



TEMPERATURE-DEPENDENT CONSTITUTIVE MODEL OF THE SURFACE LAYER OF 2024-T3 ALUMINUM ALLOY SUBJECTED TO SURFACE PLASTIC DEFORMATION

Vladimir Dunchev*, Petya Peneva

Technical University of Gabrovo, 5300 Gabrovo, Bulgaria

ARTICLE INFO

Article history:

Received 16 March 2020

Accepted 1 April 2020

Keywords:

2024-T3 aluminum alloy; temperature-dependent constitutive model; flow stress; identification test; inverse finite element analysis.

ABSTRACT

A temperature-dependent constitutive model of 2024-T3 high-strength aluminum alloy is proposed, applying the "flow stress" concept. The model defines the relationship between the stress and strain tensors for a point of the surface layer subjected to surface plastic deformation (SPD). The model is developed on the basis of combined approach, which includes experimental test (identification test) and inverse finite element analysis of the experimental test. The developed constitutive model takes into account the temperature influence on the surface and sub-surface layers of 2024-T3 high-strength aluminum alloy in the range of $T = (50 \div 300)^\circ\text{C}$. The model can be used for numerical simulations in order to study the stressed and strained state of components subjected to SPD and consequent mechanical and/or temperaturational loads.

© 2020 Journal of the Technical University of Gabrovo. All rights reserved.

1. ВЪВЕДЕНИЕ

Конструктивните елементи в самолетостроенето са подложени на значителни динамични натоварвания, което определя умората на материала като лимитиращ фактор за якостния ресурс. Освен материалните загуби, аварияте и катастрофите в този сектор, причинени от този феномен, могат да доведат и до човешки жертви. Следователно, изследванията свързани с превенция срещу уморни разрушения, са винаги актуални. Съвременен съвременният пазар налага изисквания върху машиностроенето, и в частност – самолетостроенето, за все по-големи натоварвания на отговорните компоненти в условията на минимизиране на масата и размерите им. В този аспект особено подходящи са високо-яките алуминиеви сплави, типичен представител на които е 2024-T3. Тази алуминиева сплав се използва също и за изработване на компоненти в съвременните двигатели с вътрешно горене, където експлоатацията им е при температура над 120°C [1]. Тези условия на експлоатация съчетават динамично механично и температурно натоварване. При такива условия на експлоатация, за реалистично предсказване на якостния ресурс на компоненти от алуминиеви сплави е необходимо да се отчита реологичното им поведение [2].

От друга страна, по време на експлоатация повърхностните слоеве в компонентите са най-натоварени, следствие на работните напрежения и прякото влияние на околната среда. Следователно, състоянието на повърхностните и подповърхностните слоеве е определящо за якостния ресурс на тези компоненти. В този аспект, интерес представляват процесите за механично повърхностно третиране (mechanical surface treatment)

на повърхностните и подповърхностните слоеве в студено състояние, известни у нас като повърхностно пластично деформиране (ППД). Освен, че са екологосъобразни, процесите за ППД са алтернатива на неприложимата за довършващо обработване на алуминиеви сплави операция шлифване. Предимство на статичните методи за ППД [3] е възможността за управление на параметрите на съответния процес в корелация с получения комплекс от свойства на повърхностните слоеве, известен като Surface Integrity (SI) [4]. От гледна точка на повишаване на уморната дълготрайност, най-важните характеристики на SI са: ниска грапавост, големи по абсолютна стойност остатъчни напрежения на натиск, висока микротвърдост и модифицирана микроструктура. Доказано е, че при равни други условия наличието на интензивна натискова зона, създадена на относително по-голяма дълбочина от повърхността, е определящ фактор за повишаване на уморната дълготрайност [5-9]. От съвременните безразрушителни методи за измерване на остатъчни напрежения най-голямо приложение намира методът X-ray diffraction [10, 11]. Този метод обаче изисква скъпопоставящо оборудване, квалифицирани кадри и значително експериментално време. В този аспект, алтернатива на експерименталния подход са числените симулации. Те дават възможност за придобиване на широк спектър информация за напрегнатото и деформирано състояние на компонентите, подложени на ППД. От друга страна, за осигуряване на надеждна информация, е необходим адекват крайно-елементен (КЕ) модел на съответния процес. Освен реалистична геометрия на компонентите и гранични условия, определящ фактор за изграждане на

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

надежден КЕ модел е снабдяването му с адекватен конститутивен модел на материала (КММ).

