експериментални изследвания на тези процеси, е проведен в [34]. На основа на сравнение на енергийния баланс 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, докато другите два процеса, използващи контакт триене при търкаляне, могат да се разглеждат като чисто механични. Следователно, за осигуряване на реалистична оценка на въведените чрез ДЗ остатъчни напрежения е необходимо да се разработи термо-механичен КЕ модел на този процес. Основен фактор в тази посока е създаването на температурозависим конститутивен модел на поведението на повърхностните слоеве. Използвайки концепцията “flow stress”, Максимов и колектив разработват температурозависим модел на повърхностните слоеве на стомана 37Cr4, адаптиран за КЕ симулации на процеса ДЗ [35]. Прегледът на научните публикации, посветени на процеса ДЗ, показва, че липсват КЕ изследвания на остатъчните напрежения в повърхностните слоеве около отвори в алуминиеви бронзи.

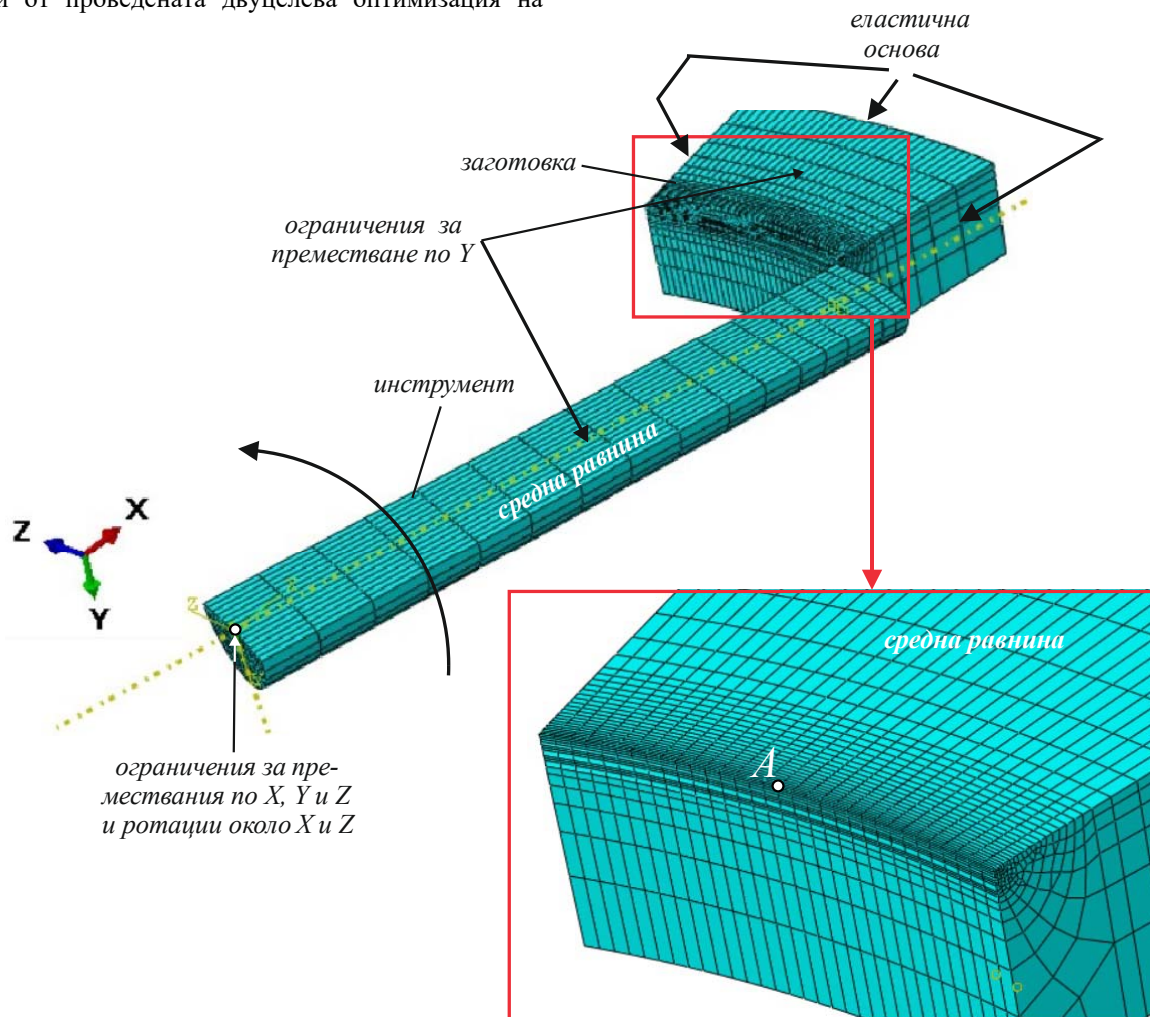
Целта на тази работа е да се разработи двустранно свързан 3D КЕ модел на процеса ДЗ на отворите в лагерни втулки от алуминиев бронз CuAl8Fe3 EN CW303G. Посоченият бронз може да се разглежда като ниско легиран еднофазен алфа-Cu алуминиев бронз, характеризиращ с по-голяма пластичност в сравнение с никел-алуминиевите бронзи, както и алуминиевите бронзи с по-голямо съдържание на Al и Fe. Поради това същият е особено подходящ за ППД, и в частност за ДЗ.

