

Instytut Badań i Ekspertyz Naukowych w Gorzowie Wlkp., Polska
Институт научных исследований и экспертиз Гожув Влпк, Польша
Institute for Scientific Research and Expertises Gorzów Wlkp., Poland

Sekcja Inżynierii Warstwy Wierzchniej KBM PAN Oddział w Poznaniu
Секция Инженерное дела Поверхностного Слоя КМО ПАН Познань, Польша
Section of Engineering of Surface Layer MEC PAS, Poznan Branch, Poland

Uniwersytet Techniczny w Košicach, Wydział Inżynierii Produkcji w Prešov, Słowacja
Политехнический Институт в Кошыцах, Отдел Инженерного дела Производства в Прэшов, Словакия
Technical University in Košice, Department of Engineering of Production in Prešov, Slovakia

Państwowy Moskiewski Uniwersytet Technologiczny STANKIN w Moskwie, Rosja
Московский государственный технологический университет СТАНКИН в Москве, Россия
Moscow Technological University STANKIN, Russia

Politechnika Poznańska, Polska
Познаньский Политехнический институт, Польша
Poznań University of Technology, Poland

MODELOWANIE WARSTWY WIERZCHNIEJ

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЕРХНЕГО СЛОЯ

MODELING OUTER LAYER

Monografia – *Монография* – Monograph

Redakcja – *Редакция* – Editors

Tadeusz ZABOROWSKI

Gorzów Wlkp., 2014 r.

RECENZENCI - РЕЦЕНЗЕНЦИИ – REVIEWERS

Stanisław **JANIK**, Jozef **JURKO**, Leonid **KOTLYAR**, Anton **PANDA**, Wladimir **SIERIEBRIAKOW**, Tadeusz **ZABOROWSKI**

PATRONAT

Prof. dr hab. inż. Tadeusz **BURAKOWSKI**

Przewodniczący

*Międzysekcyjnego Zespołu Inżynierii Powierzchni Komitetu Budowy Maszyn
Polska Akademia Nauk w Warszawie*

© *Institut Badań i Ekspertyz Naukowych w Gorzowie Wlkp.
Politechnika Poznańska, Sekcja Inżynierii Warstwy Wierzchniej Komisji Budowy
Maszyn PAN w Poznaniu*

ISBN 978-83-64249-11-2

Wydawca: IBEN Gorzów Wlkp. 2014 r. Nakład: 250 egz., format Royal, objętość: 21,7 ark. Druk, oprawa, prace przygotowawcze: Cyfrowa Drukarnia Dzielowa TOLDRUK Tolkmicko, 2014 r.

SPIS TREŚCI - СОДЕРЖАНИЕ – LIST OF CONTENT

WSTĘP - ВВЕДЕНИЕ – INTRODUCTION	5
KUKIELKA Krzysztof, KUKIELKA Leon	
1. A MODERN METHODOLOGY TO MODELLING AND ANALYSIS OF TECHNOLOGICAL METALS TREATMENT PROCESSES	6
JENEK Mariusz	
2. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТОЧЕНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ПЛАСТИНАМИ С ПОКРЫТИЕМ НА БАЗЕ СЛОЖНЫХ НИТРИДОВ МЕТАЛЛОВ	27
KALDUNSKI Pawel, CHODOR Jaroslaw	
3. NUMERICAL ANALYSIS OF THE DEEP DRAWING PROCESS BY FINITE ELEMENT METHOD FOR ANISOTROPIC MODEL OF OBJECT	40
KUKIELKA Krzysztof, BOHDAL Łukasz, KUŁAKOWSKA Agnieszka, PATYK Radosław	
4. USING 3D NUMERICAL ANALYSIS TO DETERMINE INFLUENCE OF THE TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF THE ROLLING PROCESS ON THE THREAD QUALITY	52
GRUSZKA Józef	
5. STUDIUM ROZWOJU TECHNOLOGII PRODUKCJI TULEI CYLINDROWYCH	66
ŻYŁKA Łukasz, ZABOROWSKI Tadeusz, PODWYSZYŃSKI Andrzej	
6. KSZTAŁTOWANIE STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ W PROCESIE SZLIFOWANIA KÓŁ ZĘBATYCH	91
ŻYŁKA Łukasz, BABIARZ Robert, PŁODZIEŃ Marcin	
7. KSZTAŁTOWANIE CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI W SZLIFOWANIU STOPU INCONEL Z POSUWEM PEŁZAJĄCYM	105
DĄBROWSKI Lucjan, ONISZCZUK Dorota, ŚWIERCZ Rafał,	
8. BADANIA STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ PO WYCINANIU ELEKTROEROZYJNYM – WEDM	117
DĄBROWSKI Lucjan, ŚWIERCZ Rafał, ONISZCZUK Dorota	
9. ANALIZA STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ PO OBRÓBCE ELEKTROEROZYJNEJ DRAŻENIEM WGLĘBNYM - EDM	130
PEROŃCZYK Jan	
10. WYBRANE ZAGADNIENIA ZWIĄZANE Z KONSTYTUOWANIEM WARSTWY WIERZCHNIEJ (WW) PRZEZ OBRÓBKĘ ELEKTROEROZYJNĄ (EDM) KOMPOZYTU PCD O SPOIWIE KOBALTOWYM	143
DZIERWA Andrzej	
11. WPŁYW PROCESU KUŁOWANIA NA WŁAŚCIWOŚCI ZMĘCZENIOWE ELEMENTÓW ZE STOPU MAGNEZU AZ91	187

- BOHDAL** Łukasz, **KUKIEŁKA** Krzysztof, **KUŁAKOWSKA** Agnieszka, **PATYK** Radosław
12. FINITE ELEMENT SIMULATION OF SHEET METAL GUILLOTINING: STUDY OF GUILLOTINING PARAMETERS ON SHEARED EDGE QUALITY **198**
- DĄBROWSKI** Lucjan, **MARCINIAK** Mieczysław
13. MODEL KOMPOZYTOWEJ WARSTWY WIERZCHNIEJ METALU ZASTOSOWANY DO OCENY SKUTKÓW NAGNIATANIA **210**
- CHODOR** Jarosław, **KALDUNSKI** Paweł
14. EXPERIMENTAL RESEARCHES OF INFLUENCE OF SLIDING BURNISHING TECHNOLOGICAL CONDITIONS FOR SURFACE ROUGHNESS OF 41CR4 STEEL PRODUCT **226**
- KUŁAKOWSKA** Agnieszka, **PATYK** Radosław, **BOHDAL** Łukasz, **KUKIEŁKA** Krzysztof
15. SURFACE LAYER AFTER BURNISHING ROLLING OF THE ROUGH SURFACE **242**
- PODOLAK-LEJTAS** Anna, **NOWICKI** Bogdan
16. ZASTOSOWANIE OBRÓBKI POWIERZCHNIOWEJ ZGNIOTEM DO MODYFIKACJI STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ ELEMENTÓW OBROBIONYCH ELEKTROEROZYJNIE **254**
- PATYK** Radosław, **KUŁAKOWSKA** Agnieszka, **BOHDAL** Łukasz, **KUKIEŁKA** Krzysztof
17. THE NUMERICAL ANALYSIS OF SENSIBILITY OF EMBOSsing PROCESS OF REGULAR ASPERITIES OF SURFACE ON THE MATERIAL PARAMETERS OF WORK-PIECES IN ASPECT OF SURFACE LAYER QUALITY **269**
- ŻYŁKA** Łukasz, **ZABOROWSKI** Tadeusz, **OCHENDUSZKO** Ryszard
18. MONITOROWANIE PRZYPALEŃ SZLIFIERSKICH ZĘBÓW KÓŁ WALCOWYCH POPRZEZ SYGNAŁ EMISJI AKUSTYCZNEJ **282**
- VALISHIN** Alexander
19. POWIĘKSZENIE TRWAŁOŚCI TULEJI CYLINDROWYCH OKRĘTOWYCH SILNIKÓW SPALINOWYCH METODĄ TŁUMIENIA ICH DRGAŃ **292**

WSTĘP

MODELOWANIE

WARSTWY WIERZCHNIEJ

to monografia w której zawarte są prace naukowe prezentujące wyniki badań z takich procesów jak modelowanie procesów technologicznych, formowanie warstwy wierzchniej poprzez toczenie i pokrycia, wykorzystanie MES, kształtowanie: gwintów, technologii tulei cylindrowych, stanu warstwy wierzchniej po szlifowaniu kół zębatych, wycinaniu elektroerozyjnym, drążeniu wgłębnym, określeniu właściwości zmęczeniowych po kulowaniu, modelowanie cięcia blach poprzez MES, nagniatanie powierzchni, zgniot warstwy wierzchniej i jej modelowanie elektroerozyjne, przypalenia szlifierskie czy też wzrost trwałości tulei poprzez tłumienie drgań.

Świadome kształtowanie stanu warstwy wierzchniej stwarza możliwości wzrostu trwałości i okresu użytkowania takich powierzchni. W pracy zawarte są wyniki badań prac doktorskich, habilitacyjnych i prac profesorskich.

Pozwala to na wzajemne poznanie i wymianę doświadczeń pomiędzy ośrodkami naukowymi krajowymi i zagranicznymi.

ВВЕДЕНИЕ

МОДЕЛИРОВАНИЕ

ПОВЕРХНОСТНОГО

СЛОЯ монографии, которая содержит исследовательские статьи, представляющие результаты от таких процессов, как моделирование

технологических процессов, формирование поверхностного слоя, поворачивая и охват, использование образования МКЭ: резьбы, технология гильза цилиндра, состояние поверхностного слоя после измельчения передач, резка elektroerozyjnym, вникая шаг, определить свойства усталость после дробеструйной обработки, моделирования листового металла по МКЭ, приработки поверхности, упрочнения поверхностного слоя и его моделирования Electro, обжигая шлифовки или увеличения

долговечности втулки затуханием. Сознательное формирование состояния поверхностных слоев создает возможности для роста и устойчивости срока полезного использования таких поверхностей. Работа включала в себя результаты исследований докторских диссертаций, диссертации и профессорско работы.

Это позволяет взаимного обучения и обмена опытом между научно-исследовательскими центрами в Польше и за рубежом.

INTRODUCTION

MODELING OF SURFACE

LAYER a monograph which

contains research papers presenting results from processes such as modeling of technological processes, the formation of the surface layer by turning and coverage, the use of FEM formation: threading, cylinder liner technology, the state of the surface layer after grinding gears, cutting elektro-erosive, delving plunge, determine the fatigue properties after shot peening, modeling of sheet metal by FEM, burnishing the surface, work hardening of the surface layer and its modeling Electro, scorching grinding or increase the durability of the sleeve by damping. Conscious shaping of the state of surface layers creates opportunities for growth and sustainability of the useful life of such surfaces. The work included the results of research doctoral theses, dissertations and professorial work. This allows for mutual learning and exchange of experience between research centers in Poland and abroad.

A MODERN METHODOLOGY TO MODELLING AND ANALYSIS OF TECHNOLOGICAL METALS TREATMENT PROCESSES

KUKIEŁKA Krzysztof¹, KUKIEŁKA Leon¹

Keywords: technological processes, modeling, variational formulation, FEM simulation, dynamical explicit method (DEM), dynamical implicit method (DIM).

The paper presents the novel trends in mathematical modelling and numerical analysis of non-linear deformations and heat transfer in the technological operations. The processes are considered as a geometrical, physical and thermal non-linear initial and boundary value problem. The variational equations of motion and heat transfer in three dimensions for this case has been proposed. Then, the finite elements methods (FEM) and dynamic explicit method (DEM) or and dynamic implicit method (DIM) were used to obtain the solution. The procedure has been implemented in the finite element computer program ANSYS. The algorithms for different technological processes were adopted and authorial applications in the ANSYS program for numerical analysis were elaborated. Two examples for cold and thermal processes were showed.

1. INTRODUCTION

The dynamic development of technology means that the greater are the requirements that are put before modern machines and equipment, even greater are the requirements in respect of durability and reliability of associated units which, in certain operational conditions, constitute tribological systems.

The world-wide tendency to minimize the dimensions of parts, their loads being increased simultaneously, has led to a search for, and the use of, new constructional materials; to the optimization of the shapes of parts; to the development of optimum conditions in their use; and to an increase in the quality of the parts produced.

Results of the latest research in impairment physics and tribology indicate that the life and the reliability of machine elements are affected greatly by the technological manufacturing and regeneration processes employed, by the methods used and varieties of surface treatment applied and, also, by the sequence and conditions of their application. It appears that it is the surface layer, small in volume relative to the core, that determines major functional properties such as: friction, grindability, corrosivity, fatigue life, load capacity.

Improper physical and stereometrical properties of the surface layer cause the failure damage in approximately 85% of modern machine units; they also influence the decrease in life and the increase of energy consumption to overcome frictional resistance. Nowadays, about 50% of the energy supplied is lost in the friction of elements in relative motion.

Thus, one of the most important technological problems in the manufacturing and in the recovery of elements is the formation of the surface layer, characterized by assigned physical and stereometrical properties and precision in dimension and form, that effects the target life and the reliability of the machined elements. Special attention should be paid to those machine elements which are costly to manufacture, or which have a bearing on machine reliability and environmental pollution, etc.

One of the post-machining methods employed to form the outer layer, characterized by advantageous exploitative properties, is burnishing rolling [9]. The increase of life and

¹ Faculty of Mechanical Engineering, Koszalin University of Technology

reliability of a product are achieved, mainly, by means of the consolidation and hardening of the outer layer, by generating a resultant small-gradient compressive stress and by the decrease of roughness where the volume of the surface load is to be increased. Burnishing rolling is, usually, a cold process with no pre-heating of the elements and with rigid (Fig. 1(a)) or elastic (Fig. 1(b)) pressure of the burnished element onto object.

