

**ОСТАТЪЧНИ НАПРЕЖЕНИЯ ОКОЛО МАЛКИ ОТВОРИ В АЛУМИНИЕВА СПЛАВ 2024-T3,
ОБРАБОТЕНИ ЧРЕЗ ППД ПРИ КОНТАКТ С ПЛЪЗГАНЕ****RESIDUAL STRESSES IN SLIDE BURNISHING PROCESS OF SMALL HOLES IN 2024-T3
HIGH-STRENGTH ALUMINIUM ALLOY**

Д. И. Петков, Й. Т. Максимов*
Технически университет Габрово

Статията е постъпила на 05 юни 2017 г.; приета за отпечатване на 26 юли 2017 г.

Abstract

The treatment by mixed burnishing of small holes in 2024-T3 high-strength aluminium alloy is a problem in the engineering practice. The mixed burnishing aims to achieve three effects: burnishing, cold working, beneficial residual compressive stresses in a considerable depth. For achieving these effects a special tool has been designed and manufactured, which fulfils slide burnishing. The introduced residual stresses around the burnished small hole can hardly be measured experimentally, having in mind the small hole and the compressive zone depth. In this case, the use of FEM with an adequate finite-element model solves the difficulties of the experimental methods. This article presents the outcomes from numerical simulation (FEM) of slide burnishing of small holes in 2024-T3 aluminium alloy by a new tool. The residual stress (hoop, radial, axial) distribution around burnished small hole has been obtained. It has been established that the new tool introduces compressive residual stresses in considerable depth.

Keywords: slide burnishing, small holes, 2024-T3 aluminium alloy, residual stresses, FEM.

1. ВЪВЕДЕНИЕ

Довършващото обработване на точните отвори чрез рязане на метала е сложна и скъпа технологична операция. Особено големи са трудностите при обработване на отвори с малки диаметри [1]. Освен това експлоатационните свойства на повърхнините, обработени чрез рязане отстъпват в сравнение с тези, обработени с повърхностно пластично деформиране (ППД). Следователно разработването на статични методи и инструменти за ППД на малки отвори (с диаметри в интервала $4 \div 12\text{mm}$) е актуална инженерна задача.

Очевидно е, че диамантното заглаждане [2-4] за отвори с диаметри от посочение по-горе интервал на изменение е практически много трудно осъществимо. Обикновеното повърхностно дорноване [5] е приложимо за малки отвори, но пък изисква специална машина. Сферичното дорноване [6-8] елиминира недостатъка с изискването за специална машина, но поради пресичането на осите ограничава дължината на отвора, който може да се обработи.

“Deep rolling” с хидростатична сфера на такива отвори не може да се приложи, тъй като минималния диаметър на отвор, който може да се обработи с инструментите на Esogol, е 19mm [9]. Ролковите инструменти на Esogol обработват отвори с минимален диаметър 4mm. Те обаче реализират процеса “roller burnishing”, т.е. основният ефект е силното редуциране на началната гра-

павост, а уякчаването и въвеждането на полезни остатъчни напрежения на натиск е по-слабо изразено.

За нуждите на аероиндустрията компанията Northrop Grumman Corporation (USA) е разработила метод и инструмент за довършващо обработване на скрепителни отвори във високо-яка алуминиева сплав 2024-T3 [10]. Предвид приложението на тези отвори, основната цел е да се въведат полезни остатъчни напрежения на натиск. Недостатък на този инструмент е, че има относително не технологична конструкция.



Фиг. 1. Инструмент с к-профил за ППД

Очевидно е, че за осъществяване на калибровашо-уякчавашо ППД (по класификацията на Събчев [11] или mixed burnishing по класификацията на Korzynski [12]

* Тел.:066827312; e-mail maximov@tugab.bg;

или “deep rolling” по класификацията на Ecorol [9]) на крепежни отвори с диаметри в интервала $4 \div 12\text{mm}$ във високо-яки алуминиеви сплави, изборът от инструменти е силно ограничен.

Инструментът, чието напречно сечение на работната му част е К-профил [13] (фиг. 1), съчетава предимството на инструмента на Northrop Grumman Corporation с предимството на по-технологична конструкция за изработване. Обект на настоящата статия е определяне на полето на остатъчните напрежения, които се въвеждат с инструмент с К-профил, около малък отвор в алуминиева сплав 2024-Т3.