## 2. 3D КРАЙНО-ЕЛЕМЕНТЕН МОДЕЛ

### 2.1. Обща характеристика

Използвайки Abaqus/CAE 2018 Standard, е разработен 3D термо-механичен КЕ модел на процеса ДЗ на отвори (лагерни втулки) (фиг. 1). 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 двуцелева оптимизация на

процеса [36]: радиус на сферичната работна повърхнина на диамантния инструмент  $r = 4 \text{ mm}$ ; големина на деформиращата сила  $F_b = 345 \text{ N}$ ; скорост на плъзгане  $v = 100 \text{ m/min}$ . 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  $26 \text{ mm}$  и размери приблизително  $6 \times 4 \times 2 \text{ mm}$ , получена чрез две концентрични цилиндрични повърхнини и две осови сечения.



Фиг. 1. 3D КЕ модел

### 2.2. Взаимодействия

За трите свободни повърхнини на втулката е дефинирана „еластична основа“ с коравина, равна на модула на линейни деформации (фиг. 1). 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 резултатите, получени от експериментално изследване на процеса ДЗ на алуминиев бронз [37]; температурен - генериране на топлина следствие триенето по контактната зона между деформиращия елемент и втулката. Преносът на топлина се дефинира, както следва [34]:

$$q_g = k(T_A - T_B), \quad (1)$$

където  $q_g$  е плътността на генерирания следствие 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 температури в двете точки А и В.

Генерираният топлинен поток е:

$$q_g = \eta \tau \frac{\Delta s}{\Delta t}, \quad (2)$$

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

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

$$q_{gi} = \varphi_i q_g, \quad i = 1, 2 \quad (3)$$

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

Зададени са ограничения (constraints) на диамантния деформиращ елемент тип "coupling" на всички възли от повърхнината му спрямо контролната точка, показана на фиг. 2. На всички възли са ограничени шестте степени на свобода.

### 2.3. Материални характеристики

За материала на диамантния деформиращ елемент е прието чисто еластично поведение. Стойностите на коефициента на кондуктивна топлопроводимост  $k$  с изотропно поведение и специфичната топлемкост  $c$  са зависими от температурата. За коефициента на Poisson е прието  $\nu = 0.1$ . Физико-механичните характеристики за материала на диаманта са показани в Табл. 1.

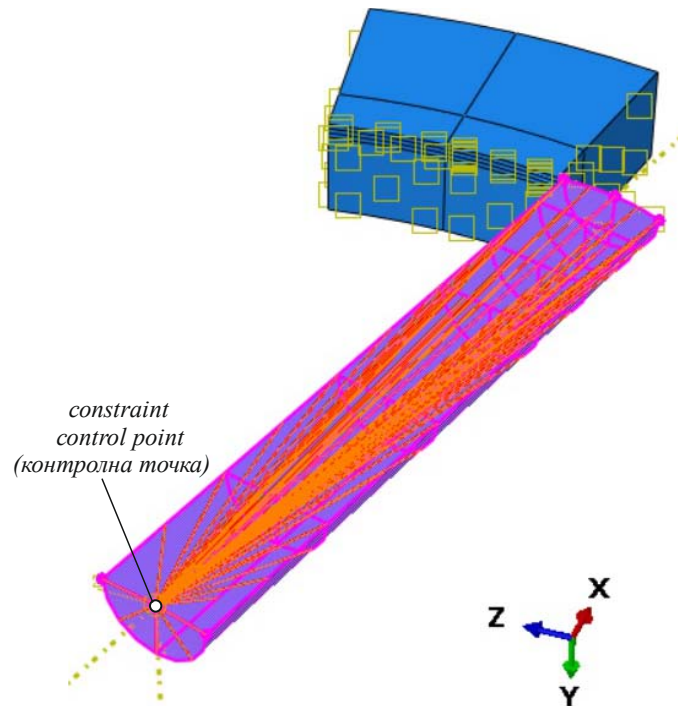
За материала на втулката (бронз CuAl8Fe3) е прието еласто-пластично поведение. Температурозависимият