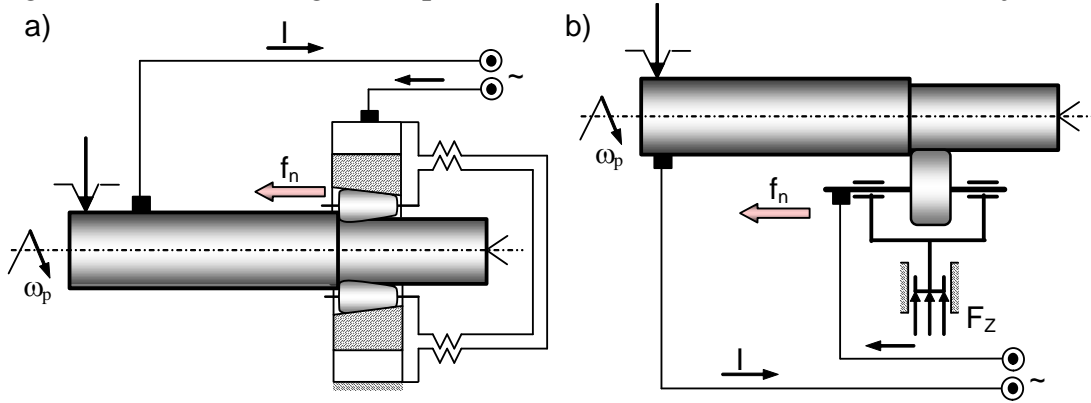


Fig. 1. (a) Rigid and (b) elastic burnishing rolling

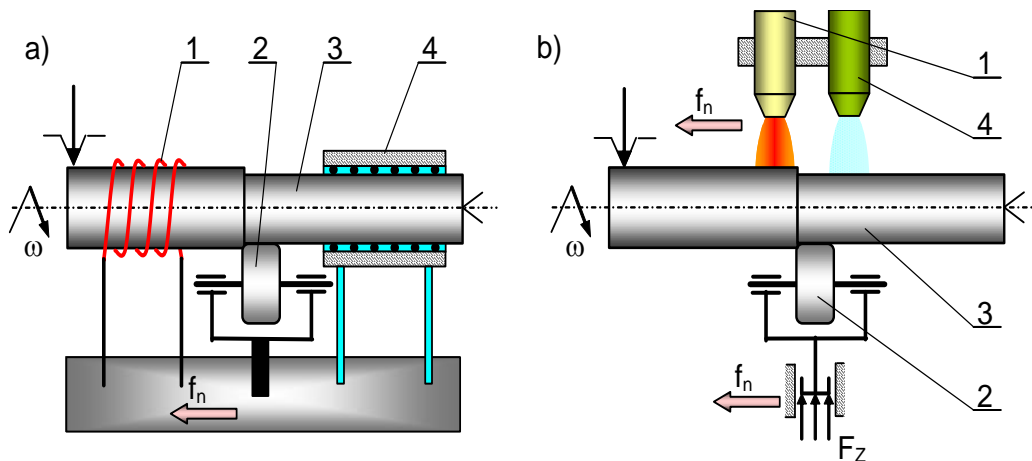


Fig. 2. Varieties of burnishing rolling: (a) semi-hot process – inductive, (b) semi-hot process – flame heating; (1) – coil, (2) burnishing element, (3) object, (4) cutting-greasing fluid

Additional advantages, such as further increase of hardness and the securing of compressive-stress values, are achieved when burnishing rolling is realized as semi-hot process (for low-carbon steel the temperature range is 773-1023 K). The heating process of a pearlitic-ferritic object up to the temperature of austenitization and then the prompt cooling (having had the burnishing element already applied) will provide for obtaining a martensitic structure [9]. The heating of parts can be realized before or whilst burnishing, by means of oxyacetylene flame (Fig. 2a), inductively (Fig. 2b) or by means of electric current (Fig. 3) passing the areas of contact between the burnishing element and the object [9].

Knowledge of the physical phenomena occurring in the material, in areas where the tool is in contact with the object while the technological processes are carried out, is a basic necessity. It also enables the control of the properties of the surface layer of the product and the achieving of the greatest shape-dimensional accuracy.

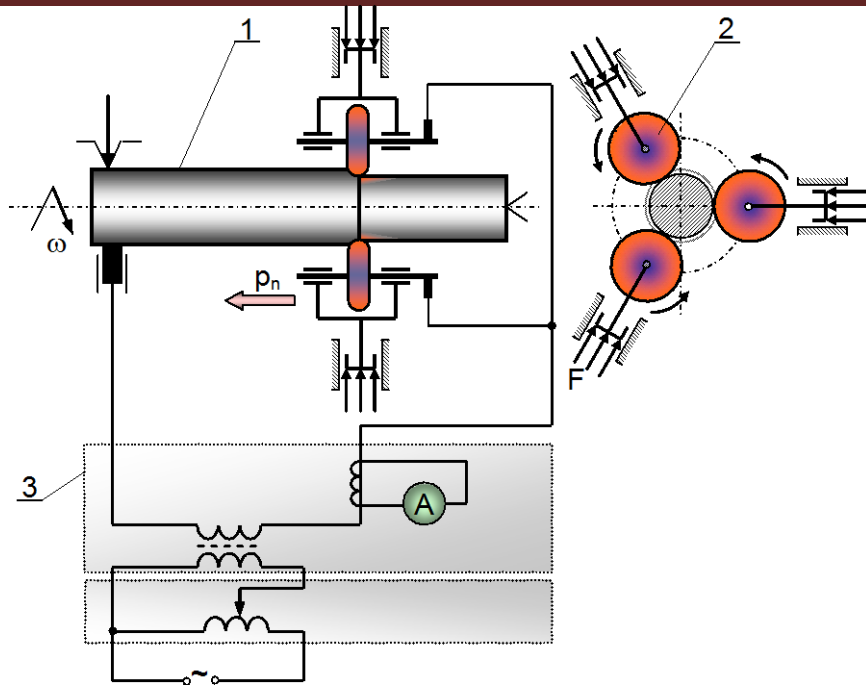


Fig. 3. Burnishing rolling with electric current:
 (1) object, (2) burnishing element, (3) – transformer

Thus, one of the most important problems in the technological processes of metal treatment is the calculation of displacement, strain and stress in the surface layer. The objective in this paper is to present the modern method to modelling, and analysis, and testing of a solution procedure for the finite geometrical and physical non-linear analysis of thermo-elastic (in the domain reversible) and thermo-visco-plastic (in the domain non reversible) behaviour with temperature-dependent material properties. The incremental mathematical model of technological processes, in the updated Lagrange formulation, contain the constitutive equations (model of dynamical yield stress, thermo-elastic/thermo-visco-plastic stress and strains models), the model of contact between tool-workpiece, dynamic equation of motion and deformation, equation of heat transfer and initial and boundary conditions. First, variational method developed equation of motion and deformation for a typical step time. Then, equation with Finite Element Method (FEM) was discretized, given the equations of motion and deformation and heat transfer of a discrete object. Then, the explicit (DEM) or implicit (DIM) schemes to step-by-step numerical solution are adopted.

Figure 4 show new methodology proposed to modelling and analysis of the technological metals treatment processes. In the technological processes thermal and mechanical phenomena are always coupled. The article shows how the uncoupling of these phenomena. Therefore, it is possible to separate consideration of thermal phenomena taking into account the influence of mechanical and mechanical phenomena taking into account the influence of heat.

The algorithms for different technological processes were adopted and authorial (original) applications in the ANSYS program for numerical analysis were elaborated in [4-7], where discrete equations was applied together with initial and boundary conditions.

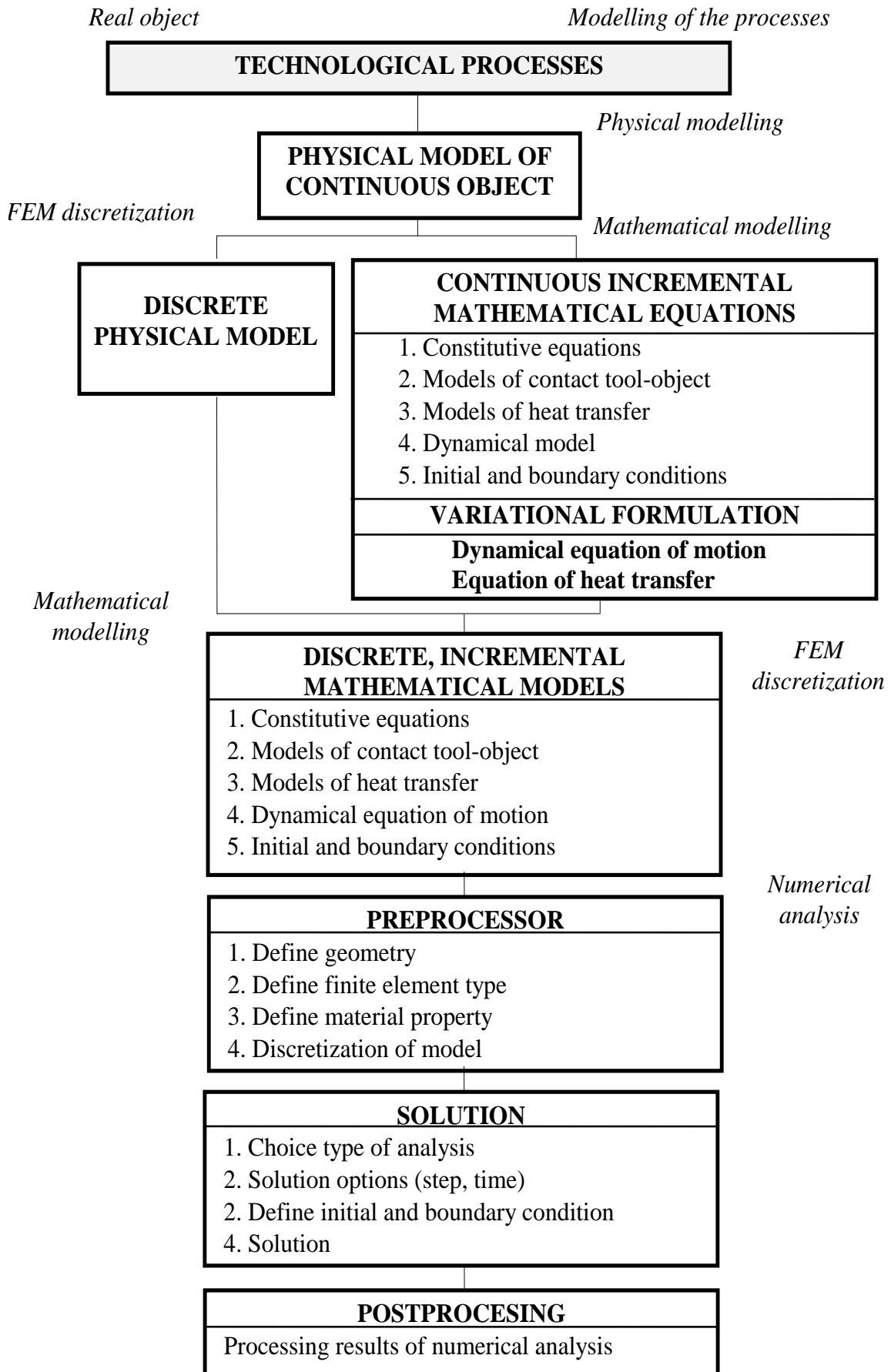


Fig. 4. Scheme of modern modelling and analysis of the technological processes

2. MATERIAL MODEL OF ISOTROPIC BODY

2.1. Constitutive thermo-elastic and thermo-visco-plastic material model

In this section is present a material model which includes the combined effects of thermo-elasticity, thermo-visco-plasticity. The model takes into account the history of the material and a possibility of phase change in it to occur.

A basic assumption in the formulation of the model is that the usual small increment strain tensor can be expressed as the sum of thermo-elastic, visco-plastic, phases and thermal strain increments [9]:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij}^{(TE)} + \Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)} + \Delta \varepsilon_{ij}^{(TH)} + \Delta \varepsilon_{ij}^{(F)} \quad (1)$$

where $\Delta \varepsilon_{ij}$, $\Delta \varepsilon_{ij}^{(TE)}$, $\Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)}$, $\Delta \varepsilon_{ij}^{(TH)}$, $\Delta \varepsilon_{ij}^{(F)}$ are the increment components of total, thermo-elastic, visco-plastic, thermal and phases strain tensor, respectively.

The constitutive laws for an isotropic, thermo-elastic material with temperature-dependent module is:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(TE)} (\Delta \varepsilon_{kl} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(TH)} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(F)}) + \Delta C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \varepsilon_{kl}^{(E)} \quad (2)$$

where $\Delta \sigma_{ij}$ is the increment component of second Piola-Kirchhoff stress tensor, $\Delta \varepsilon_{ij}$ is the increment component of Green-Lagrange strain tensor, $C_{ijkl}^{(TE)}(T) = \lambda(T) \cdot \delta_{ij} \cdot \delta_{kl} + \mu(T) \cdot (\delta_{ik} \cdot \delta_{jl} + \delta_{il} \cdot \delta_{jk})$ is the component of temperature-

dependent thermo-elastic constitutive tensor and $\Delta C_{ijkl}^{(TE)}(\Delta T) = \frac{\partial C_{ijkl}^{(TE)}(T)}{\partial T} \Delta T$ is his

increment, $\lambda(T) = \frac{E(T) \cdot \nu(T)}{[1 + \nu(T)] \cdot [1 - 2\nu(T)]}$, $\mu(T) = \frac{E(T)}{2[1 + \nu(T)]}$, $E(T)$ and $\nu(T)$ are temperature-dependent Lamé's constants, Young's modulus and Poisson's ratio, respectively, δ_{ij} is the Kronecker delta, $\varepsilon_{kl}^{(E)}$ is accumulated component of elastic strain tensor at time t .

The visco-plastic incremental strain is calculated using the classical theory of time-independent visco-plasticity. The general form of the yield or loading function for non-isothermal conditions is assumed to be:

$$F = F(\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma}, \varepsilon_{eq}^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}, T) = \frac{1}{2} \tilde{\mathbf{D}}_{\sigma} \otimes \tilde{\mathbf{D}}_{\sigma} - \frac{1}{3} \sigma_Y^2(\varepsilon_{eq}^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}, T) \quad (3)$$

where $F(\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma}, \varepsilon_{eq}^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}, T)$ is accumulated material yield stress, depend on the history of: visco-plastic deformation, visco-plastic deformation velocity and temperature T , $\varepsilon_{eq}^{(VP)}$ and $\dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}$ are accumulated effective visco-plastic strain and strain rate, respectively, $\tilde{\mathbf{D}}_{\sigma} = \tilde{\mathbf{T}}_{\sigma} - \tilde{\mathbf{A}}_{\sigma}$ is the reduced stress deviator. For elastic behavior, $F < 0$, and for visco-plastic behavior, $F = 0$, and „ \otimes ” denotes multiplication of tensors.