Известно е [14], че генерираната зона с полезни остатъчни напрежения след ППД обхваща само повърхностните слоеве. Един от най-използваните и надеждни експериментални методи за измерване на остатъчни напрежения е X-ray diffraction [15]. Този метод многократно е използван в случаите на студено разширени отвори [16-18].

За измерване на остатъчни окръжни напрежения около малки отвори, обработени с ППД, X-ray diffraction е неприложим по две главни причини:

- диаметърът на рентгеновия лъч е съизмерим с дълбочината на натисковата зона, поради което остатъчните напрежения не могат да бъдат измерени по достъпните челни повърхнини;
- рентгеновият лъч не може да бъде насочен тангенциално на повърхнината на отвора.

От останалите експериментални методи, за този случай е подходящ stress relief approach (подход чрез „освобождаване на напреженията”) [14].

Обект на измерване са остатъчните окръжни нормални напрежения (напрежения на първия тип), които имат решаваща роля за уморната дълготрайност на конструкционните елементи с отвори. Подходът „освобождаване на напреженията” се основава на предположението, че отстраняването на част от образеца е еквивалентно на прилагане на разпределен товар върху останалата част, като интензивността на натоварване е равна на размера на остатъчните напрежения, но има противоположен знак. Това натоварване причинява деформация, чиято големина се използва за изчисляване на остатъчните окръжни нормални напрежения σ_t^{res} .

Три основни метода реализират тази идея. По хронология, първият известен метод принадлежи на Sachs [19]. Той разработва метод за определяне на остатъчните напрежения в тънкостенни тръби. Методът изисква значителна точност на измерване на линейните изменения, тъй като деформациите на тръбите са много малки когато се премахват на тънки слоеве от образците. Значително по-ефективен е методът на Давиденков [20], при който предварително тръбата се разрязва по една образуваща. По този начин получаваните огъвни деформации са много по-големи в сравнение с тези от метода на Sachs. Методът “deflection etching technique” е основан върху премахване на тънки слоеве от напрегнатия материал от обработвания повърхностен регион посредством електрохимичен път [21]. Този метод първо е разработен от Frisch and Tompsen (1951) и по-късно е прилаган от много изследователи [22-27].

През годините много модификации на трите метода са разработени. Върху физическата основа на метода на Давиденков, Биргер [28] модифицира метода на Давиденков „split ring”, а Витман разработва опростена ме-

тодика [29]. Тези методи понастоящем са широко използвани в Русия.

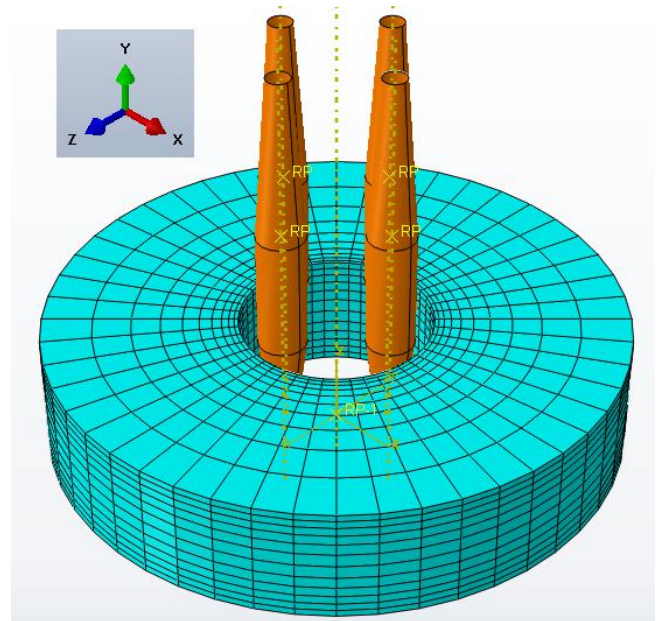
За съжаление за малки отвори в алуминиева сплав 2024-Т3, тези методи са неприложими по две причини: 1). Съществува сериозен проблем с отстраняване на тънки слоеве; 2). Малкият отвор предполага пръстен с малък диаметър, което води до значителни проблеми с измерванията на преместванията.

Ето защо в настоящото изследване е използван крайно-елементен (КЕ) подход. Предимството на този подход е, че се получава информация както за окръжните, така и за осовите и радиалните остатъчни напрежения.