Основна цел на настоящото изследване е разработване на температуро-зависим КММ на повърхностния слой на алуминиева сплав 2024-T3 с оглед на КЕ симулации на цилиндрични образци, подложени на ППД.

2. ИЗЛОЖЕНИЕ

2.1. Концепцията „flow stress”

КММ дефинира зависимостта между тензорите напрежение и деформация. При процеса ППД въздействието се прилага върху повърхностния слой на относително малка дълбочина. Поведението на този слой значително се различава от това на основния материал (“bulk material”) вследствие от наличието на големи пластични деформации, определен микро-профил и други ефекти, повлияни от процеса на изработване на заготовките. Поради това конвенционалните едномерни или циклични тестове следва да се използват само за основния материал. За точките от повърхностния слой зависимостта напрежение – деформация в пластичната област трябва да бъде получена от експеримент, който в най-голяма степен съответства на действителното му натоварване. За тази цел в „burnishing” теорията се използва концепцията “flow stress” [7,12-14]. “Flow stress” се базира върху комбиниран подход, включващ експериментален тест и последващ инверсен КЕ анализ. Експерименталният тест физически прилича на теста на Brinell за измерване на твърдост. Сферичен накрайник с диаметър на сферата 0.75 – 2.5 mm се вбива в челото на ососиметричен образец под действие на осова сила P , така, че схемата на натоварване е ососиметрична. В резултат се определя зависимостта $P = P(d^{res})$, където d^{res} е дълбочина на сферичния отпечатък. Последващият КЕ анализ има за цел да установи зависимостта в пластичната област, която се представя във вида:

$$\sigma = \sigma_Y \left(1 + \frac{E}{\sigma_Y} \varepsilon_p \right)^n \quad (1),$$

където σ е “flow stress”, σ_Y е граница на провлачване, E е модул на Young, ε_p е пластичната деформация, а n определя деформационното уякчаване за едномерно напрегнато състояние. На тази база е разработен КЕ модел на процеса заглаждане със сферично движение [15], при който контактът между инструмента и заготовката е триене при плъзгане, разработвайки подход за дефиниране на КММ в КЕ-я модел. В съответствие с (1) е разработен КММ на повърхностния слой на високояка алуминиева сплав, подложена на диамантно заглаждане [16].

2.2. Експериментален тест (“indentation test”)

Експерименталната установка (VEB-WPM) на проведения „indentation test” е показана на фиг. 1. Установката за нагряване се състои от два нагревателни елемента с електрическа мощност от 60 W всеки. Контролът на процеса се осъществява посредством температурен контролер ЕСПА 06KA55. Обратната връзка е изпълнена чрез термодвойка, монтирана в специален отвор на образеца, като контакта между образеца и термодвойката е осъществен чрез термопаста.



Фиг. 1. Експериментална установка за провеждане на “indentation test”

Химичният състав на изследваната сплав е показан в табл. 1.