As a consequence of Drucker's postulate for stable inelastic materials under isothermal conditions, the yield function F defines a convex yield surface in nine-dimensional stress space. In developing a no isothermal visco-plasticity model, it is assumed that F defines a convex yield surface in a twelve-dimensional stress-strain-strain rate-temperature space and that the isothermal normality condition remains valid. Thus, the visco-plastic incremental strain is defined by:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta \lambda \cdot \frac{\partial^t F}{\partial \tilde{S}_{ij}} \quad (4)$$

where $\Delta \lambda$ is the positive scalar variable - Lagrange's coefficient, $\tilde{S}_{ij} = S_{ij} - \alpha_{ij}$ is the component of the reduced stress deviator $\tilde{\mathbf{D}}_\sigma$.

The calculation of $\Delta \lambda$ requires that a hardening rule be selected. A hardening rule describes the change in the yield surface with continuing plastic deformation. For mixed hardening is defined by:

$$\Delta \lambda = \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot (\Delta \varepsilon_{kl} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(TH)} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(F)}) + \tilde{S}_{ij} \cdot \Delta C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \varepsilon_{kl}^{(E)} - \frac{2}{3} \sigma_Y \cdot (\dot{E}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)} + T_T \cdot \Delta T)}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \sigma_Y^2 \cdot (\tilde{C} + \frac{2}{3} E_T)} \quad (5)$$

where $E_T(T)$ is the hardening modulus at T , $\dot{E}_T = \partial \sigma_Y / \partial \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}$, $T_T = \partial \sigma_Y / \partial T$, and $\tilde{C}(T)$ is the kinematic hardening parameter at temperature T .

In order to further evaluate the above expression for $\Delta \lambda$, it is necessary to obtain partial derivatives $\partial \sigma_Y / \partial \varepsilon_{eq}^{(VP)}$, $\partial \sigma_Y / \partial \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}$ and $\partial \sigma_Y / \partial T$. It is assumed that a relationship between σ_Y , $\varepsilon_{eq}^{(VP)}$, $\dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}$ and T can be derived from the data obtained in a series of tensile tests at different temperature and strain rate using virgin material specimens.

Substituting equation (5) into equation (4) and using $\partial F / \partial \tilde{S}_{ij} = \tilde{S}_{ij}$ we obtain:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)} = \tilde{S}^{**} \cdot \Delta \varepsilon_{ij} + \Delta \varepsilon_{ij}^{**} \quad (6)$$

where:

$$\tilde{S}^{**} = \tilde{S}_{ij}^* \cdot C_{ijmn}^{(TE)} \cdot \tilde{S}_{mn} \quad (7)$$

is positive scalar variable,

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{**} = \tilde{S}_{ij}^* [-C_{ijmn}^{(TE)} \cdot \tilde{S}_{mn} (\alpha_m \cdot \Delta T + \Delta \xi) \delta_{ij} + \tilde{S}_{mn} \cdot \Delta C_{mnkl}^{(TE)} \cdot \varepsilon_{kl}^{(E)} - A] \quad (8)$$

is component of a increment strain tensor,

$$\tilde{S}_{ij}^* = \frac{\tilde{S}_{ij}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \sigma_Y^2 \cdot (\tilde{C} + \frac{2}{3} E_T)} \quad (9)$$

is a component of stress tensor,

$$A = \frac{2}{3} \sigma_Y \left(\frac{\partial \sigma_Y}{\partial \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)} + \frac{\partial \sigma_Y}{\partial T} \cdot \Delta T \right) \quad (10)$$

is positive scalar variable.

Substituting Eqs. (6)-(10) into Eq. (2) we obtain the constitutive equation of mixed hardening isotropic material which includes the combined effects of thermo-elasticity, thermo-visco-plasticity and with a possibility of phase change in it to occur:

$$\begin{aligned}\Delta\sigma_{ij} &= C_{ijkl}^{(TE)}(1 - \tilde{S}^{**})\Delta\varepsilon_{kl} - C_{ijkl}^{(TE)}(\Delta\varepsilon_{kl}^{**} + \Delta\xi \cdot \delta_{kl} + \alpha_m \cdot \Delta T \cdot \delta_{kl}) + \Delta C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \varepsilon_{kl}^{(E)} = \\ &= C_{ijkl}^{(TE)*} \cdot \Delta\varepsilon_{kl} + \Delta\sigma_{ij}^{**}\end{aligned}\quad (11)$$

where:

$$C_{ijkl}^{(TE)*} = C_{ijkl}^{(TE)}(1 - \tilde{S}^{**}) \quad (12)$$

$$\Delta\sigma_{ij}^{**} = -C_{ijkl}^{(TE)}(\Delta\varepsilon_{kl}^{**} + \Delta\xi \cdot \delta_{kl} + \alpha_m \cdot \Delta T \cdot \delta_{kl}) + \Delta C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \varepsilon_{kl}^{(E)} \quad (13)$$

α_m is the mean coefficient of thermal expansion.

The constitutive model (11) is use for practical thermo-dynamical analysis. In the next section this model is used for variational formulation of nonlinear equation of motion of the technological operations.

2.2. Constitutive incremental equation of yield stress of metals

The yield stress σ_y is one of the most important parameters characterized the plastic resistance of the deformed materials. It is essential to know σ_y to calculate the burnishing forces, the field of displacement, field of visco-plastic strain and residual stress, field of temperature, etc.

Objective in this section is to present the macroscopic incremental mathematical model of yield stress of metals for typical step time. We use the step-by-step incremental procedure, with updated Lagrangian formulations [3]. The basic approach in an incremental step-by-step the yield stress σ_y is to assume that the solution for the discrete time t is known and that the incremental of the yield stress $\Delta\sigma_y$ for the discrete time $\tau = t + \Delta t$ is required. Therefore the yield stress at time τ in configuration t is ${}^\tau\sigma_y = {}^t\sigma_y + \Delta\sigma_y$, and could then proceed to the next time increment calculations $t+2\Delta t$.

The incremental model of yield stress for typical step time $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$ is defined as:

$$\begin{aligned}\Delta\sigma_y &= F_1(y)|_{T=c} \cdot \Delta y + F_2(T)|_{y=c} \cdot \Delta T + \frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial T} \cdot \Delta T + \frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)} + \\ &+ \frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \sigma_{st}} \cdot F_4(\varepsilon_{eq}^{(VP)})|_{t=c} \cdot \Delta \varepsilon_{eq}^{(VP)} + \frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \sigma_{st}} \cdot F_5(t)|_{\varepsilon_{eq}^{(VP)}=c} \Delta t, \quad c = \text{const}\end{aligned}\quad (15)$$

where:

- σ_{st} is the stress state,
- $F_3[\bullet] = \sigma_0(y, T) \cdot F_2[\dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}, T, \sigma_{st}(\varepsilon_{eq}^{(VP)}, t)] = \sigma_0^{(1)}(y) \cdot \sigma_0^{(2)}(T) \cdot \sigma_y(T) \cdot [P(\dot{\varepsilon}_{eq}, T) \cdot \sigma_{st} + \sigma_v(\dot{\varepsilon}_{eq}, T)]$ is the function on account of different mechanisms in the low and high temperature,
- $F_1(y)|_{T=c} \cdot \Delta y = \frac{\partial \sigma_0(y, T)}{\partial \sigma_0^{(1)}(y)} \cdot \frac{\partial \sigma_0^{(1)}(y)}{\partial y} \cdot \sigma_0^{(2)}(T) \cdot \Delta y$ is the component of change the initial yield stress σ_0 with a change of chemical composition and structure and is determined by relations $\sigma_0(y, T)$, $\sigma_0^{(2)}(T)$, $\sigma_0^{(1)}(y)$,

- $F_2(T)|_{y=c} \cdot \Delta T = \frac{\partial \sigma_0(y, T)}{\partial \sigma_0^{(2)}(T)} \cdot \frac{\partial \sigma_0^{(2)}(T)}{\partial T} \cdot \sigma_0^{(1)}(y) \cdot \Delta T$ is the component of change the initial yield stress σ_0 with a change of temperature;
- $\frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial T} \cdot \Delta T$ is the component of change the temporary yield stress with change of the temperature and is determined by relation $\sigma_Y - T$,
- $\frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \sigma_{st}} \cdot F_4(\varepsilon_{eq}^{(VP)})|_{t=c} \cdot \Delta \varepsilon_{eq}^{(VP)} = \frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \sigma_{st}} \cdot \frac{\partial \sigma_{st}(\varepsilon_{eq}^{(VP)}, t)}{\partial \sigma_{st}^{(1)}(\varepsilon_{eq}^{(VP)})} \cdot \frac{\partial \sigma_{st}^{(1)}(\varepsilon_{eq}^{(VP)})}{\partial \varepsilon_{eq}^{(VP)}} \cdot \sigma_{st}^{(2)}(t) \cdot \Delta \varepsilon_{eq}^{(VP)}$ is the component of change the temporary yield stress σ_Y with change of the visco-plastic strain and is determined by relation $\sigma_Y - \varepsilon_{eq}^{(VP)}$; $\frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}$ is the component characterised the visco-plastic properties of metals and define the change of temporary yield stress with change of the visco-plastic strain rate and is determined by relation $\sigma_Y - \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}$,
- $\frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \sigma_{st}} \cdot F_5(t)|_{\varepsilon_{eq}^{(VP)}=c} \cdot \Delta t = \frac{\partial F_3[\bullet]}{\partial \sigma_{st}} \cdot \frac{\partial \sigma_{st}(\varepsilon_{eq}^{(VP)}, t)}{\partial \sigma_{st}^{(2)}(t)} \cdot \frac{\partial \sigma_{st}^{(2)}(t)}{\partial t} \cdot \sigma_{st}^{(1)}(\varepsilon_{eq}^{(VP)}) \cdot \Delta t$ is the component of change of temporary yield stress with time.

2.3. Yield stress model for different materials

In this section the macroscopic mathematical models of yield stress for different materials in function of the strain and strain rate is presented. One gave mathematical model in general form, accepted to experimental researches. Yield stress at time t is calculated from equation [9]:

$$\sigma_Y = \sigma_0 \cdot (\varepsilon_0 + \varepsilon_{eq}^{(VP)})^{n_1} \cdot (1 + \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)})^{n_2} \quad (16)$$

where σ_0 is initial yield stress, n_1 , n_2 , σ_0 are the materials parameters (constants). For determination the constants in the model, for definite kind of material, one should pass experimental. Example values of constants in model (14) for different metals shown in [9].

In the ANSYS program the temporary yield stress is modelled as the isotropic, elastic/visco-plastic material with nonlinear hardening, with the aid of the Cowper–Symonds model [1]:

$$\sigma_Y = \left[1 + \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}^{(P)}}{C} \right]^m \left(\sigma_0 + \beta \cdot \frac{E_T \cdot E}{E - E_T} \cdot \varepsilon_{eq}^{(P)} \right), \quad (17)$$

where β is the plastic strain hardening parameter, σ_0 is the initial, static yield point, $\dot{\varepsilon}_{eq}^{(P)}$ is the equivalent of plastic strain rate, C is the material parameter defining the effect of the plastic strain rate intensity, $m = 1/n$ is a material constant defining its sensitivity to the plastic strain rate, $\varepsilon_{eq}^{(P)}$ is the equivalent of plastic strain $E_T = \partial \sigma_Y / \partial \varepsilon_{eq}^{(P)}$ is modulus of plastic strain hardening and E is Young's modulus.

3. VARIATIONAL FORMULATION EQUATION OF MOTION

In this section we develop a equation of motion for three-dimension body in the global Cartesian coordinate $\{\mathbf{z}\}$, in the updated Lagrangian incremental formulation. Assuming

that a numerical solution has been obtained at discrete time points $\Delta t, 2\Delta t, \dots, t$, the solution for $t+\Delta t$ is desired. At this case a functional increment is formulated for increment displacement $\Delta F_1[\Delta \underline{\ddot{u}}_i, \Delta \underline{\dot{u}}_i, \Delta \underline{u}_i]$, where $\Delta \underline{u}_i, \Delta \underline{\dot{u}}_i, \Delta \underline{\ddot{u}}_i$ are the i th increment components of the displacement, velocity and acceleration vectors, respectively. Using the conditions of stationarity of functional $\Delta F_1[\cdot]$:

$$\delta[\Delta F_1(\cdot)] = \frac{\partial[\Delta F_1(\cdot)]}{\partial(\Delta \underline{u}_i)} \delta(\Delta \underline{u}_i) = \frac{\partial[\Delta F_1(\cdot)]}{\partial(\Delta \underline{u}_i)} \underline{\Delta u}_i \quad (18)$$

where a underline $\underline{(\cdot)}$ denotes „variation in”, we obtain (because $\Delta \underline{u}_i$ is the only variable):

$$\begin{aligned} \delta[\Delta F_1(\cdot)] = & \int_V \rho \cdot (\ddot{u}_i + \Delta \ddot{u}_i) \cdot \underline{\Delta u}_i \cdot dV + \alpha \int_V \rho \cdot \dot{u}_i \cdot \underline{\Delta u}_i \cdot dV - 2\omega \int_V \rho \cdot \dot{u}_i \cdot \Omega_{ij} \cdot \underline{\Delta u}_j \cdot dV + \\ & + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \\ & + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \\ & + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \frac{1}{2} \beta \int_V \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \int_V \Delta \underline{\varepsilon}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)*} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \\ & + \int_V \Delta \underline{\varepsilon}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)*} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \int_V \Delta \underline{\varepsilon}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(TE)*} \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{kl} \cdot dV + \\ & + \frac{1}{2} \int_V (T_{ij} + \Delta \sigma_{ij}^{**}) \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot dV + \frac{1}{2} \int_V (T_{ij} + \Delta \sigma_{ij}^{**}) \cdot \underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{ij} \cdot dV - \omega^2 \int_V \rho \cdot \underline{\Delta u}_i \cdot \Omega_{ij} \cdot \Omega_{ij} \cdot \underline{\Delta u}_i \cdot dV + \\ & - \omega^2 \int_V \rho \cdot \underline{r}_i \cdot \Omega_{ij} \cdot \Omega_{ij} \cdot \underline{\Delta u}_i \cdot dV - \int_V \rho \cdot (f_i + \Delta f_i) \cdot \underline{\Delta u}_i \cdot dV - \int_{\Sigma_k} (\hat{p}_i + \Delta \hat{p}_i) \cdot \underline{\Delta u}_i \cdot d\Sigma_k = 0 \end{aligned} \quad (19)$$

T_{ij} is the component of Cauchy's stress tensor, α and β are constants (to be determined from two given damping ratios that correspond to two unequal frequencies of vibration), $\Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij}, \Delta \dot{\underline{\varepsilon}}_{ij}$ are linear and nonlinear increment components of Green-Lagrange strain rate tensor, $\underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{ij} = (\Delta u_{i,j} + \Delta u_{j,i})/2$ and $\underline{\Delta \underline{\varepsilon}}_{ij} = (\Delta u_{i,k} \cdot \Delta u_{j,k})/2$ are the linear and nonlinear increments components of Green-Lagrange strain tensor, respectively, $\rho(T)$ is the temperature-dependent mass density at time t , ε_{ij} is a accumulated component of total strain tensor at time t (depend on the history of deformation and temperature), $f_i, \Delta f_i$ are the components of the internal force and increment force vectors, respectively, $\hat{p}_i, \Delta \hat{p}_i$ are the components of the externally applied surface force and surface increment force vectors in the contact body zones, respectively, Ω_{ij} is the component of the gyro tensor. The integrations are performed over the volume V and surface Σ of the body, respectively.