2. Крайно-елементен модел на процеса ППД на малък отвор с инструмент с к-профил

2.1. Обща характеристика

3D КЕ модел (фиг. 2) е разработен за симулиране на процеса ППД на малък отвор с инструмент с К-профил посредством ABAQUS v.6.12.1.



Фиг. 2. КЕ модел на процеса ППД на малък отвор с инструмент с к-профил

Ротационна заготовка с височина от $h = 5\text{mm}$ и диаметър на предварително пробития отвор $d_0 = 8\text{mm}$ е избрана. Външната повърхнина на заготовката е избрана ротационна с цел избягване на смачкани крайни елементи. Материалът е 2024-Т3. Инструментът, с 4 ръба, е моделиран като идеално твърдо тяло (rigid body). Моделирани са само ръбовете (със закръгленията) на инструмента с к-профил, като 4 ротационни тела. В работната част диаметърът на всяко тяло е равен на удвоения радиус на закръгление на ръбовете на инструмента, а именно 1mm. За заготовката 8-възлови линейни хексаедрални КЕ, тип C3D8R, са избрани. Моделът се състои от 5760 КЕ и 6864 възела. КЕ симулация е проведена в една базова стъпка, в която заготовката е неподвижна в глобалната координатна система, а 4-те тела, с които е представен инструментът, се въртят синхронизирано като идеално твърдо тяло около оста на заготовката и същевременно извършват праволинейна трансляция по същата ос. Въртенето и трансляцията са съгласувани във псевдо-времето, за да се реализира необходи-

мото подаване на инструмента в mm/об. Стегнатостта е 0.05mm.

2.2. Конститутивен модел на материала на заготовката

Моделирано е еластично-пластично поведение на материала (2024-T3) на заготовката. Еластичното поведение е зададено чрез модула на Young $E = 0.72 \times 10^{11} Pa$ и коефициента на Poisson $\mu = 0.33$.

В пластичната област поведението на материала е зададено като табулирана функция „истинско напрежение от логаритмична деформация“ ($\sigma_{true} - \epsilon_{ln}$). За целта посредством едномерен тест на чист опън в Лабораторията по изпитание на материалите е получена диаграмата „номинално напрежение – номинална деформация“ ($\sigma_{nom} - \epsilon_{nom}$). Необходимата табулирана функция $\sigma_{true} - \epsilon_{ln}$ е получена чрез зависимостта [16]:

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom}(1 + \epsilon_{nom}); \epsilon_{ln} = \ln(1 + \epsilon_{nom}) \quad (1)$$

Дефинирано е нелинейно кинематично уякчаване на материала, като е прието, че поведението на материала е независимо от скоростта на деформация [16]:

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

където σ^0 е еквивалентно напрежение, дефиниращо размера на повърхнината на провлачване, чиято начална стойност е $\sigma|_0$ - еквивалентно напрежение, дефиниращо размера на повърхнината на провлачване за нулево значение на пластичната деформация (σ^0 е определено чрез едномерен тест на чист опън и е прието, че σ^0 е валидно за всички напрегнати състояния и пътища на натоварване; по този начин $\sigma|_0$ е границата на провлачване σ_Y); $\bar{\epsilon}^{pl}$ е еквивалентната пластична деформация; α_{ij} е тензора на микро-напреженията (back stress tensor); C е началния кинематичен модул; $\sigma_{ij}^a = \sigma_{ij} - \alpha_{ij}$, σ_{ij} е тензор на напреженията; γ е коефициент, който определя темпа (скоростта) на намаляване на кинематичния модул с увеличаване на еквивалентната пластична деформация $\bar{\epsilon}^{pl}$.

Материалните параметри C и γ са определени на базата на диаграмата „номинално напрежение – номинална деформация“ по методика, разработена в [30].

2.3. Взаимодействие

Нормален контакт, позволяващ отделяне, и тангенциален контакт с коефициент на триене $\mu = 0.05$ е дефиниран между работните части на инструмента и заготовката. На четирите работни тела е наложено ограничение (constraint) от типа coupling, изразяващо се в дефиниране на нова „reference point“ – RP-1, на която са наложени подходящи гранични условия.