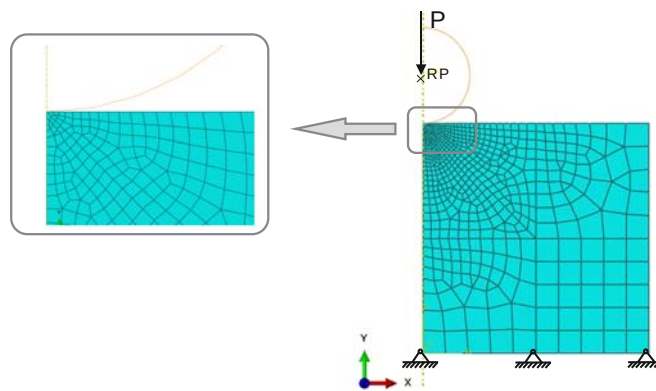
Таблица 1 Химичен състав на алуминиева сплав 2024-T3

Al %	Si %	Fe %	Cu %	Mn %	Mg %	Zn %	Cr %
92.88	0.58	0.38	3.31	0.82	1.53	0.0624	0.0365

Образецът е призматично тяло с размери $40 \times 20 \times 8 \text{ mm}$ и с цилиндрични удължения с диаметър 6 mm за нагряване до температура (50°C , 100°C , 150°C , 200°C , 250°C и 300°C) за провеждане на експеримента. Приложена е осова сила P с големина: 196.2, 392.4, 588.6, 784.8, 984.1, 1177.2 N, а диаметърът на сферата е 2.5 mm . На база на измерения диаметър на отпечатъка е получена експерименталната зависимост $P = P(d^{res})$, използвана като критерий за дефиниране на неизвестните параметри σ_Y и n в КММ съгласно (1). Резултатите от експерименталния тест са обобщени в таблица 2.

2.3. КЕ модел на експерименталния тест

За симулиране на експерименталния тест, предвид физическата му същност, е разработен ососиметричен „псевдо“ 2D КЕ модел (фиг. 2). Използван е Abaqus/CAE 2018.

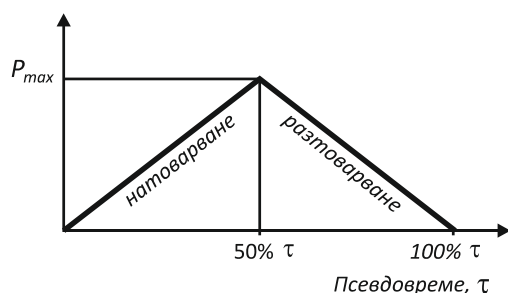


Фиг. 2. Псевдо 2D КЕ модел на експерименталния тест

Таблица 2 Резултати от експерименталния тест

	$t=50^{\circ}\text{C}$		$t=100^{\circ}\text{C}$		$t=150^{\circ}\text{C}$		$t=200^{\circ}\text{C}$		$t=250^{\circ}\text{C}$		$t=300^{\circ}\text{C}$	
Сила, N	Диаметър на отпечатка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатка, mm	Дълбочина на проникване, mm	Диаметър на отпечатка, mm	Дълбочина на проникване, mm
196.2	0.453	0.021	0.460	0.021	0.483	0.024	0.506	0.026	0.492	0.024	0.690	0.049
294.3	0.555	0.031	0.568	0.033	0.586	0.035	0.607	0.037	0.657	0.044	0.833	0.071
392.4	0.634	0.041	0.643	0.042	0.666	0.045	0.693	0.049	0.786	0.063	0.971	0.098
490.5	0.702	0.050	0.711	0.052	0.729	0.054	0.751	0.058	0.873	0.079	1.052	0.116
588.6	0.756	0.059	0.767	0.060	0.777	0.062	0.811	0.068	0.972	0.098	1.222	0.159
981	0.958	0.095	0.971	0.098	1.009	0.106	1.041	0.114	1.252	0.168	1.568	0.276
1177.2	1.037	0.113	1.058	0.117	1.104	0.128	1.138	0.137	1.365	0.203	1.677	0.323

Сферата е моделирана като идеално твърдо тяло, а размерите на сферата и образца съответстват на тези в механичния тест. Използвана е подходяща стратегия за съгъстяване в зоната на натоварване при дискретизиране на образца (фиг. 2). Дефиниран е нормален контакт между сферата и образца с възможност за отделяне. Анализът съдържа две стъпки: натоварване (loading) и разтоварване (unloading). Максималните стойности на силата P съгласно експеримента са зададени по отношение на т.н. Ref. Point на сферата чрез табулирани функции в псевдо-времето според закона, показан на фиг. 3.