4. IMPLEMENTATION OF THE FINITE ELEMENT METHOD

Assume that the complete body under consideration has been idealized as an assemblage of finite elements, we have, at typical step time $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$ for elements e and m , in the local coordinate $\{\mathbf{x}\}$:

$$\begin{aligned}
 \{\Delta \mathbf{u}^{(e)}\} &= [\mathbf{N}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\}, & \{\Delta \dot{\mathbf{u}}^{(e)}\} &= [\mathbf{N}^{(e)}] \{\Delta \dot{\mathbf{q}}^{(e)}\}, & \{\Delta \ddot{\mathbf{u}}^{(e)}\} &= [\mathbf{N}^{(e)}] \{\Delta \ddot{\mathbf{q}}^{(e)}\} \\
 \{\Delta \mathbf{u}^{(m)}\} &= [\mathbf{N}^{S(m)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(m)}\}, & \{\Delta \dot{\mathbf{u}}^{(m)}\} &= [\mathbf{N}^{S(m)}] \{\Delta \dot{\mathbf{q}}^{(m)}\}, & \{\Delta \ddot{\mathbf{u}}^{(m)}\} &= [\mathbf{N}^{S(m)}] \{\Delta \ddot{\mathbf{q}}^{(m)}\} \\
 \{\Delta \bar{\mathbf{E}}^{(e)}\} &= [\bar{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\}, & \{\Delta \dot{\bar{\mathbf{E}}}^{(e)}\} &= [\bar{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \dot{\mathbf{q}}^{(e)}\} + [\dot{\bar{\mathbf{B}}}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\} \\
 \{\Delta \tilde{\mathbf{E}}^{(e)}\} &= [\Delta \mathbf{q}^{(e)}] [\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\}, & \{\Delta \dot{\tilde{\mathbf{E}}}^{(e)}\} &= 2[\Delta \mathbf{q}^{(e)}] [\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \dot{\mathbf{q}}^{(e)}\} \\
 \{\Delta \boldsymbol{\sigma}^{(e)}\} &= ([\mathbf{S}^{(e)}] + [\mathbf{C}^{(TE)(e)}]) [\Delta \mathbf{q}^{(e)}] [\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\} + [\Delta \mathbf{C}^{(TE)(e)}] \{\boldsymbol{\varepsilon}^{(E)(e)}\}
 \end{aligned} \tag{20}$$

where the superscript (e) or (m) denotes element e or m, $\{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\}$, $\{\Delta \dot{\mathbf{q}}^{(e)}\}$, $\{\Delta \ddot{\mathbf{q}}^{(e)}\}$ are increments vectors of displacement, velocity and acceleration, in the all $W_{(e)}$ nodal points of element e, respectively, $[\Delta \mathbf{q}^{(e)}]$ is the matrix of displacements increments, the $[\mathbf{N}^{(e)}]$ and $[\mathbf{N}^{S(m)}]$ are volume and surface displacement interpolation matrices, $[\bar{\mathbf{B}}^{(e)}]$, $[\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}]$ are linear and nonlinear incremental strain-incremental displacement transformation matrices, $[\mathbf{S}^{(e)}]$ now define the incremental stress within element e as a function of the nodal point incremental displacement.

The variations in the equations (20) in the local Cartesian coordinate $\{\mathbf{x}\}$ is:

$$\begin{aligned}
 \{\Delta \mathbf{u}^{(e)}\} &= [\mathbf{N}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\}, & \{\Delta \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^{(e)}\} &= [\bar{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\}, & \{\Delta \tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}^{(e)}\} &= [\Delta \mathbf{q}^{(e)}] [\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\} \\
 \{\Delta \dot{\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}}^{(e)}\} &= 2[\Delta \mathbf{q}^{(e)}] [\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \dot{\mathbf{q}}^{(e)}\}, & \{\Delta \dot{\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}}^{(e)}\} &= [\bar{\mathbf{B}}^{(e)}] \{\Delta \dot{\mathbf{q}}^{(e)}\} + [\dot{\bar{\mathbf{B}}}^{(e)}] \{\Delta \mathbf{q}^{(e)}\}
 \end{aligned} \tag{21}$$

Using the relation in (20) and (21) and substituting into the variational equation (19), we obtain the discretized equations of motion for an assemblage of elements in the global coordinate $\{\mathbf{z}\}$:

$$\begin{aligned}
 [\mathbf{M}] \{\Delta \ddot{\mathbf{r}}\} + \langle [\mathbf{C}(\alpha, \beta, \{\mathbf{q}\}, \{\Delta \mathbf{q}\}, \{\Delta \mathbf{q}^2\})] + [\mathbf{C}_G(\omega)] \rangle \{\Delta \dot{\mathbf{r}}\} + \langle (1 - S^{**}) ([\mathbf{K}_1^k] + \\
 [\mathbf{K}_1^u(\{\mathbf{q}\}, \{\mathbf{q}^2\})] + [\Delta \mathbf{K}_4(\{\mathbf{q}\}, \{\Delta \mathbf{q}\})] + [\Delta \mathbf{K}_5(\{\Delta \mathbf{q}^2\})]) \rangle + [\mathbf{K}_2(\beta, \{\mathbf{q}\}, \{\dot{\mathbf{q}}\})] + \\
 - [\mathbf{K}_c(\omega^2)] + [\mathbf{K}_1^\sigma(\{\sigma\})] + [\Delta \mathbf{K}_1^\sigma(\{\Delta \sigma^{**}\})] + [\Delta \mathbf{K}_3(\beta, \{\mathbf{q}\}, \{\dot{\mathbf{q}}\}, \{\Delta \mathbf{q}\}, \{\Delta \dot{\mathbf{q}}\})] \rangle \{\Delta \mathbf{r}\} = \\
 \{\mathbf{F}(\{\mathbf{f}\}, \{\sigma\}, \{\ddot{\mathbf{q}}\})\} + \{\mathbf{F}(\omega^2)\} + \{\mathbf{R}(\{\hat{\mathbf{p}}\})\} + \{\Delta \mathbf{F}(\{\Delta \mathbf{f}\}, \{\Delta \sigma^{**}\})\} + \{\Delta \mathbf{R}(\{\Delta \hat{\mathbf{p}}\})\},
 \end{aligned} \tag{22}$$

Introduced the following notation:

$$\begin{aligned}
 [\mathbf{C}_T] &= [\mathbf{C}(\alpha, \beta, \{\mathbf{r}\}, \{\Delta \mathbf{r}\}, \{\Delta \mathbf{r}^2\})] + [\mathbf{C}_G(\omega)], \\
 [\mathbf{K}_T] &= (1 - S^{**}) \langle [\mathbf{K}_1^k] + [\mathbf{K}_1^u(\cdot)] \rangle + [\mathbf{K}_2(\cdot)] - [\mathbf{K}_c(\cdot)] + [\mathbf{K}_1^\sigma(\cdot)], \\
 [\Delta \mathbf{K}_T] &= (1 - S^{**}) \langle [\Delta \mathbf{K}_4(\cdot)] + [\Delta \mathbf{K}_5(\cdot)] \rangle + [\Delta \mathbf{K}_1^\sigma(\cdot)] + [\Delta \mathbf{K}_3(\cdot)], \\
 \{\mathbf{F}_T\} &= \{\mathbf{F}(\{\mathbf{f}\}, \{\sigma\}, \{\ddot{\mathbf{q}}\})\} + \{\mathbf{F}(\{\omega^2\})\} + \{\mathbf{R}(\{\hat{\mathbf{p}}\})\}, \\
 \{\Delta \mathbf{F}\} &= \{\Delta \mathbf{F}(\{\Delta \mathbf{f}\}, \{\Delta \sigma^{**}\})\}, & \{\Delta \mathbf{R}\} &= \{\Delta \mathbf{R}(\{\Delta \hat{\mathbf{p}}\})\},
 \end{aligned} \tag{23}$$

we can write the equation (22) in the form:

$$[\mathbf{M}] \{\Delta \ddot{\mathbf{r}}\} + [\mathbf{C}_T] \{\Delta \dot{\mathbf{r}}\} + ([\mathbf{K}_T] + [\Delta \mathbf{K}_T]) \{\Delta \mathbf{r}\} = \{\Delta \mathbf{R}\} + \{\Delta \mathbf{F}\} + \{\mathbf{F}_T\} \tag{24}$$

where the mass matrix $[M]$, damping matrix $[C_T]$, stiffness matrix $[K_T]$ and force vector $\{F_T\}$ are known at time t , however the increment stiffness matrix $[\Delta K_T]$, external incremental load vector $\{\Delta R\}$, internal incremental forces vector $\{\Delta F\}$, and the incremental vectors of displacement $\{\Delta r\}$, velocity $\{\Delta \dot{r}\}$, and acceleration $\{\Delta \ddot{r}\}$ of finite element assemblage at typical step time are not known. For resolution of this problem is using the integration methods.

5. ALGORITHM OF NUMERICAL ANALYSIS

Use the principles of step-by-step integration scheme [3] in this section is presented for the solution of nonlinear equation of motion (24). To approximate the velocity $\{\Delta \dot{r}\}$ and acceleration $\{\Delta \ddot{r}\}$ components in term of $\{\Delta r\}$ in the equation (24) we can use central difference method and the direct integration methods: the central difference method (DEM), the Houbolt, the Wilson Θ and the Newmark methods.

6. MODELLING OF THERMAL PHENOMENA IN THE TECHNOLOGICAL PROCESSES

Modelling of **thermal phenomena on technological processes** will be presented on the example of burnishing rolling with electrical current. Other processes can be treated as special cases of burnishing rolling process.

The heating of parts in burnishing rolling with electric current is realized whilst burnishing, by means of electric current passing the areas of contact between the burnishing element and the objet (Fig. 5).

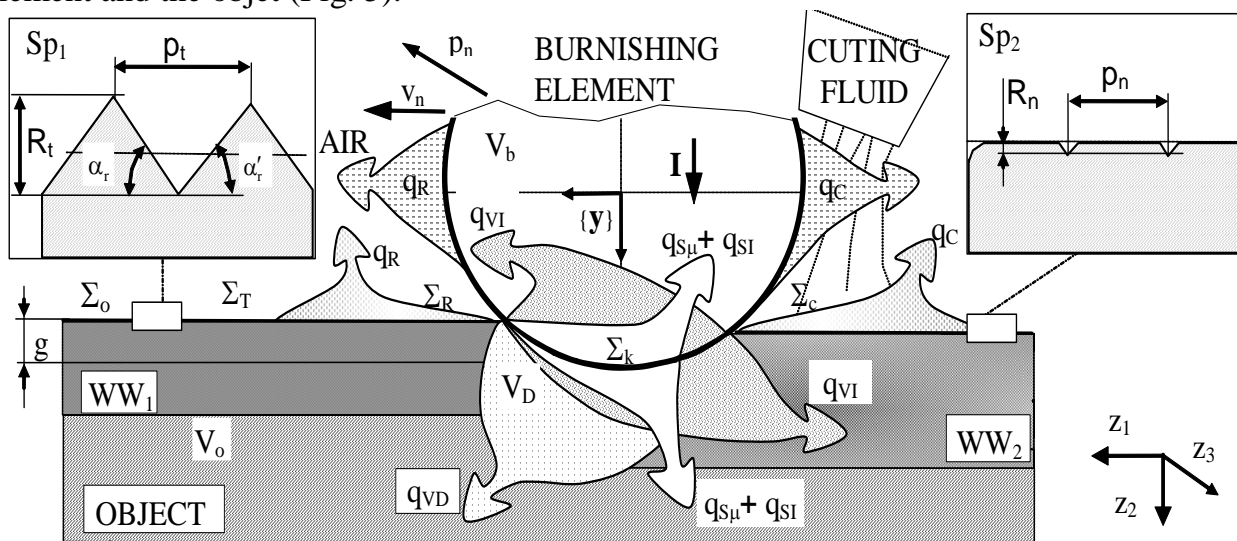


Fig. 5. Diagram of the system of heat fluxes arising in characteristic volumes V and areas Σ during roller burnishing with current: Sp_1 and Sp_2 , WW_1 and WW_2 - surface of the object and outer layer after previous treatment and after burnishing, respectively.

Research into the increase of shape-dimension accuracy, into the establishing of the fundamentals for the reliable securing of the required physical and stereometrical properties of the outer layer, and into the continuous grown in the economy of this process, are of primary importance. Presently, in the accessible literature, there is lack of information of the methods or the exact dependencies to calculate the temperature field in the object during the burnishing rolling operation with electric current - contact pressure of the

burnishing element with a rough-surface object. Askinazi [2], Papev [12], Wieczorowski and team applied the Fourier's law of heat condition, with some simplifications (elastic materials, constant coefficients: heat conductivity λ , radiation α_R , convection α_C and head capacity c - solution errors to 150 up to 250 degrees). Kukielka and Vincent [10] demonstrated application of this problem their elementary balance method, with temperature-dependent coefficients $\lambda(T)$, $\alpha_R(T)$, $\alpha_C(T)$, head capacity $c(T)$ and visco-plastic material - solution errors to 30 up to 50 degrees.

Objective in this paper is to presents the application of the variational methods to modeling the temperature field during the burnishing rolling operation with electric current. A new thermo-elastic and thermo-visco-plastic material model is used. The model takes into account the history of the material and a possibility of phase change in it to occur, with temperature-dependent material properties. Then, application of the finite elements methods for obtain the solution is showed. A exemplary scheme to step-by-step numerical solution using one of the various integration methods is proposed. The procedure has been implemented in the finite element computer program SYMUL-NAGN [11].