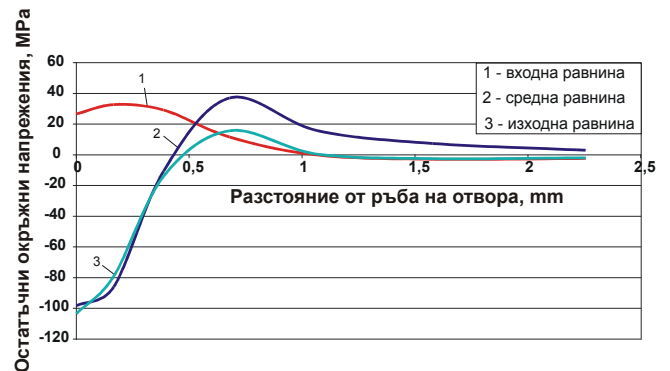
2.4. Гранични условия

На RP-1 са дефинирани нулеви премествания по оси x и z (виж фиг. 2), както и нулеви завъртания около същите оси. На същата точка (RP-1) е дефинирано преместване по оста на отвора (ос y) и завъртане около същата ос посредством табулирани функции. Псевдо-вре-

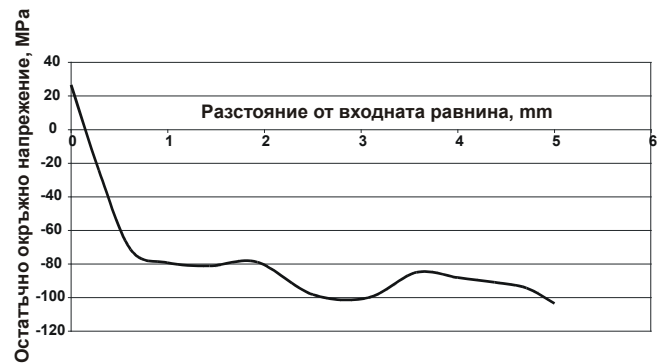
мето е 0.1. Преместването в края на псевдо-времето е равно на 12mm, а завъртането е равно на 251.3 радиана. По този начин тези стойности на преместването и завъртането осигуряват подаване от 0.3 mm/об. Заготовката е фиксирана неподвижно, като на външната цилиндрична повърхнина са дефинирани нулеви премествания в локална цилиндрична координатна система.

3. Крайно-елементни резултати за остатъчните напрежения

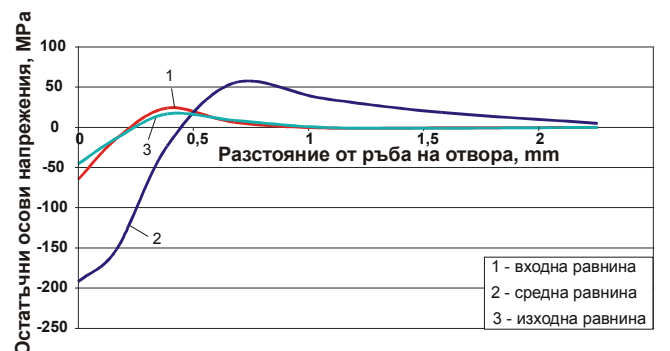
На фиг. 3 е показано разпределение на остатъчните окръжни нормални напрежения, в радиално направление от ръба на отвора в три равнини, съответно челната равнина на влизане на инструмента, средната равнина на заготовката (сечение с равнина, перпендикулярна на оста) и втората челна равнина (изходна равнина). Получените резултати са за стегнатост 0.05mm.



Фиг. 3. Разпределение на остатъчните окръжни нормални напрежения в радиално направление

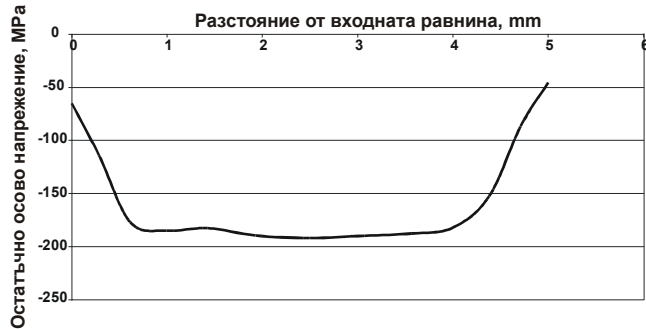


Фиг. 4. Разпределение на остатъчните окръжни нормални напрежения в точките от повърхнината на отвора в осово направление