Фиг. 3. Закон на прилагане на осовата сила P

Моделът на материала на образца е еласто-пластичен. Приети са: температуро-зависим модул на Young E в съответствие с [17]; коефициент на Poisson – 0.33. Тъй като влиянието на скоростта на деформация върху остатъчните напрежения е пренебрежимо малко, КММ се приема за независим от скоростта на деформация.

Изборът на адекватен КММ се базира върху следното: многократно се провеждат КЕ симулации с различни комбинации на σ_Y и n в уравнение (1); за всяка комбинация от КЕ резултати се получава зависимостта $P = P(d^{res})$; избира се тази комбинация от параметри, за която получената зависимост е най-близка до експерименталната. Уравнение (1) дефинира уякчаването в пластичната област за едномерно напрегнато състояние, приемайки, че е валидно за всички възможни напрегнати състояния и пътища на натоварване. В действителност обаче при ППД процесът на деформиране е тримерен. Същевременно в околност на точка от повърхностния слой се провокира циклично уякчаване, тъй като радиусът на закръгление на деформиращия инструмент е много по-голям от

подаването за оборот. Това причинява деформационна анизотропия, свързана с неравномерно преместване на повърхнината на провлачване в пространството на напреженията. Затова се дефинира модел на нелинейно кинематично уякчаване [18]:

$$\dot{\alpha}_{ij} = \frac{C}{\sigma_0^0} \sigma_{ij}^a \dot{\bar{\epsilon}}_p - \gamma \alpha_{ij} \dot{\bar{\epsilon}}_p \quad (2),$$

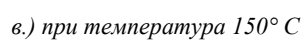
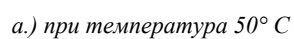
където: σ_0^0 е еквивалентно напрежение, дефиниращо размера на повърхнината на провлачване, с начална големина $\sigma|_0$ – граница на провлачване, дефинираща размера на повърхнината на провлачване за нулева еквивалентна пластична деформация $\bar{\epsilon}_p$ (определя се от едномерен тест, приемайки, 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 микронапреженията; C е начален модул на кинематично уякчаване, γ е коефициент, определящ темпа на намаляване на модула на кинематично уякчаване с увеличаване на пластичната деформация.

От уравнение (1) за множество комбинации на σ_Y и n са изчислени съответните масиви от данни номинално напрежение – номинална деформация ($\sigma_{nom} - \epsilon_{nom}$) в пластичната област. В Abaqus/CAE се използва „истинско напрежение“ (тензор на Cauchy), а мярката на деформацията е „логаритмична деформация“. Масивите от данни ($\sigma_{true} - \epsilon_{ln}$) се трансформират на база на масивите $\sigma_{nom} - \epsilon_{nom}$ [18].

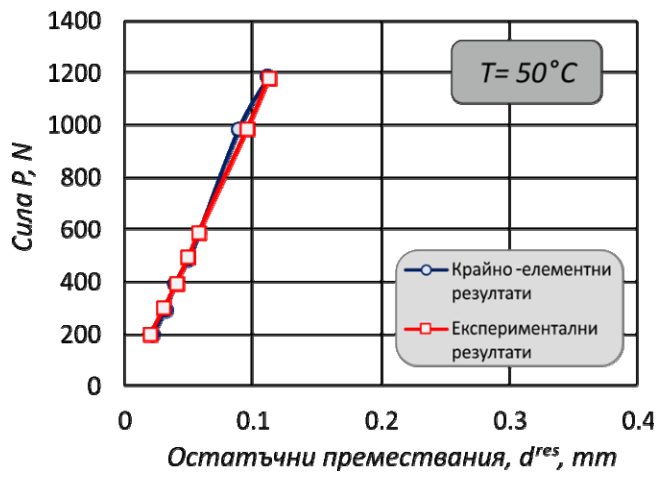
2.4. Избор на температуро-зависим КММ

На фиг. 4а-е са показани КЕ резултати за остатъчните премествания в осово направление за изследваните температури.