7. MATHEMATICAL INCREMENTAL MODEL OF HEAT TRANSFER

Burnishing rolling operation with electric current is a multiple nonlinear thermodynamical process. While the process occurring the three of the most important nonlinearities: geometrical (a change of initial geometric of the body providing to nonlinear dependence strain-displacement $\varepsilon_{ij}-u_i$), physical (nonlinear dependence stress-strains $\sigma_{ij}-\varepsilon_{ij}$), thermal (nonlinear law to heat transfer and boundary conditions). Therefore we use the step-by-step incremental procedure, with updated Lagrangian formulations [3]. The basic approach in an incremental step-by-step solution is to assume that the solution for the discrete time t is known (here the temperature field T) and that the solution for the discrete time $\tau=t+\Delta t$ (incremental of the temperature field ΔT) is required, where Δt is a suitably chosen time incremental. Therefore the temperature field at time τ is ${}^\tau T = {}^t T + \Delta T$, and could then proceed to the next time increment calculations $t+2\Delta t$.

We assume that the nonlinear material obeys Fourier's incremental law of heat conduction in three dimensions in the global coordinate $\{\mathbf{z}\}$, at typical step time $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$:

$$\text{div}\{\lambda(T) \cdot \text{grad}[\Delta T(\mathbf{z}, \Delta t)]\} + \Delta q_{vI}[\cdot] + {}^\tau \Delta q_{vD}[\cdot] = c(T) \cdot \rho(T) \cdot \Delta \dot{T}(\mathbf{z}, \Delta t) \quad (25)$$

where $\Delta \dot{T}(\mathbf{z}, \Delta t) = \partial[\Delta T(\mathbf{z}, \Delta t)] / \partial t$, and $\lambda_i(T)$ $i=1,2,3$, is temperature-dependent heat conductivity coefficient corresponding to the principal axes z_i , $c(T)$, $\rho(T)$ are heat capacity and mass density at time t , respectively, $\Delta q_{vI}[\cdot]$ and $\Delta q_{vD}[\cdot]$ are the rate of incremental spatial heat sources generated by electrical current (heat of Joule's) and by visco-plastic deformation, per unit volume V [9]:

$$\Delta q_{vI}[\cdot] = k_e [{}^\tau I^2 {}^\tau R({}^\tau T) / {}^\tau V - {}^t I^2 {}^t R({}^t T) / {}^t V] = k_e [({}^\tau I / {}^\tau S_\Sigma)^2 {}^\tau \rho_1({}^\tau T) - ({}^t I / {}^t S_\Sigma)^2 {}^t \rho_1({}^t T)] \quad (26)$$

$$\Delta q_{vD}[\cdot] = \frac{(1-\xi) {}^\tau V}{t + \Delta t} \int_{t \varepsilon_{eq}^{(VP)}}^{\tau \varepsilon_{eq}^{(VP)}} \sigma_Y(\varepsilon_{eq}^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}, T) - \frac{(1-\xi) {}^t V}{t} \int_{t-\Delta t \varepsilon_{eq}^{(VP)}}^t \sigma_Y(\varepsilon_{eq}^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}, T), \quad (27)$$

$\sigma_Y(\varepsilon_{eq}^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_{eq}^{(VP)}, T)$ is accumulated yield stress, depend on the history of visco-plastic deformation and temperature T , $R(T)$ is temperature-dependent electrical resistance of material, $\rho_1(T)$ is temperature-dependent resistivity of material, S_Σ is the field of the areas contact Σ_k , k_e is the coefficient (for direct current $k_e=1$ and $k_e=0,7-0,97$ for alternating current).

Assuming that the external heat sources displace according the axe z_3 with constant velocity v_{pn} , then in the local coordinate system $\{\mathbf{y}\}$ we can write equation (25) as:

$$\text{div}\{\lambda(T)\text{grad}[\Delta T(\mathbf{y}, \Delta t)]\} + \Delta q_{vi}[\cdot] + \Delta q_{vD}[\cdot] = -v_{pn} \cdot \mathbf{c}(T) \cdot \rho(T) \cdot \Delta T'_3(\mathbf{y}, \Delta t) \quad (28)$$

where $\Delta T'_3(\mathbf{y}, \Delta t)$ is the temperature gradient: $\Delta T'_3(\mathbf{y}, \Delta t) = \partial[\Delta T(\mathbf{y}, \Delta t)] / \partial y_3$.

Equations (25) and (28) must be considering with initial condition:

$$T(\mathbf{y} \cup \mathbf{z}; t = t_0) = T_e(\mathbf{y} \cup \mathbf{z}), \mathbf{y} \cup \mathbf{z} \in V = V_b + V_o \quad (29)$$

where T_e is the environmental temperature at time $t=t_0$.

On the surface of the body a variety of boundary conditions are encountered in heat transfer analysis:

a) *temperature conditions*. The temperature may be prescribed at specific points in the surfaces, denoted by Σ_T , and/or at the specific points in the volume of the body, denoted by V_T (conditions of *I* gender):

$$\begin{aligned} T(\mathbf{z}; t = t_k) &= T_b(\mathbf{z}; t_k), \mathbf{z} \in \Sigma_T \text{ or } \Delta T(\mathbf{z}; \Delta t = \Delta t_k) = \Delta T_b(\mathbf{z}; \Delta t_k) \\ T(\mathbf{z}; t = t_k) &= T_b(\mathbf{z}; t_k), \mathbf{z} \in V_T \text{ or } \Delta T(\mathbf{z}; \Delta t = \Delta t_k) = \Delta T_b(\mathbf{z}; \Delta t_k) \end{aligned} \quad (30)$$

b) *heat flow conditions*. The heat flow input may be prescribed at specific points and surfaces of the body. These heat flow boundary conditions are:

• conditions of *II* gender:

$$\begin{aligned} -{}^t\lambda_o({}^tT)\mathbf{n} \circ \text{grad}[{}^t\Delta T_o(\mathbf{z}, \Delta t)] &= b_o({}^t\Delta q_{SI}[\cdot] + {}^t\Delta q_{S\mu}[\cdot]), \mathbf{z} \in \Sigma_k \\ -{}^t\lambda_b({}^tT)\mathbf{n} \circ \text{grad}[{}^t\Delta T_b(\mathbf{z}, \Delta t)] &= b_b({}^t\Delta q_{SI}[\cdot] + {}^t\Delta q_{S\mu}[\cdot]), \mathbf{z} \in \Sigma_k \end{aligned} \quad (31)$$

• conditions of *IV* gender:

$$-\lambda_o(T)\mathbf{n} \circ \text{grad}[\Delta T_o(\cdot)] = \frac{[\Delta T_o(\cdot) - \Delta T_b(\cdot)]}{R_s(\cdot)} = -\lambda_b(T)\mathbf{n} \circ \text{grad}[\Delta T_b(\cdot)], \mathbf{z} \in \Sigma_k \quad (32)$$

where R_s is the heat resistance in the surface contact (for ideal contact $R_s=0$), b_o and b_b is the heat division coefficients for burnishing element (b) and object (o), $\mathbf{n} \circ \text{grad}[{}^t\Delta T(\cdot)]$ is the scalar product, $\Delta q_{SI}[\cdot]$ and $\Delta q_{S\mu}[\cdot]$ are the rate of incremental surface heat sources generated by electrical current (heat of Joule's) and fretting per unit surface S_Σ :

$$\Delta q_{SI}[\cdot] = k_e \left[\frac{{}^t I^2 {}^t R_k({}^t T)}{{}^t S_\Sigma} - \frac{{}^t I^2 {}^t R_k({}^t T)}{{}^t S_\Sigma} \right] \quad (33)$$

$$\Delta q_{S\mu} = {}^t \mu({}^t T) {}^t p_k {}^t v_r - {}^t \mu({}^t T) {}^t p_k {}^t v_r \quad (34)$$

where $\mu(T)$ is temperature-dependent coefficient of fretting, v_r is the relative velocity, $R_k(T)$ is the temperature-dependent electrical resistance in the surface contact, calculated from the equation:¹¹⁾

$$R_k(T) = [\rho_{1(o)}(T) + \rho_{1(b)}(T)] / (2\sqrt{S_\Sigma}) \quad (35)$$

$\rho_{1(o)}(T)$ and $\rho_{1(b)}(T)$ are temperature-dependent resistivity of material of object and burnishing element, respectively,

c) *convection boundary conditions* (conditions of III gender):

$$\begin{aligned} \Delta q_c[\cdot] = {}^\tau \alpha_c({}^\tau T)({}^\tau T_r - {}^\tau T_e) - {}^t \alpha_c({}^t T)({}^t T_r - {}^t T_e) &\cong {}^t \alpha_c({}^t T) \cdot \Delta T = \\ &= -{}^t \lambda({}^t T) \mathbf{n} \circ \text{grad}[\Delta T(\mathbf{z}, \Delta t)] \end{aligned} \quad (36)$$

with ${}^\tau T_e = {}^t T_e$, ${}^\tau \alpha_c({}^\tau T) = {}^t \alpha_c({}^t T)$, $\mathbf{z} \in \Sigma_c$, where T_r is the temperature of the object or burnishing element and $\alpha_c(T)$ is a temperature-dependent convection coefficient,

d) *radiation boundary conditions* (conditions of III gender):

$$\begin{aligned} \Delta q_R = {}^\tau \alpha_R({}^\tau T)({}^\tau T_r - {}^\tau T_e) - {}^t \alpha_R({}^t T)({}^t T_r - {}^t T_e) &\cong {}^t \alpha_R({}^t T) \cdot \Delta T = \\ &= -{}^t \lambda({}^t T) \mathbf{n} \circ \text{grad}[\Delta T(\mathbf{z}, \Delta t)] \end{aligned} \quad (37)$$

with ${}^\tau T_e = {}^t T_e$, ${}^\tau \alpha_R({}^\tau T) = {}^t \alpha_R({}^t T)$, $\mathbf{z} \in \Sigma_R$, where $\alpha_R(T)$ is a temperature-dependent radiation coefficient:

$$\alpha_R(T) = h_r \frac{(T/100)^4 - (T_e/100)^4}{T_r - T_e} \quad (38)$$

The variable $h_r = \varepsilon C_c$ ($\varepsilon \leq 1$, $C_c = 5,67 \text{ (W/m}^2\text{K}^4)$) is determined from the Stefan-Boltzmann constant, the emissivity of the radiant and absorbing materials and the geometric view factors.

Equations (25) and (28) with the initials condition (29) and boundary conditions (30)-(38) represents the mathematical description of nonlinear heat transfer during burnishing rolling operation with electric current. Analytical solution of this model, i.e. to determine the incremental temperature field $\Delta T(\cdot)$ is not possible. It is possible the numerical solution. Therefore we introduce the variational formulation of heat transfer problem.

8. VARIATIONAL FORMULATION EQUATIONS OF HEAT TRANSFER

The variational approach of establishing the governing equilibrium equations of a system was already introduced as an alternative to the direct approach. In the variational formulation a functional incremental $\Delta F[\Delta \dot{T}, \Delta T', \Delta T]$ governing heat conduction for three-dimension body in the global Cartesian coordinate $\{\mathbf{z}\}$ (the non-stabilized heat transfer), at the typical time step $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$, is:

$$\begin{aligned}
 \Delta F[\Delta \dot{T}, \Delta T', \Delta T] = & \frac{1}{2} \int_V \left(\sum_{i=1}^3 \lambda_i(T) \cdot L_{z_i}^2(\Delta T) \right) dV + \int_V \Delta \dot{T} \cdot c(T) \cdot \rho(T) \cdot \Delta T \cdot dV - \int_V \Delta q_{vI}[\cdot] \cdot \Delta T \cdot dV + \\
 & - \int_V \Delta q_{vD}[\cdot] \cdot \Delta T \cdot dV - \int_{\Sigma_k} b \cdot \Delta q_{sI}[\cdot] \cdot \Delta T \cdot d\Sigma_k - \int_{\Sigma_k} b \cdot \Delta q_{s\mu}[\cdot] \cdot \Delta T \cdot d\Sigma_k + \int_{\Sigma_k} \frac{\Delta T_o - \Delta T_b}{2R_s} \cdot \Delta T \cdot d\Sigma_k + \\
 & + \frac{1}{2} \int_{\Sigma_C} \alpha_C(T) \cdot \Delta T^2 \cdot d\Sigma_C + \frac{1}{2} \int_{\Sigma_R} \alpha_R(T) \cdot \Delta T^2 \cdot d\Sigma_R - \int_{V_T} \Delta T_b \cdot \Delta T \cdot dV_T - \int_{\Sigma_T} \Delta T_b \cdot \Delta T \cdot d\Sigma_T
 \end{aligned} \quad (39)$$

where the integrations are performed over the volume V and surface Σ of the body, respectively, $L_{z_i}(\Delta T) = \partial^2(\Delta T) / \partial z_i^2$.

Using the conditions of stationarity of functional $\Delta F[\Delta \dot{T}, \Delta T', \Delta T]$:

$$\delta[\Delta F(\Delta \dot{T}, \Delta T', \Delta T)] = \frac{\partial[\Delta F(\Delta \dot{T}, \Delta T', \Delta T)]}{\partial(\Delta T)} \cdot \delta(\Delta T) = \frac{\partial[\Delta F(\cdot)]}{\partial(\Delta T)} \cdot \Delta \bar{T} = 0 \quad (40)$$

where a bar denotes „variation in”, we obtain (because ΔT is the only variable) in the global system $\{\mathbf{z}\}$:

$$\begin{aligned}
 \delta[\Delta \dot{T}, \Delta T', \Delta T] = & \int_V \{\Delta \bar{T}'\}^T [\lambda(T)] \{\Delta T'\} dV + \int_V \Delta \dot{T} \cdot c(T) \cdot \rho(T) \cdot \Delta \bar{T} \cdot dV - \int_V \Delta q_{vI}[\cdot] \cdot \Delta \bar{T} \cdot dV + \\
 & - \int_V \Delta q_{vD}[\cdot] \cdot \Delta \bar{T} \cdot dV - \int_{\Sigma_k} b \cdot \Delta q_{sI}[\cdot] \cdot \Delta \bar{T} \cdot d\Sigma_k - \int_{\Sigma_k} b \cdot \Delta q_{s\mu}[\cdot] \cdot \Delta \bar{T} \cdot d\Sigma_k + \int_{\Sigma_k} \frac{\Delta T_o - \Delta T_b}{R_s} \cdot \Delta \bar{T} \cdot d\Sigma_k + \\
 & + \int_{\Sigma_C} \alpha_C(T) \cdot \Delta \bar{T} \cdot d\Sigma_C + \int_{\Sigma_R} \alpha_R(T) \cdot \Delta \bar{T} \cdot d\Sigma_R - \int_{V_T} \Delta T_b \cdot \Delta \bar{T} \cdot dV_T - \int_{\Sigma_T} \Delta T_b \cdot \Delta \bar{T} \cdot d\Sigma_T = 0.
 \end{aligned} \quad (41)$$

The equation (41) provide the basis for the finite element discretization for obtain the solution.