конститутивен модел на материала на повърхностните и подповърхностните слоеве в пластичната област е дефиниран на основата на концепцията "flow stress" в съответствие с резултатите, обобщени в [38]. Физико-механичните характеристики за изследвания бронз са показани в Табл. 2.

### 2.4. Гранични условия

Зададено е ограничение за преместване по ос  $Y$  на точките от средните равнини на деформиращия инструмент и втулката (фиг. 1). 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. 1). 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.



Фиг. 2. Ограничения (constraints), наложени на деформиращия елемент

Таблица 1 Физико-механични характеристики на диаманта

Температура $T, ^\circ\text{C}$	0	50	200	400	600
Коефициент на кондуктивна	2500	2000	1400	1000	600



топлопроводимост $k, W/m^2 \cdot ^\circ C$					
Плътност $\rho, kg/m^3$	3515	3515	3515	3515	3515
Модул на линейни деформации $E \times 10^{11}, Pa$	10.5	10.5	10.5	10.5	10.5
Коефициент на линейно разширение $\alpha \times 10^{-6}, m/m^\circ C$	1	1	1	1	1
Специфична топлемост $c, J/kg^\circ C$	420	600	1000	1500	1650

Таблица 2 Физико-механични характеристики на бронз  $CuAl8Fe3$ 

Температура $T, ^\circ C$	20	100	200	300	400	500
Коефициент на кондуктивна топлопроводимост $k, W/m^2 \cdot ^\circ C$	60.1	66	73.5	80.9	88.4	95.8
Плътност $\rho, kg/m^3$	7745.7	7727.9	7704.4	7679.3	7652.8	7624
Модул на линейни деформации $E \times 10^{11}, Pa$	1.2	1.2	1.15	1.15	1.15	1.1
Коефициент на линейно разширение $\alpha \times 10^{-6}, m/m^\circ C$	1.541	1.583	1.636	1.689	1.742	1.795
Специфична топлемост $c, J/kg^\circ C$	378.1	382.4	387.7	393.1	398.4	403.8

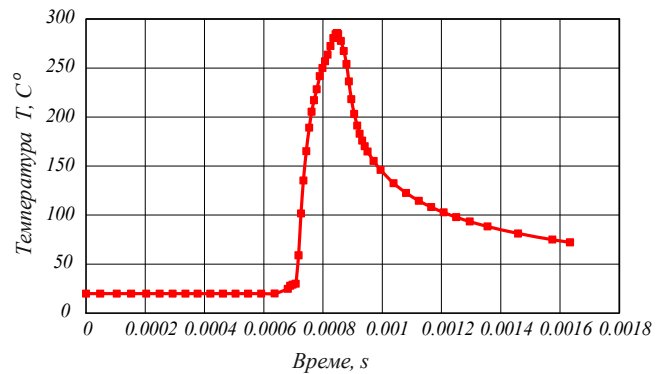
### 3. КЕ РЕЗУЛТАТИ И КОМЕНТАРИ

Изменението на температурата в т. А от средата на повърхнината на отвора (фиг. 1) по време на процеса ДЗ е показано на фиг. 3. Наблюдава се значителен температурен градиент. Отчетена е максимална стойност  $T_{A,max} = 284.54^\circ C$ , 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.