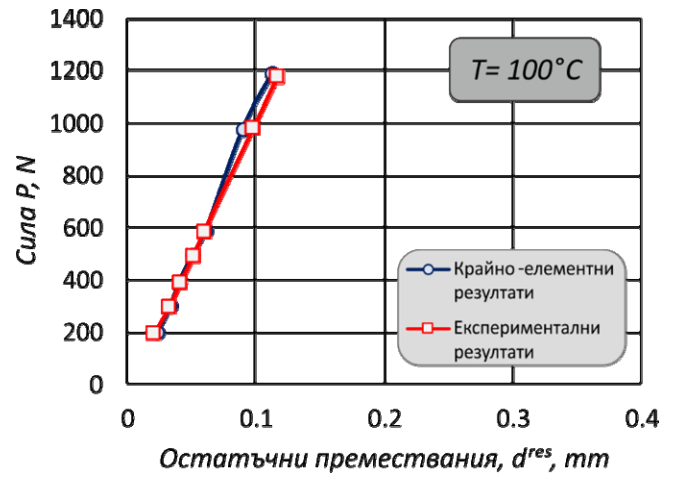
Сравнение между максималните остатъчни премествания d^{res} , получени от КЕ резултати за избраните КММ в централната т. С от контактната зона (фиг. 4) и тези, изчислени на база на механичния тест, е показано на фиг. 5 а-е.



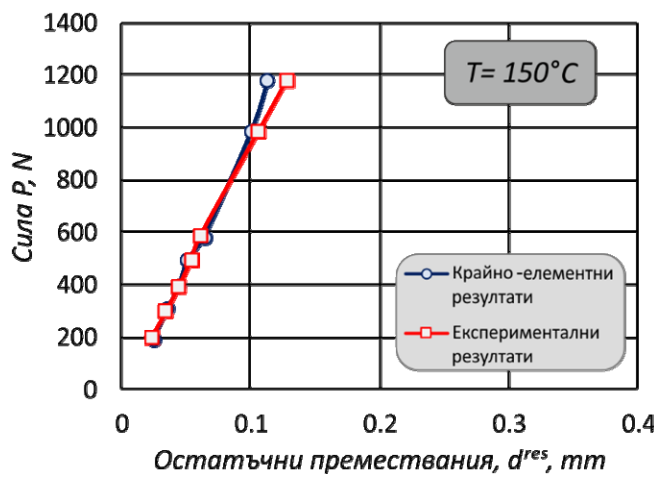
Фиг. 4. КЕ резултати за остатъчни осови премествания d^{res}



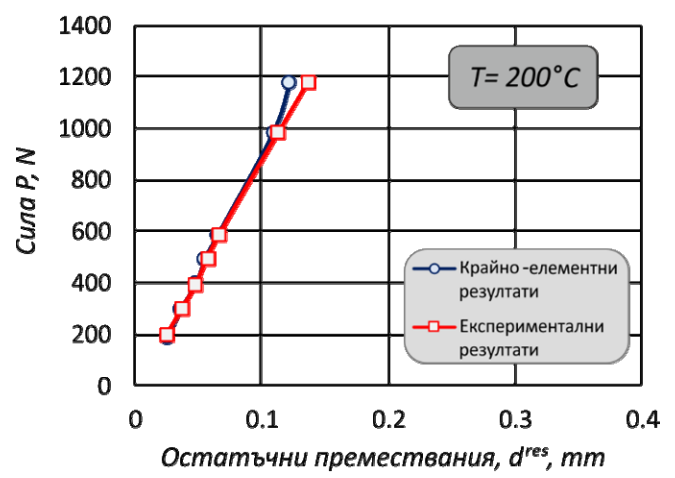
a.)