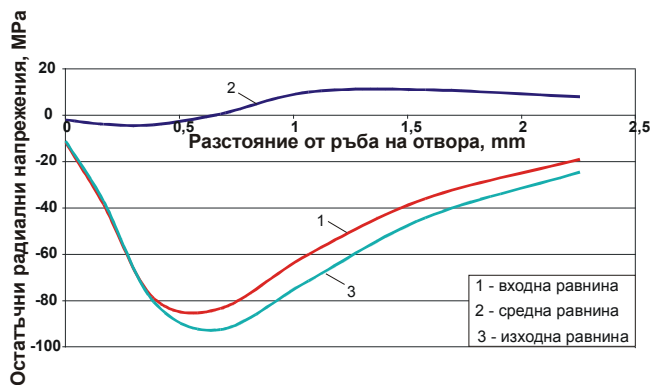


Фиг. 5. Разпределение на остатъчните осови нормални напрежения в радиално направление

Максималната дълбочина на натисковата зона е приблизително 0.45mm и е в изходната равнина. Максималното по абсолютна стойност окръжно нормално напрежение отново е в точка от същата изходна равнина в точките от периферията на отвора. По изходната равнина напреженията са опъновни с незначителни големина. Фиг. 4 показва разпределението на остатъчните окръжни нормални напрежения в точките от периферията на отвора, по образуваща с начало входната равнина. Очевидно е, че след 0.15 мм напреженията са на натиск.



Фиг. 6. Разпределение на остатъчните осови нормални напрежения в точките от повърхнината на отвора в осово направление



Фиг. 7. Разпределение на остатъчните радиални нормални напрежения в радиално направление

На фигури 5 и 6 е показано разпределението на остатъчните осови нормални напрежения, съответно в радиално направление и в осово направление (за точките от повърхността на отвора). По входната и по изходната равнини разпределението е практически еднакво, като около отвора напреженията са натискови. В средната равнина натисковите напрежения са най-големи по абсолютна стойност, а натисковата зона е с максимална дълбочина – около 0.45mm. Остатъчните напрежения в точките от повърхнината на отвора (по една образуваща) са разпределени практически симетрично спрямо средната равнина.

Фиг. 7 показва разпределението на остатъчните радиални напрежения в радиално направление. Около отвора тези напрежения са на натиск. Те са максимални по абсолютна стойност по входната и изходната равнини, като разпределението по тези равнини е практически еднакво, а дълбочината на натисковата зона е колкото дебелината на стената. Следва да се отбележи, че в точките от повърхнината на отвора тези напрежения са равни на нула, тъй като тази повърхнина е освободена

от въздействие. На фиг. 6 в тези точки напреженията имат минимални (по абсолютна стойност) ненулеви стойности, поради спецификата на метода на крайните елементи при изчисляване на напреженията във възловите точки – извършва се интегриране в една или повече точки от обема на даден краен елемент и след това се изчисляват възловите напрежения.

4. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Може да се направи изводът, че ППД на малки отвори в алуминиева сплав 2024-T3 с инструмент с К-профил въвежда полезни остатъчни напрежения на натиск около отвора. Разпределението на остатъчните напрежения около обработения отвор е аналогично на това, получено чрез дорноване [8].