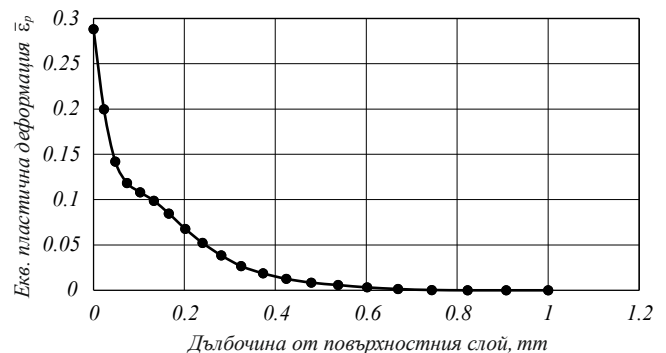
На фиг. 4 е показано разпределението на еквивалентна пластична деформация  $\bar{\epsilon}_p$  в дълбочина, стартирайки от т. А. Наблюдава се значителен градиент на  $\bar{\epsilon}_p$  в дълбочина приблизително до  $0.07\text{ mm}$  от повърхността, след което постепенно намалява. От фиг. 4 може да се отчете дебелина на уякчения слой след ДЗ  $\approx 0.75\text{ mm}$ .

Графика, визуализираща разпределението на околните остатъчни напрежения  $\sigma_t^{res}$  в дълбочина, стартирайки от т. А, е показана на фиг. 5. Остатъчните околните напрежения са максимални по абсолютна стойност ( $\sigma_{t,max}^{res} = -340\text{ MPa}$ ) на дълбочина  $\approx 0.1 - 0.3\text{ mm}$  от повърхността на отвора, а дълбочината на натискватата зона достига  $0.65\text{ mm}$ . Наличието на интензивна натискватата зона в повърхностните и подповърхностните

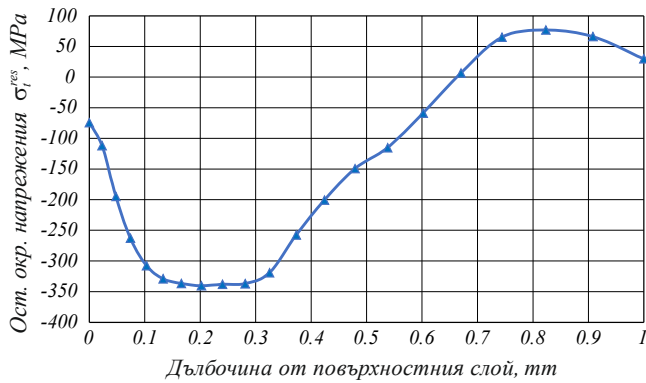
слоеве е предпоставка за значително повишаване на якостта на умора на лагерните втулки.



Фиг. 3. Изменение на температурата в т. А



Фиг. 4. Изменение на еквивалентна пластична деформация в т. А



Фиг. 5. Разпределение на окръжните остатъчни напрежения  $\sigma_1^{res}$  в дълбочина

#### 4. ИЗВОДИ

- Разработен е двустранно свързан 3D КЕ модел на процеса ДЗ на лагерни втулки от алуминиев бронз CuAl8Fe3, който дава възможност да се оцени както температурния ефект, така и напрегнатото и деформирано състояние в повърхностните и поповърхностните слоеве около отвора;

- Установено, че при ДЗ температурата на повърхността на отвора се характеризира със силно изразен градиент, достигайки максимална стойност  $T_{A,max} = 284.54^\circ\text{C}$ , след което много бързо намалява. Предвид устойчивото поведение на изследвания бронз при повишени температури и малкото време, може да се заключи, че 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  $\approx 0.75\text{ mm}$ ;

- Процесът ДЗ осигурява интензивна натискова зона с полезни окръжни остатъчни напрежения ( $\sigma_{t,max}^{res} = -340\text{ MPa}$ ) в повърхностните слоеве около отвора на дълбочина до около  $0.3\text{ mm}$  и пълна дълбочина на натисковата зона  $0.65\text{ mm}$ . На тази основа може да се очаква значително повишаване на динамичната якост на лагерните втулки от бронз CuAl8Fe3.

#### БЛАГОДАРНОСТ

Тази статия е подкрепена от Европейския фонд за регионално развитие в рамките на ОП „Наука и образование за интелигентен растеж 2014-2020 г.“, Център за компетентност „Интелигентни мехатронни, еко- и енергоспестяващи системи и технологии“ №BG05M2OP001-1.002-0023.