9. IMPLEMENTATION OF THE FINITE ELEMENT METHOD

Assume that the complete body under consideration has been idealized as an assemblage of finite elements, we have, at step time $t \rightarrow \tau$ for elements e and m :

$$\begin{aligned}
 \Delta T^{(e)}(\cdot) = [\mathbf{H}^{(e)}(\cdot)] \{\Delta \boldsymbol{\theta}^{(e)}\} \quad \Delta T^{(m)}(\cdot) = [\mathbf{H}^{S(m)}(\cdot)] \{\Delta \boldsymbol{\theta}^{(m)}\} \quad \Delta T'^{(e)}(\cdot) = [\mathbf{B}^{(e)}(\cdot)] \{\Delta \boldsymbol{\theta}^{(e)}\} \\
 \Delta \dot{T}^{(e)}(\cdot) = [\mathbf{H}^{(e)}(\cdot)] \{\Delta \dot{\boldsymbol{\theta}}^{(e)}(\Delta t)\} \quad \Delta T_3'^{(e)}(\cdot) = [\mathbf{B}_3^{(e)}(\cdot)] \{\Delta \boldsymbol{\theta}^{(e)}\}
 \end{aligned} \quad (42)$$

where the superscript (e) or (m) denotes element e or m , $\{\Delta \boldsymbol{\theta}\}$ and $\{\Delta \dot{\boldsymbol{\theta}}\}$ are a vector of increments in the nodal point temperature and of increments in the nodal point temperature rate, at all n nodal points, respectively. The matrices $[\mathbf{H}^{(e)}(\cdot)]$ and $[\mathbf{B}^{(e)}(\cdot)]$, $[\mathbf{B}_3^{(e)}(\cdot)]$ now define the temperature increment and temperature increment gradients within element e as a function of the nodal point temperature increment, respectively, and the matrix $[\mathbf{H}^{S(m)}(\cdot)]$ is the surface temperature increment interpolation matrix.

Using the relation in (42) an substituting into the variational equation (41), we obtain the discretized equation of heat transfer equilibrium in the global coordinate $\{\mathbf{z}\}$ (the non stabilized heat transfer):

$$[\mathbf{C}] \{\Delta \dot{\boldsymbol{\theta}}\} + ([\mathbf{K}^k] + [\mathbf{K}^c] + [\mathbf{K}^r] + [\mathbf{K}^{IV}]) \{\Delta \boldsymbol{\theta}\} = \{\Delta \mathbf{Q}\} + \{\Delta \mathbf{Q}^1\} \quad (43)$$

where $[C]$ and $[K^k]$, $[K^c]$, $[K^r]$, $[K^{IV}]$ are the heat capacities, conductivity, convection and radiation matrices and total nodal point conditions of IV gender, respectively, $\{\Delta Q\} = \{\Delta Q_{vd}\} + \{\Delta Q_{vi}\} + \{\Delta Q_{si}\} + \{\Delta Q_{su}\}$ is the nodal point increment heat flow input vector, $\{\Delta Q^I\} = \{\Delta Q_s^I\} + \{\Delta Q_v^I\}$ is the vector of nodal point of the boundary conditions of I gender.

10. DIM ALGORITHM OF NUMERICAL ANALYSIS

Use the principles of step-by-step integration scheme [3] in this section is presented for the solution of transient heat transfer problems. To approximate the velocity component $\{\Delta \dot{\Theta}\}$ in term of $\{\Delta \Theta\}$ in the equation (43) we can use the Euler method (with the temperature varies linearly over the time interval Δt and the direct integration methods: the Houbolt method, the Wilson Θ method, the Newmark method. In this paper a example to using the Houbolt method to solution the equation (43) is showed. The Houbolt method reduces directly to a static analysis. The following finite approximate of the velocity component $\{\Delta \dot{\Theta}\}$ is employed:

$$\{\Delta \dot{\Theta}\} = a_1 \{\Delta \Theta\} - a_2 \{^t \Theta\} + a_3 \{^{t-\Delta t} \Theta\} - a_4 \{^{t-2\Delta t} \Theta\} \quad (44)$$

where:

$$a_1 = 11/(6\Delta t), a_2 = 7/(6\Delta t), a_3 = 3/(2\Delta t), a_4 = 1/(3\Delta t),$$

are the integral constants.

Substituting (44) into (43) and arranging all known vectors on the right-hand side, we obtain for the solution of $\{\Delta \Theta\}$:

$$[\tilde{K}]\{\Delta \Theta\} = \{\Delta \tilde{Q}\} + \{\tilde{Q}\} \quad (45)$$

where:

$$[\tilde{K}] = a_1[C] + [K^k] + [K^c] + [K^r] + [K^{IV}] \quad (46)$$

$$\{\tilde{Q}\} = [C](a_2 \{^t \Theta\} - a_3 \{^{t-\Delta t} \Theta\} + a_4 \{^{t-2\Delta t} \Theta\}) \quad (47)$$

$$\{\Delta \tilde{Q}\} = \{\Delta Q\} + \{\Delta Q^I\} \quad (48)$$

As shown in (45)-(48) the solution of $\{\Delta \Theta\}$ required knowledge of $\{^t \Theta\}$, $\{^{t-\Delta t} \Theta\}$ and $\{^{t-2\Delta t} \Theta\}$. Although the knowledge of $\{^0 \Delta \Theta\}$ and $\{^0 \Delta \dot{\Theta}\}$ is useful to start the Houbolt integration scheme, it is more accurate to calculate $\{\Delta^t \Theta\}$ and $\{\Delta^{2\Delta t} \Theta\}$ by some other means; i.e., we employ special starting procedures. One way of the proceeding is to integrate (45) for the solution of $\{\Delta^t \Theta\}$ and $\{\Delta^{2\Delta t} \Theta\}$ using a different integration scheme, possibly a conditionally stable method such as the central difference scheme with a fraction of Δt as the time step.

11. EXAMPLES OF NUMERICAL CALCULATIONS

11.1. Rolling process of the round thread [8]

The main aim of the simulation was to define the influence of friction coefficient on the state of deformation (displacements and strain) and stress in the surface layer of the object. The numerical analysis for 2D states of deformation and 3D states of stress was applied on the example of steel C55. The tool is considered as rigid $E \rightarrow \infty$ or elastic body, however the material model as an elasto/visco-plastic body with non-linear hardening.

The model has discretized by finite element PLANE183 with non-linear function of the shape. The contact tool with work pieces was modeling by elements TARGE169 and CONTA171.

Exemplary results of the numerical simulation are present on figures 6 and 7. Analyzing the distribution of deformation of the finite element grid and state of effective strains and stresses, where the influence of the lubrication condition is observed.

For $\mu = 0$ in the contact zone tool – work piece (Fig. 6a), during the forming the outline of the thread, material isn't braking by tool and slide through the contact surface. The curving of vertical line of the finite element grid is invisible. Other side, increase the friction coefficient causes increase braking of the material. For high value of the friction coefficient (Fig. 6b) occurs strong braking of material in the contact zone. Form also the adhesion zone of material. That cause higher displacements of material in the zone placed father from the contact zone. Then the line of the finite element grid are stronger curved.

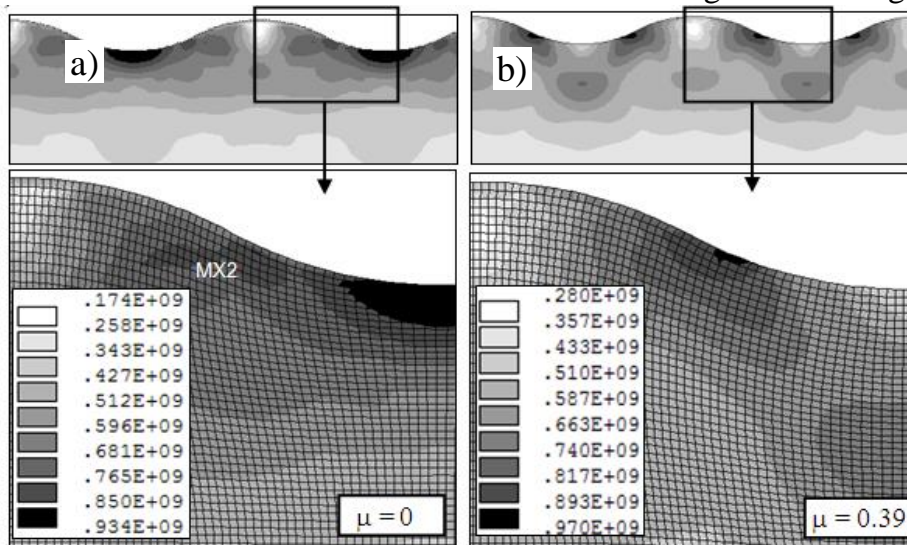


Fig. 6. The deformation of grid and the maps of effective stresses on a longitudinal cutting plane for various value of frictions coefficient

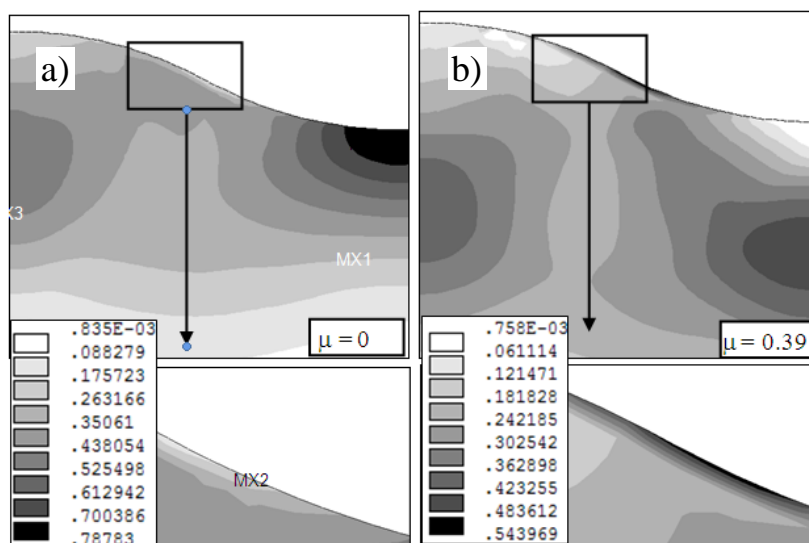


Fig. 7. The maps of effective strains on a longitudinal cutting plane for various value of friction coefficient

The friction coefficient has high influence on value and distribution of strain. For $\mu = 0$ the maximum of effective strain $\varepsilon_e = 0,78$ is located on the bottom of the thread, near to the contact surface (MX1, Fig. 7a). For $\mu > 0$ appear an adhesion zone of material in the bottom of the thread, which take characteristic shape of a wedge. In this zone the value of strain is very small. For $\mu = 0,39$ strains are closer to the contact surface and getting smaller to value $\varepsilon_e = 0,0016$ (elastic strains) (MN, Fig. 7b).

11.2. Burnishing rolling process with electrical current [9]

The analysis has been carried out using the following data: type of part - a roller, diameter of roller $d=30$ mm; roughness profile of the transverse surface in accordance with projection case I with the parameters $R_t=0,1428$ mm; $\alpha_r = \alpha_r = 55^\circ$; $p_t=0,2$ rpm; burnishing by means of a $D=60$ mm diameter roller-shaped element; depth of burnishing $g=0,071$ mm; burnishing feed $f_n=f_t=0,2$ rpm; velocity of burnishing rolling $v_n=1,5$ m/s; intensity of electrical current $I=500$ A; $h_r=0,363$; heat conductivities coefficients: $\lambda_{(o)}=42-0,012 \square T$ W/(m·K), $\lambda_{(b)}=13,2207-0,0032\Delta T$ W/(mK); resistivities $\rho_{1(o)}=15(1+0,00196\Delta T)10^{-8}$ W·m, $\rho_{1(b)}=57,6(1+0,00282\Delta T)10^{-8}$ Wm; mass density $\rho=7850/(1+3\alpha\Delta T)$ kg/m³; heat capacity $c=484+0,01\Delta T$ J/(kg·K); coefficient of fretting $\mu=\mu_o(1-0,003v_r)\cdot(1-0,000015\cdot\Delta T)$; heat resistance in the surface contact $R_s=0,094$ m²K/W, yield stress:

$$\sigma_y = 924(0,066 + \varepsilon_{eq})^{0,18} (1 + \dot{\varepsilon}_{eq})^{0,15} (1,737 - 0,043\sqrt{T}).$$

We demonstrate the results of nonlinear analysis in the figure 8 and figure 9.