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Сучков А. Г., Костадинов В. С., Кършаков М. К., Григоров В. И., Кънев И. Т. Довършващо обработване чрез повърхностно пластично деформиране. „Техника”, София, 1984.
- [2] Maximov J.T., Anchev A.P., Duncheva G.V., Ganev 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.
- [3] Maximov J.T., Anchev A.P., Dunchev V.P., Ganev N., Duncheva G.V. and Selimov K.F. Effect of slide burnishing basic parameters on fatigue performance of 2024-T3 high-strength aluminum alloy. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, (2017) DOI:10.1111/ffe.12608
- [4] Korzynski M Slide diamond burnishing, in: Korzynski M (Ed) *Nonconventional Finishing Technologies*. Polish Scientific Publishers, Warsaw, 2013, pp 9-33.
- [5] Проскуряков ЮГ. Дорнование отверстий, Свердловск, 1961
- [6] Maximov JT Spherical Mandrelling Method Implementation on Conventional Machine Tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42(12) (2002) 1315-1325
- [7] Maximov J. T., (2004). Finite element analysis of the spherical mandrelling process of cylindrical holes. *Finite Elements in Analysis and Design*. 40 (9-10), 1217-1232
- [8] Maximov JT, Duncheva GV (2008). A new 3D finite element model of the spherical Mandrelling process. *Finite Elements in Analysis and Design* 44 (6-7) 372-382
- [9] Ecoroll Catalogue “Tools and Solutions for Metal Surface Improvement”. Ecoroll Corporation Tool Technology, USA, 2006
- [10] Christ, R. J., Nardiello, J. A., Papazian, J. M. and Madsen, J. S. (2010) Device and method for sequentially cold working and reaming a hole. USA Patent 7770276 [patented Aug. 10, 2010]
- [11] Събчев П. М. Металорежещи инструменти. „Техника”, София, 1982
- [12] Korzynski, M. A model of smoothing slide ball-burnishing and an analysis of the parameter interaction. *J. Mater. Process. Technol.* 209 (1) (2009) 625-633
- [13] Дунчева Г.В., Петков Д.И., Максимов Й.Т., Метод и инструмент за повишаване на уморната дълготрайност на конструкционни елементи от алуминиева сплав 2024-T3. *Машиностроене и машинознание* 26 (2016) 74-77
- [14] Fattouh, M., El-Khabeery M.M.. Residual stress distribution in burnishing solution treated and aged 7075 aluminium alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 29(1) (1989) 153-160
- [15] Webster G.A., Ezeilo A.N. Residual stress distribution and their influence of fatigue lifetimes. *International Journal of Fatigue* 23 (2001) S375-S383

- [16] Maximov, J.T., Duncheva, G.V., Ganev N., Amudjev I.M. Modeling of residual stress distribution around fastener holes in thin plates after symmetric cold expansion. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 36(2) (2014) 355-369
- [17] Maximov JT, Duncheva GV, Ganev N, Bakalova TN. The benefit from adequate finite element simulation of the cold hole expansion process. *Engineering Failure Analysis* 16(1) (2009) 503-511
- [18] Maximov, J.T., Duncheva, G.V., Ganev N. Enhancement of fatigue life of net section in fitted bolt connections. *Journal of Constructional Steel Research* 74 (2012) 37-48
- [19] Sachs G. Der Nachweis Inneres Spannungen in Stangen und Rohren. *Zeitschrift für Metalkunde* 19 (1927) 352
- [20] Давиденков Н.Н.. Измерване на остатъчни напрежения в тръби. *Техническа физика* 1(1) (1931) 257-273
- [21] Sadat A.B. Surface integrity when machining metal matrix composites, in: Davim, J.P. (Ed), *Machining of Metal Matrix Composites*. Springer-Verlag, London, 2012, pp. 51-61.
- [22] Sadat A.B., Bailey J.A. Residual stress distribution in machining and annealed bearing bronze. *International Journal of Mechanical Sciences* 27(11-12) (1985) 717-724.
- [23] El-Khabeery M.M., Fattouh M. Residual stress distribution caused by milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 29(3) (1989) 391-401
- [24] El-Axir M. H. An investigation into roller burnishing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 40(11) (2000) 1603-1617
- [25] El-Axir M. H. A method of modeling residual stress distribution in turning for different materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (9) (2002) 1055-1063
- [26] Belgasim O., El-Axir M.H. Modeling of Residual Stresses Induced in Machining Aluminum Magnesium Alloy (Al-3Mg). In: *Proceedings of the World Congress on Engineering 2010, Vol II WCE 2010, June 30 - July 2, 2010, London, U.K.*
- [27] Maximov J. T., Anchev A. P. Modelling of residual stress field in spherical mandrellig. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (12) (2003) 1241-1251
- [28] Биргер И. А. Остатъчни напрежения. Москва: Машгиз, 1963
- [29] Витман Ф. Ф. Върху изчисляването на остатъчни напрежения в дебелистенни тръби. *Техническа физика* 5(9) (1935) 239-247
- [30] Maximov J. T., Duncheva G. V., Anchev A. P., Ichkova M. D. Modelling of strain hardening behaviour of 2024T3 aluminium alloy at room and high temperatures. *Computational Materials Science* 83 (2014) 381-393