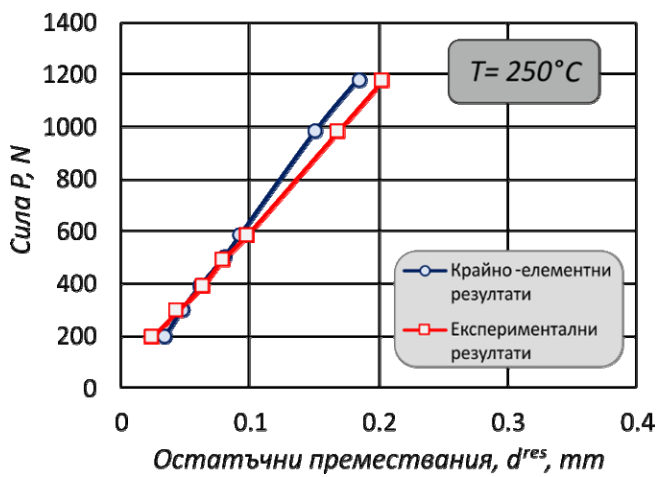
б.)



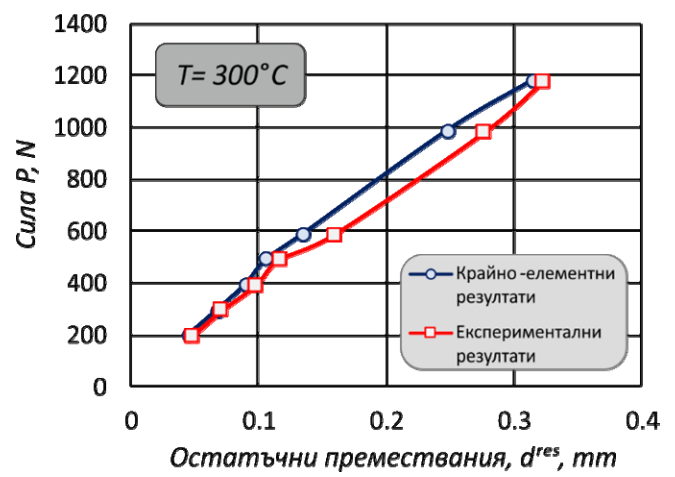
в.)



г.)



д.)



е.)

Фиг. 5. Остатъчни премествания, получени от механичния тест и избрания КММ

Таблица 3 Зависимост между α_{ij} и ε_p

ε_p	$T = 50^\circ\text{C}$		$T = 100^\circ\text{C}$		$T = 150^\circ\text{C}$		$T = 200^\circ\text{C}$		$T = 250^\circ\text{C}$		$T = 300^\circ\text{C}$	
	σ_{ij} MPa	α_{ij} MPa	σ_{ij} MPa	α_{ij} MPa	σ_{ij} MPa	α_{ij} MPa	σ_{ij} MPa	α_{ij} MPa	σ_{ij} MPa	α_{ij} MPa	σ_{ij} MPa	α_{ij} MPa
0	420.0	0.0	410.0	0.0	395.0	0.0	380.0	0.0	250.0	0.0	170.0	0.0
0.02	465.9	45.9	454.9	44.9	425.5	30.5	402.7	22.7	258.6	8.6	173.1	3.1
0.04	485.0	65.0	473.5	63.5	437.8	42.8	412.0	32.0	261.7	11.7	174.1	4.1
0.06	497.4	77.4	485.7	75.7	445.8	50.8	417.9	37.9	263.6	13.6	174.8	4.8
0.08	506.7	86.7	494.8	84.8	451.8	56.8	422.4	42.4	265.1	15.1	175.3	5.3
0.1	514.2	94.2	502.1	92.1	456.5	61.5	425.9	45.9	266.2	16.2	175.6	5.6
0.12	520.5	100.5	508.2	98.2	460.5	65.5	428.9	48.9	267.1	17.1	176.0	6.0
0.14	525.9	105.9	513.5	103.5	463.9	68.9	431.4	51.4	267.9	17.9	176.2	6.2
0.16	530.6	110.6	518.1	108.1	466.9	71.9	433.6	53.6	268.6	18.6	176.5	6.5
0.18	534.9	114.9	522.3	112.3	469.6	74.6	435.6	55.6	269.2	19.2	176.7	6.7
0.2	538.7	118.7	526.0	116.0	472.0	77.0	437.4	57.4	269.8	19.8	176.8	6.8
0.22	542.2	122.2	529.4	119.4	474.2	79.2	439.0	59.0	270.3	20.3	177.0	7.0
0.24	545.5	125.5	532.6	122.6	476.2	81.2	440.5	60.5	270.7	20.7	177.2	7.2
0.26	548.5	128.5	535.5	125.5	478.0	83.0	441.9	61.9	271.2	21.2	177.3	7.3
0.28	551.3	131.3	538.2	128.2	479.8	84.8	443.1	63.1	271.6	21.6	177.4	7.4
0.3	553.9	133.9	540.8	130.8	481.4	86.4	444.3	64.3	271.9	21.9	177.5	7.5