#### ЛИТЕРАТУРА

[1] Duncheva G.V. Machine Components. Ex-Press. Gabrovo. (2019).  
 [2] R. M'Saoubi, A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. Int. J. Sustainable Manufacturing, 1 (1-2) (2008) 203-236.

[3] Ecoroll Catalogue “Tools & Solutions for Metal Surface Improvement” Ecoroll Corporation Tool Technology (2006) USA.  
 [4] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P., Ichkova M.D., Slide burnishing—review and prospects. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 104 (2019) 785-801.  
 [5] Sachin B., Narendranath S., Chakradhar D. Effect of cryogenic diamond burnishing on residual stress and microhardness of 17 – 4 PH stainless steel. Mater Today 5(9) Part 3) (2018) 18393–18399  
 [6] Sachin B., Narendranath S., Chakradhar D. (2019) Sustainable diamond burnishing of 17-4 PH stainless steel for enhanced surface integrity and product performance by using a novel modified tool. Mater Res Express 6:046501  
 [7] Maximov J.T., Anchev A.P., Duncheva G.V., Ganey N., Selimov K.F. Influence of the process parameters on the surface roughness, micro-hardness, and residual stresses in slide burnishing of high-strength aluminum alloys. J Braz Soc Mech Sci Eng 39(8) (2017) 3067–3078  
 [8] Maximov J.T., Anchev A.P., Dunchev V.P., Ganey N., Duncheva G.V., Selimov K.F. Effect of slide burnishing basic parameters on fatigue performance of 2024-T3 high-strength aluminium alloy. Fatigue Fract Eng Mater Struct 40(11) (2017) 1893–1904  
 [9] Maximov J.T., Anchev A.P., Duncheva G.V., Ganey N., Selimov K.F., Dunchev V.P. Impact of slide diamond burnishing additional parameters on fatigue behaviour of 2024-T3 Al alloy. Fatigue Fract Eng Mater Struct 42(1) (2019) 363–373  
 [10] Maximov J.T., Kuzmanov T.V., Duncheva G.V., Ganey N. Spherical motion burnishing implemented on lathes. Int J MachTools Manuf 49 (2009) 824–831  
 [11] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P., Ganey N., Amudjev I.M., Dunchev V.P. Effect of slide burnishing method on the surface integrity of AISI 316Ti chromium-nickel steel. J Braz Soc Mech Sci Eng 40(194) (2018) <https://doi.org/10.1007/s40430-018-1135-3>  
 [12] Maximov J.T. Spherical motion burnishing. In: Korzynski M (ed) Nonconventional finishing technologies. Polish Scientific Publishers, Warsaw, (2013) pp 35–59  
 [13] Nestler A., Schubert A. (2015) Effect of machining parameters on surface properties in slide diamond burnishing of aluminium matrix composites. Materials Today: Proceedings 2S:S156–S161  
 [14] Okada M., Shinya M., Matsubara H., Kozuka H., Tachiya H., Asakawa N., Otsu M. Development and characterization of diamond tip burnishing with a rotary tool. J Mater Process Technol 244 (2017) 106–115  
 [15] Radziejewska J., Skrzypek S. Microstructure and residual stresses in surface layer of simultaneously laser alloyed and burnished steel J Mater Process Technol 209 (2009) 2047–2056  
 [16] Shiou F.J., Huang S.J., Shin A.J., Zhu J., Yoshino M. Fine surface finish of a hardened stainless steel using a new burnishing tool. Procedia Manuf 10 (2017) 208–217  
 [17] Tanaka H., Ishii W., Yanagi K. Optimal burnishing conditions and mechanical properties of surface layer by surface modification effect induced of applying burnishing process to stainless steel and aluminum alloy. J Jpn Soc Technol Plast 52(605) (2011) 726–730 in Japanese  
 [18] Varga G., Ferencsik V. (2018) Investigation of the influence of different burnishing parameters on shape correctness and residual stresses. IOP Conf Series: Mater Sci Eng 448:012016. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/448/1/012016>  
 [19] Gharbi F., Sghaier S., Hamdi H., Benameur T. Ductility improvement of aluminum 1050A rolled sheet by a newly designed ball burnishing tool device. Int J AdvManuf Technol 60(1–4) (2012) 87– 99