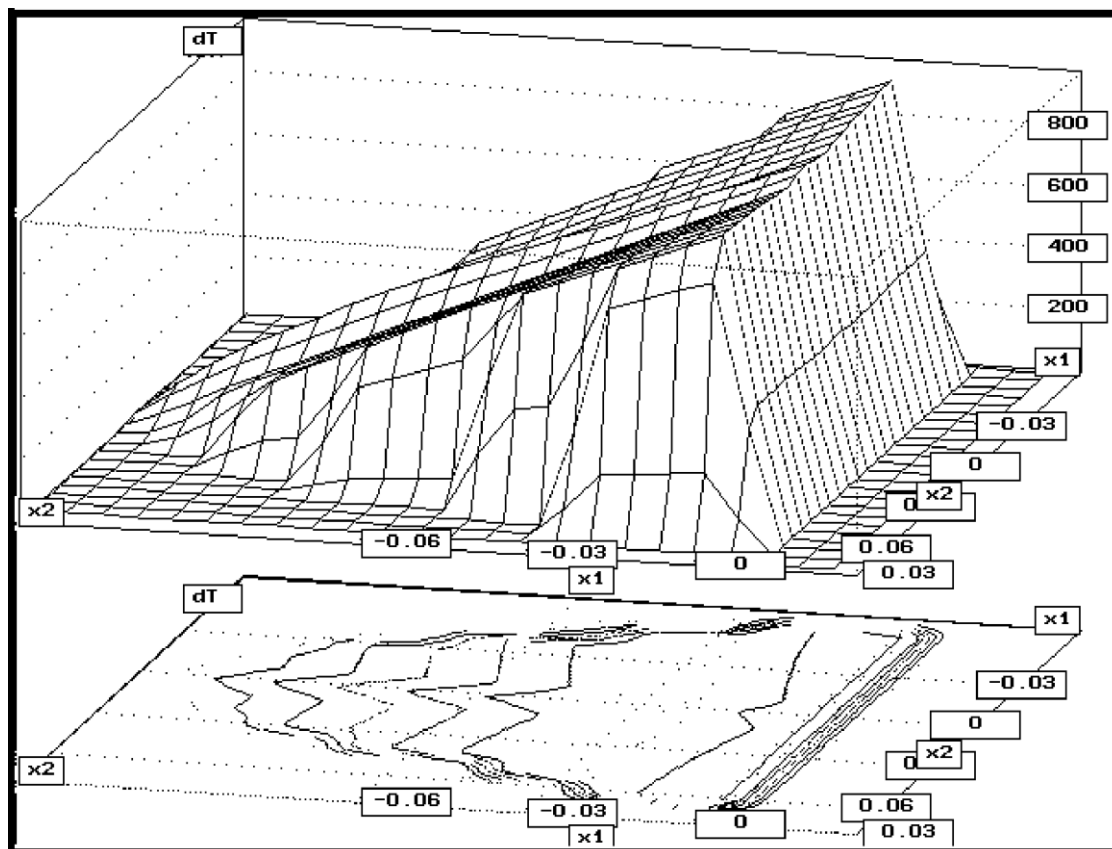


Fig. 8. Field of temperature increment in the contact zone for $I=450$ A, $v_n=0,95$ m/s and $\mu_o=0,02$

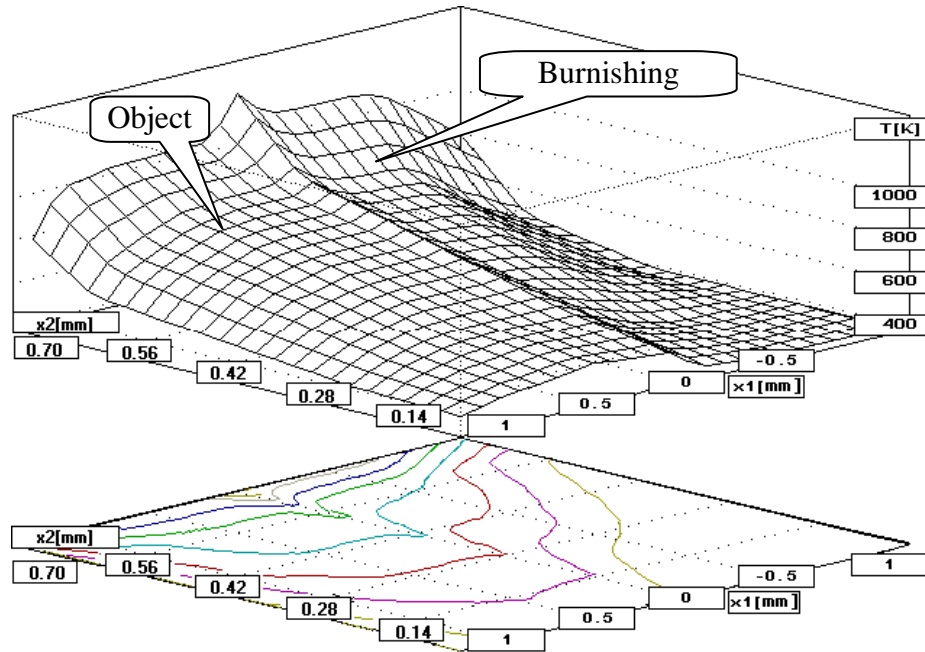


Fig. 9. Distribution of t temperature inside the burnishing element and the object in axis z_2 for ideal contact ($I=700$ A)

12. CONCLUSIONS

In this paper we have presented a possibility to apply the variational and finite element methods for the analysis of the burnishing rolling operation with electric current. We have presented an efficient procedure for the finite element solution of problem with a new thermo-elastic and thermo-visco-plastic material model.

The processes are considered as a geometrical, physical and thermal non-linear initial and boundary value problem. The mathematical model on a typical incremental step were described using step-by-step procedure, with updated J.L. Lagrangian formulation. A new incremental material model of thermo-elastic (domain reversible) and thermo-visco-plastic (domain non reversible) with mixed hardening, including high strain rates and geometrical and physical nonlinearities is used. The model takes into account the history of the material and a possibility of phase change in it to occur, with temperature-dependent material properties. The identification of constitutive parameters in the model of yield stress is made using unidirectional test on the studied different materials. The variational equations of motion and heat transfer in three dimensions for this case has been proposed. Then, the finite elements methods (FEM) and dynamic explicit method (DEM) or and dynamic implicit method (DIM) were used to obtain the solution. The procedure has been implemented in the finite element computer program ANSYS.

We can simplified this model for diverse cases. For material with isotropic hardening: T_α and $\tilde{C} = 0$, and with kinematic hardening: $E_T = 0$. For non visco material and static process: $\dot{E}_T = \partial \sigma_Y / \partial \sigma_Y = 0$ and $\Delta \dot{\epsilon}_{eq} = 0$, for isothermal process: $\Delta T = 0$, $T_T = \partial \sigma_Y / \partial T = 0$, $\Delta C_{ijkl}^{(TE)} = 0$, and for material and processes without phases change: $\Delta \xi \cdot \delta_{kl} = 0$.

For example, for elasto-plastic material with mixed hardening (without of visco, thermal and phases deformations) we obtain: $\Delta \xi \cdot \delta_{kl} = 0$, $\chi \cdot \Delta T \cdot \delta_{kl} = 0$, $C_{ijkl}^{(TE)} = C_{ijkl}^{(E)}$,

$\Delta C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \varepsilon_{kl}^{(E)} = 0$, $\tilde{S}_{ij} \cdot \Delta C_{ijkl}^{(TE)} \cdot \varepsilon_{kl}^{(E)} = 0$, $(\partial \sigma_Y / \partial \varepsilon_{eq}) \cdot \Delta \varepsilon_{eq} + (\partial \sigma_Y / \partial T) \cdot \Delta T = 0$, and we can write the constitutive model (11):

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left[1 - \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_Y^2 \left(\tilde{C} + \frac{2}{3} E_T \right)} \right] \cdot \Delta \varepsilon_{kl} = C_{ijkl}^{(E-P)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl}$$

where:

$$C_{ijkl}^{(E-P)} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left[1 - \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \sigma_Y^2 \cdot \left(\tilde{C} + \frac{2}{3} E_T \right)} \right]$$

is the component of isothermal elasto-plastic constitutive tensor.

For material with isotropic hardening: $\tilde{C} = 0$, $\alpha_{ij} = 0$, $\tilde{S}_{ij} = S_{ij}$, and the component $C_{ijkl}^{(E-P)}$ is:

$$C_{ijkl}^{(E-P)} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left(1 - \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{4}{9} \cdot \sigma_Y^2 \cdot E_T} \right).$$

References

1. Ansys Ls/Dyna User's Guide.
2. Askinazi B.: Cistovaja obrabotka poverchnostiej metallov s podogrevom, Masgiz: Moskwa, 1961.
3. Bathe K.J.: Finite element procedures in engineering analysis, Prentice-Hall, Englewood Cliffs: N.J., 1982.
4. Bohdal L.: The modeling and numerical analysis of the cutting process with the regard of the geometrical and physical nonlinearity, Ph.D - Thesis, Koszalin University of Technology, Poland, 2009.
5. Chodor J.: The modeling and analysis of workpiece movement during micromachining and sliding burnishing with the regard of the nonlinearity, Doctoral dissertation, Koszalin, Poland, 2011. (In Polish)
6. Kaldunski P.: Modelling and simulation forming of circularly-symmetrical drawpieces without flange with the regard of the geometrical and physical nonlinearity (in Polish), PhD thesis, Koszalin, 2009.
7. Kukielka K.: Modelling and numerical analysis of the states of deformations and stresses in the surface layer of the trapezoidal and round threads rolled on cold, PhD Thesis, Koszalin University of Technology, 2009. (in Polish)
8. Kukielka K., Kukielka L.: Modeling And Numerical Analysis Of The Thread Rolling Process, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Vol. 6, Issue 1, 2006, pp. 745-746.
9. Kukielka L.: Theoretical and experimental foundations of surface roller burnishing with the electrocontact heating, Book of the Department of Mechanical Engineering No 47, Technical University of Koszalin, Koszalin, 1994.
10. Kukielka L., Vincent L., Trial of temperature determination of surface layer zones in the burnishing rolling operation with the current. V Nat. Conf. on Development tendencies in technology of machines, section III plastic tooling, WSI, ZN No 82, Zielona Góra, 1987, 5÷17.
11. Kukielka L., SYMUL-NAGN - simulation and analysis of burnishing rolling operation. Computer program, Technical University of Koszalin, Koszalin, 1990.
12. Papev D.: Otdielocno-uprocnjajuscaja obrabotka poverchnostnym plasticeskim deformirovanijem, Masinostrojenije: Moskwa, 1978.

NOWOCZESNA METODOLOGIA MODELOWANIA I ANALIZY PROCESÓW TECHNOLOGICZNYCH OBRÓBK METALI

Artykuł dotyczy nowoczesnych trendów matematycznego modelowania i numerycznej analizy nieliniowych deformacji i ruchu ciepła w operacjach technologicznych obróbki metali. Procesy technologiczne rozpatrzono jako geometrycznie, fizycznie i cieplnie nieliniowe zagadnienia brzegowo-początkowe. Pokazano zastosowanie rachunku wariacyjnego do wyprowadzenia równań ruchu i deformacji obiektu oraz ruchu ciepła. Następnie, do rozwikłania równań wariacyjnych, zastosowano metodę elementów skończonych. Otrzymane dyskretne układy równań rozwiązano stosując jawną (DEM) lub niejawną (DIM) metody całkowania. Procedury zostały zaimplementowane w systemie ANSYS. Algorytmy zostały zaimplementowane do modelowania i analizy różnych procesów obróbki metali. Przedstawiono dwa przykłady zastosowania opracowanej metodologii.

СОВРЕМЕННАЯ МЕТОДОЛОГИЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ И АНАЛИЗА ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ

Статья относится к современным тенденциям в области математического моделирования, численного анализа нелинейного деформирования и теплового потока в металлообработке технологических операций. Процессы считались геометрически, физически и термически нелинейные начально-граничные задачи. Показано применение вариационного исчисления для вывода уравнений движения и деформации объекта и движения тепла. Затем к решению уравнения в вариациях, используя метод конечных элементов. Полученные дискретные системы уравнений решаются с помощью явной (ДЕМ) или неявным (ДИМ) метод интеграции. Процедуры были реализованы в системе ANSYS. Алгоритмы были реализованы для моделирования и анализа различных процессов обработки металлов. Разработано два примера применения методологии.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТОЧЕНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ПЛАСТИНАМИ С ПОКРЫТИЕМ НА БАЗЕ СЛОЖНЫХ НИТРИДОВ МЕТАЛЛОВ

JENEK Mariusz²

Ключевые слова: поверхностный слой, моделирование, обработка резанием, покрытия PVD

В работе представлены научно – технические, как теоретические так и экспериментальные исследования рассматриваемой проблемы – установления связей и взаимозависимостей между технологическими параметрами процесса резания и качеством формируемого поверхностного слоя материала детали в процессе окончательной обработки твердосплавным инструментом с покрытием.

1. Введение

Придание определенной формы деталям машин вызывает одновременное формирование свойств их поверхностного слоя, выражающиеся приданием ему определённых свойств. Ранее отмечалось, что этот слой определяет химические, оптические, механические электрические и другие свойства детали [7, 8, 15, 23, 27, 28, 29]. Процессы механической обработки, обеспечивающие формирование геометрической структуры поверхности и упрочение поверхностного слоя, имеют большое значение в обеспечении требуемых трибологических и эксплуатационных свойств элементов машин.

Одним с направлений развития окончательной обработки является обработка заготовок деталей машин точением в закаленном состоянии вместо шлифования [2, 3, 5, 9, 12, 17, 18, 22]. Такой подход обеспечивает значительное увеличение производительности обработки, исключение или уменьшение влияния отрицательных факторов, влияющих на состояние обработанной поверхности, лёгкое управление процессом и его автоматизацию. Материалами режущих лезвий в этом случае являются сверхтвёрдые, керамические материалы и твёрдые сплавы. Дополнительно имеет место также нанесение на лезвия твердых и устойчивых к изнашиванию покрытий толщиной нескольких мкм с различным химическим составом и эксплуатационными свойствами.

Процессы механической обработки сопровождаются сложными физическими явлениями, возникающими в зоне обработки и обусловленными высокими температурами и силами резания, трением контактирующих поверхностей и др.

Состояние поверхностного слоя и вытекающие из него свойства деталей машин зависят, как показано в предыдущей главе, от специфики технологического процесса, в первую очередь:

- метода обработки,
- режима обработки,
- физико - механических и химических свойств обрабатываемого материала.

² Uniwersytet Zielonogórski, Wydział Mechaniczny, Instytut Budowy i Eksploatacji Maszyn

Прогнозирование эффектов технологического процесса возможно на основе модели технологического процесса. Существующие модели условно делятся на четыре группы:

- теоретические, основанные на дифференциальных уравнениях,
- теоретическо-эмпирические, учитывающие как одновременное воздействие многих показателей процесса обработки, так и действие единичных показателей,
- численные, основанные на методах конечных или граничных элементов, конечных разностей и т.п.,
- эмпирические, основанные на различных методах планирования эксперимента.

Моделирование технологического процесса может охватывать ряд областей, связанных с его реализацией, как это представлено на рис. 1.



Рис. 1. Области моделирования технологического процесса обработки резанием

Ввиду сложности процесса резания, наиболее часто встречающиеся в литературе модели технологического процесса рассматривают узкие его области, такие как: характер теплообмена [13, 14, 19], процесс формирования стружки [4, 8, 20, 21, 24, 25, 30], силы и динамику резания [4, 8, 25], а также состояние поверхностного слоя [6, 11, 16, 26].

2. Теоретические исследования свойств поверхностного слоя при резании

Одним из методов математического моделирования комплекса явлений, охватывающих характер теплообмена, силы резания и состояние поверхностного слоя после обработки, является метод подобия, предложенный Силиным [32] и расширенный Суловым [33].