Таблица 4 Зависимост на параметрите C и γ от температурата

$T (^\circ\text{C})$	50	100	150	200	250	300
C (MPa)	1888.24	1836.80	1264.00	942.31	353.90	131.17
γ	14.74	14.69	15.35	15.35	17.03	18.43

Табулирани данни за α_{ij} и ε_p за шесте температури са показана в таблица 3.

При кинематично уякчаване и липса на изотропна компонента $\sigma_{ij}^a = \sigma|_0$ и $\dot{\varepsilon}^{pl} = \dot{\varepsilon}_{ln}$, след трансформация, формула (2) придобива следния вид:

$$\dot{\alpha}_{ij} = (C - \gamma \alpha_{ij}) \dot{\varepsilon}_{ln} \quad (3)$$

След трансформиране и интегриране на уравнение (3) се достига до формула (4), на база на която се намират параметрите C и γ по метода на най-малките квадрати, след като функцията (5) се минимизира и се решава система уравнения от вида (6):

$$\alpha = \frac{C}{\gamma} \left(1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}} \right) \quad (4)$$

$$F(\alpha) = \sum_{i=1}^{16} \left[\alpha^{(i)} - \frac{C}{\gamma} \left(1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}} \right) \right]^2 \rightarrow \min \quad (5)$$

$$\frac{\partial F(\alpha)}{\partial C} = 0 \rightarrow \sum_{i=1}^{16} \left[\alpha^{(i)} - \frac{C}{\gamma} \left(1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}} \right) \right] \left(\frac{1 - e^{-\gamma \varepsilon_{ln}^{(i)}}}{\gamma} \right) = 0 \quad (6)$$

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

В таблица 4 са показани получените стойности на материалните константи C и γ за шесте температури. Уравнения (7) и (8) са регресионни модели съответно на модула на кинематично уякчаване C и коефициента γ във функция от температурата.

$$C = 0.0002T^3 - 0.1186T^2 + 11.468T + 1599.4 \quad (7)$$

$$\gamma = 2 \times 10^{-7} T^3 - 2 \times 10^{-6} T^2 - 0.0012T + 14.775 \quad (8)$$

Материалните константи в избрания температурно-зависим КММ са показани в таблица 5 в съответствие със зависимост (1).

Таблица 5 Параметри на температурно-зависим КММ

Температура, $^\circ\text{C}$	Материални константи		
	σ_y , MPa	E , GPa	n
50	420	71.5	0.07
100	410	70	0.07
150	395	67.5	0.05
200	380	62	0.04
250	250	55	0.02
300	170	43	0.01

3. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основа на концепцията “flow stress” е разработен КММ на повърхностния слой с доказана адекватност на високояка алуминиева сплав 2024-T3 в температурния диапазон $T=(50 \div 300)^\circ\text{C}$. Избраният КММ позволява да се провеждат числени симулации за изследване на напрегнатото и деформирано състояние на образци, подложени на механичен и/или температурен товар след ППД.