- [20] Huuki J., Laakso S.V.A. Integrity of surface finished with ultrasonic burnishing. *Proc IMechE Part B: J EngManuf* 227(1) (2013) 45–53
- [21] Huuki J., Laakso S.V.A. Surface improvement of shafts by the diamond burnishing and ultrasonic burnishing techniques. *Int JMach Machinabil Mater* 19(3) (2017) 246–258
- [22] He D., Wang B., Zhang J., Liao S., Deng W.J. Investigation of interference effect on the burnishing process. *Int J Adv Manuf Technol* 95 (2018) 1–10
- [23] Boguslaev V.A., Yatsenko V.K., Yakovlev V.G., Stepanova L.P., Pukhalskaya G.V. The effect of diamond burnishing on structure and properties of detonation-gas coatings on gas turbine engine parts. *Metal Sci Heat Treatm* 50(1–2) (2008) 44–48
- [24] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P., Amudjev I.M., Kuzmanov V.T. Enhancement of fatigue life of rail-end bolt holes by slide diamond burnishing. *Eng Solid Mech* 2(4) (2014) 247–264
- [25] Shvetsov A.N., Skuratov D.L. Evolution of the residual stresses formation from FeC0.15Cr12Ni2 steel in the part surface during the diamond smoothing. *Procedia Eng* 176 (2017) 355–362
- [26] Roettger K., Walzen hargedrehter oberflaechen, PhD Thesis, WZL, RWTH Aachen, University, Aachen, Germany, 2002.
- [27] Yen Y.C., Sartkulvanich P., Altan T., Finite Element Modeling of Roller Burnishing Process, *CIRP Annals – Manuf. Technol.* 54 (1) (2005) 237-240.
- [28] Sartkulvanich P., Altan T., Jasso F., Rodriguez C., Finite element modeling of hard roller burnishing: an analysis on the effects of process parameters upon surface finish and residual stresses. *J. Manuf. Sci. Eng.* 129 (4) (2007) 705-716.
- [29] Sayahi M., Sghaier S., Belhadjsalah H., Finite element analysis of ball burnishing process: comparisons between numerical results and experiments, *Int J Adv Manuf Technol* 67 (2012) 5-8.
- [30] Stalin John M.R., Wilson A.W., Bhardway A.P., Abraham A., Vinayagam B.K., An Investigation of ball burnishing process on CNC lathe using finite element analysis. *Simulation Modelling Practice and Theory* 62 (2016) 88-101.
- [31] Mombeini D., Atrian A., Investigation of Deep Cold Rolling Effects on the Bending Fatigue of Brass C38500. *Latin American Journal of Solids and Structures* 15(4) (2018) e36.
- [32] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P., Dunchev V.P. (2019) Crack resistance enhancement of joint bar holes by slide diamond burnishing using new tool equipment. *Int J Adv Manuf Technol.* <https://doi.org/10.1007/s00170-019-03405-x>
- [33] Maximov J.T., Duncheva G.V. Finite element analysis and optimization of spherical motion burnishing of low-alloy steel. *Proc. IMechE, Part C: J Mech Eng Sci* 226(1) (2012) 161–176
- [34] Maximov J.T., Duncheva G.V., Dunchev V.P., Anchev A.P., Slide burnishing versus deep rolling – a comparative analysis. *Int J Adv Manuf Technol* DOI: 10.1007/s00170-020-05950-2.
- [35] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P. (2019) A temperature dependent, non-linear kinematic/ isotropic hardening material constitutive model of the surface layer of 37Cr4 steel subjected to slide burnishing. *Arab J Sci Eng.* <https://doi.org/10.1007/s13369-019-03765-2>
- [36] Dunchev V.P., Drumeva D.K., Modeling and optimization of the roughness and microhardness in diamond burnishing of CuAl8Fe3 bronze. *Journal of the Technical University of Gabrovo* 61 (2020) 29-42
- [37] Anchev A.P., Drumeva D.K., Experimental study of friction coefficient in diamond burnishing of CuAl8Fe3 bronze. *Journal of the Technical University of Gabrovo* 62 (2021)1-4.
- [38] Dunchev V.P., Drumeva D.K., Surface layer temperature-dependent constitutive model of bronze CuAl8Fe3, subjected to diamond burnishing. *Journal of the Technical University of Gabrovo* 61 (2020) 22-28