4. 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 мехатрони, еко- и енергоспестяващи системи и технологии“ №BG05M2OP001-1.002-0023.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Lipski A., Mrozinski S., The effect of temperature on the strength properties of aluminium alloy 2024-T3. *Acta Mechanica et Automatica*. 6 (3) (2012) 62-66
- [2] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P., Ichkova M.D., Modeling of strain hardening and creep behavior of 2024-T3 aluminium alloy at room and high temperatures. *Computational materials science* 83 (2014) 381-393
- [3] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P., Ichkova M.D., Slide burnishing – review and prospects. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 104 (1-4) (2019) 785-801
- [4] M'Saoubi R., Outeiro J.C., Chandrasekaran H., Dillon Jr. O.W., Jawahir I.S., 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
- [5] Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P. A temperature-dependent, nonlinear kinematic/isotropic hardening material constitutive model of the surface layer of 37Cr4Steel subjected to slide burnishing. *Arabian Journal for Science and Engineering* (2019) DOI.org/10.1007/s13369-019-03765-2
- [6] Yuan X, Sun Y, Li C, Liu W. Experimental investigation into the effect of low plasticity burnishing parameters on the surface integrity of TA2. *Int J Adv Manuf Technol* 88(1-4) (2017) 1089-1099
- [7] 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. Engng.* 129 (4) (2007) 705–716
- [8] Bougharriou A., Bouzid W., Saï K. Prediction of surface characteristics obtained by burnishing. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 51 (2010) 205-215
- [9] Amdouni H, Bouzaine H, Montagne A, Van Gorp A, Coorevits T, Nasri M, Iost A. Experimental study of a six new ball-burnishing strategies effects on the Al-alloy flat surfaces integrity enhancement. *Int J Adv Manuf Technol* 90 (2017) 2271-2282
- [10] Ganey N., Kraus I. Engineering Applications of X-ray Stress Analysis. *Advances in X-ray Analysis*. Vol. 44, Proc. Of the 49th Annual Conf. on Applications of X-ray analysis (Denver X-ray Conference), 31.07-04.08.2000, Denver Colorado, USA, pp. 174-186.
- [11] Dunchev V., Capek J., Atanasov M., Effect of ion nitriding on fatigue behavior of steel 35HGS. *Journal of Technical University of Gabrovo*. 58 (2019) 20-25
- [12] Roettger K., Walzen hargedrehter oberflaechen, PhD Thesis, WZL, RWTH Aachen, University, Aachen, Germany, 2002.
- [13] Yen Y.C., Sartkulvanich P., Altan T., Finite Element Modeling of Roller Burnishing Process, *CIRP Annals – Manuf. Technol.* 54 (1) (2005) 237-240.
- [14] Morris E., Cho H., Sartkulvanich P., Altan T. (2005). Determining the flow stress at the surface of materials using indentation testing with conical or spherical indenters, ERC thesis, Report No. HPM/ERC?NSM-05-R-25, The Ohio State University, Columbus.
- [15] Maximov J.T., Duncheva G.V. Finite Element Analysis and optimization of spherical motion burnishing of low-alloy steel. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 226 (1) (2012) 161-176.
- [16] 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. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 39 (8) (2017) 3067-3078.
- [17] George J. Heimerl, John E. Inge. Tensile properties of 7075-T6 and 2024-T3 aluminum-alloy sheet heated at uniform temperature rates under constant load. *Langley Aeronautical Laboratory NASA* (1955).
- [18] Дунчева Г.В., Синтез и оптимизация на методи за повишаване на уморната дълготрайност на метални конструкционни елементи с отвори. Дисертация за придобиване на научната степен „доктор на науките“, 2017.