Однако ни одна из предложенных ими зависимостей, несмотря на свою сложность, не учитывает специфики обработки инструментом с покрытием и вытекающих отсюда изменений в тепло- и энергообмене. Нанесение на инструменты покрытий вызывает изменений условий взаимодействия между поверхностями инструмента и обрабатываемой деталью и стружкой, изменения радиуса округления лезвия, а также величину деформации в узле резания. Небольшая по сравнению с размерами инструмента толщина покрытия делает невозможным ввод в указанные выше зависимости дополнительных составляющих, учитывающих термические параметры покрытия, потому что она не принимает полностью тепла, а единственно ограничивает его протекание в инструмент. Поэтому представляется необходимым проведение исследований и введение на основании их анализ коэффициентов,

учитывающих влияние рода и толщины покрытия на указанные выше математические зависимости.

2.1. Разработка модели формирования поверхностного слоя на основе теории подобия

Методы теории подобия основаны на использовании результатов экспериментальных исследований температуры и силы резания, а также износа инструмента и др. факторов с помощью безразмерных комплексов, включающих в себя важнейшие параметры изучаемых процессов, которые определяются путем анализа общих теоретических уравнений процесса резания [32, 33].

Метод подобия позволяет распространить результаты небольшого количества экспериментов на группу подобных процессов обработки резанием и получить обобщенные теоретико-экспериментальные зависимости в виде критериальных уравнений.

В основе использования теории подобия для анализа процесса резания лежат следующие безразмерные комплексы, в которые введены коэффициенты $K_{м.п.}$ и K_p учитывающие присутствие покрытия (его толщину и состав):

- критерий, характеризующий степень влияния режимов резания и теплофизических свойств обрабатываемого материала:

$$B = \frac{va_1}{a_0}, \quad (1)$$

где: v - скорость резания, a_1 - толщина среза, a_0 - температуропроводность обрабатываемого материала;

Поскольку при финишной обработке действует только радиус вершины резца (рис. 2), толщину и ширину среза можно определить по формулам [1]:

$$a_1 = \frac{s}{c'} \operatorname{sinarctg} \frac{c'}{\sqrt{2a'^2 - 1 + a'b'}}, \quad (2)$$

$$b_1 = \frac{c'rt}{\operatorname{sinarctg} \frac{c'}{\sqrt{2a'^2 - 1 + a'b'}}}, \quad (3)$$

где: $a' = \frac{r_B}{t}$; $b' = \frac{s}{2r_B}$; $c' = 1 - a'(1 - \sqrt{1 - b'})$.

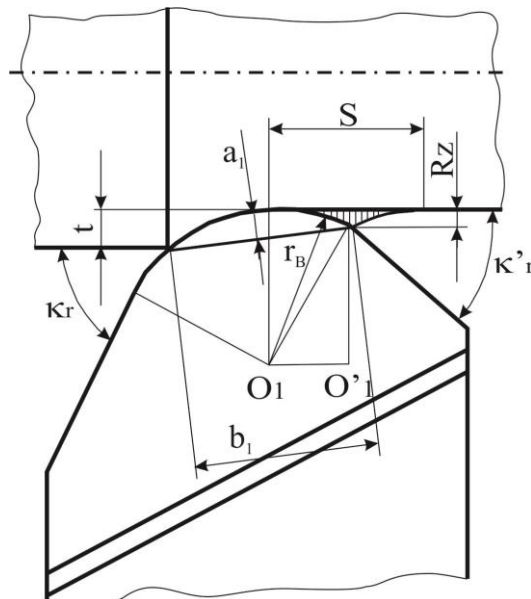


Рис. 2. Схема к определению толщину и ширину среза

- критерий, отражающий влияние геометрии инструмента и соотношения теплопроводностей инструментального и обрабатываемого материалов

$$\Gamma = \kappa_{\text{м.п}} \cdot \frac{\lambda_p}{\lambda_d} \beta \varepsilon, \quad (4)$$

где: λ_p и λ_d - теплопроводность обрабатываемого и инструментального материала, β и ε - соответственно угол заострения режущей кромки и угол при вершине реза в плане, $\kappa_{\text{м.п}}$ - коэффициент, учитывающий род покрытия,

- критерий геометрии сечения среза:

$$D = \frac{a_1}{b_1}, \quad (5)$$

где: b_1 - ширина среза;

- критерий, характеризующий влияние на процесс резания режущей кромки инструмента:

$$E = \kappa_p \frac{\rho_1}{a_1}, \quad (6)$$

где: ρ_1 - радиус округления режущей кромки инструмента, κ_p - коэффициент, учитывающий изменение радиуса округления режущей кромки инструмента, κ_p - коэффициент, учитывающий изменение радиуса округления режущей кромки инструмента;

- энергетический критерий, позволяющий сделать учесть тепловую активность стружки по отношению ко всей выделившейся в зоне резания теплоте:

$$A = \frac{a_1 b_1 (c\rho)_d \theta}{P_z}, \quad (7)$$

где: $(c\rho)_d$ - удельная объемная теплоемкость обрабатываемого материала, θ - температура в зоне резания, P_z - сила резания;

- критерий, характеризующий степень пластических деформаций металла снимаемого припуска и поверхностного слоя обрабатываемой детали:

$$B = \frac{cB^2 D^2}{\Gamma^\gamma (1 - \sin\gamma)^{0,73}}, \quad (8)$$

где: γ - передний угол реза.

На основании введенных коэффициентов ($\kappa_{\text{м.п}}$ и κ_p) в вышеприведенных критериях авторов [32, 33] проводятся теоретические исследования изменения ПС обрабатываемого материала в процессе точения инструментам с покрытием: шероховатости с поверхности, глубины наклепа и остаточных напряжений.

2.2. Теоретическое определение высоты неровностей обработанной поверхности

Теоретическое определение высоты неровностей необходимо для решения задачи выбора подачи на основании заданной операционным эскизом технологического процесса шероховатости обработанной поверхности.

Наиболее простую зависимость, учитывающую геометрию инструмента и кинематику процесса точения, представляет уравнение:

$$Rz = \frac{S^2}{8r_B}, \quad (9)$$

где: S - подача, r_B - радиус вершины реза в плане

Экспериментально доказано [31], что на величину высоты неровностей Rz влияют не только геометрия инструмента и режимы работы (составляющая Rz_T), но также

пластические и упругие деформации металла в поверхностном слое детали (составляющая Rz_{ϕ}).

$$Rz = Rz_T + Rz_{\phi}, \quad (10)$$

Поэтому фактическая высота неровностей Rz превышает их расчетные значения, определяемые из чисто геометрических соображений.

Согласно Силину [32], уравнение для расчета значения Rz обработанной поверхности можно представить в более сложном виде, учитывающем связь этого параметра с значительным количеством технологических и физических факторов:

$$Rz = \frac{\left(\frac{Pz}{t \cos \theta}\right)^2}{8r_B \left(\frac{E^{0,1}}{Pe^{0,43} \sin^{0,05} \alpha} + 0,6625 \frac{\Gamma D^{0,3} E^{0,175}}{P \sin^{0,165} \alpha}\right)^2}, \quad (11)$$

где: D, E, F - критерии подобия, Pe - критерий Пекле; $\square\square$ - задний угол; r_B - радиус вершины реза, Pz - сила резания, t - глубина резания $\square\square\square$ удельная объемная теплоемкость обрабатываемого материала, $\square\square$ - температура.

Приведенная зависимость учитывает, что высота неровностей зависит не только от геометрических параметров, но и от параметров резания.

Увеличение высоты неровностей обработанной поверхности, обусловленное упругим восстановлением поверхностного слоя можно определить по формуле [33]:

$$\Delta R_h = 0,5 \left\{ \sqrt{4r^2 - S^2} - \sqrt{4r \left[r - \frac{2a_2 \rho_1 B^{1-b_2(1-\sin y)^{-x}}}{\cos y + B \sin y} \right] - S^2} \right\} - \frac{a_2 \rho_1 B^{1-b_2(1-\sin y)^{-x}}}{\cos y + B \sin y} \quad (12)$$

2.3. Теоретическое определение глубины и степени наклепа

Под глубиной наклепа понимается толщина поверхностного слоя металла с повышенной микротвёрдостью. Теоретические и подтверждающие их экспериментальные исследования показали, что при несвободном течении не затупившимся инструментом глубина наклепанного слоя h_c можно определить следующим критериальным уравнением [32]:

$$h_c = 0,063 a_1 \frac{\tau_p t g^{m_1 i}}{\sigma_s t g^{0,81} \eta B^{m_2}}, \quad (13)$$

где: i и η - соответственно угол наклона силы стружкообразования к условной плоскости сдвига и угол схода стружки, m_1 и m_2 - коэффициенты, τ_p - прочность обрабатываемого материала, σ_s - предел текучести обрабатываемого материала.

Установлено [33], что между глубиной наклепа h_c и степенью наклепа N существует взаимозависимость:

$$h_c = kN, \quad (14)$$

где: k - коэффициент, значение которого зависит от марки обрабатываемого материала.

2.4. Теоретическое определение остаточных напряжений

В общем случае остаточные напряжения в поверхностном слое деталей при механической обработке определяются как алгебраическая сумма тепловых (σ_T) и силовых (σ_c) остаточных напряжений, а также напряжений, связанных со структурными и фазовыми превращениями (σ_{ϕ}). Отсюда полные окончательные напряжения выносят:

$$\sigma = \sigma_T + \sigma_C + \sigma_\Phi, \quad (15)$$

Температурные остаточные напряжения

Анализируя расположение источников и стоков теплоты в зоне резания (рис. 3), можно для цилиндрических деталей определить тангенциальные и осевые температурные остаточные напряжения с помощью уравнения [32]:

$$\sigma_T = \frac{R_1 \tau_p \alpha E_m \left(\frac{h}{a_1}\right)^{0,18} \left(\frac{h_1}{h}\right)^{0,14} \exp\left(-\frac{300y}{R}\right)}{c\rho(1-\mu)\left(\frac{\Delta}{\Delta_1}\right)^{0,03} P_E m_1 B n_1}, \quad (16)$$

где: R_1, m_1, n_1 - постоянные величины, R - радиус обработанной поверхности детали, α - коэффициент линейного расширения материала детали, μ - коэффициент Пуассона материала детали. Δ, Δ_1 - размеры источников теплоты

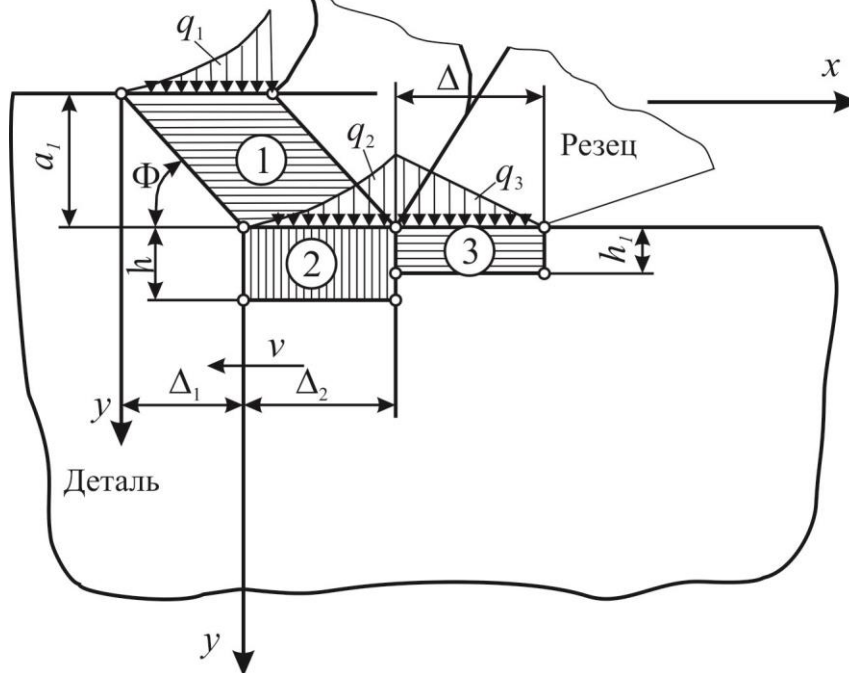


Рис. 3. Схема результирующего действия источников теплоты в зоне резания

Остаточные напряжения от действия силового фактора

Силы, действующие на передней и задней поверхностях инструмента, взаимосвязаны между собой, но для определения напряженного поля они рассматривались как отдельные группы сил (см. рис 4 и 5).

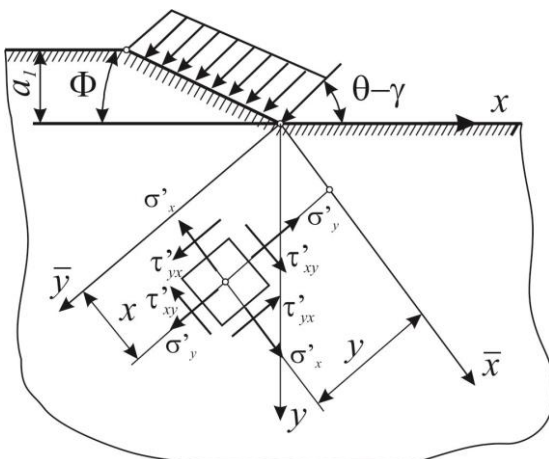


Рис. 4. Схема к определению напряжений в поверхностном слое от сил, действующих на передней поверхности инструмента

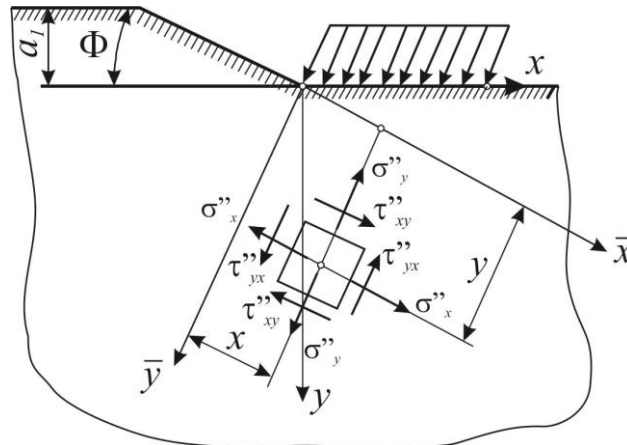


Рис. 5. Схема к определению напряжений в поверхностном слое от сил, действующих на задней поверхности инструмента

На основании использования теоремы о разгрузке Генки, известных положений из теории упругости и пластичности, а также применения методов теории подобия получены следующие уравнения для расчёта остаточных напряжений от силового фактора [32]:

$$\sigma'_c = -c' \tau_p \left(1 + \frac{1}{B}\right) B^\omega \left(\frac{h}{a_1}\right)^\nu \left[\exp\left(-c'' \frac{y}{h}\right) - \exp(-c'')\right], \quad (17)$$

$$\tau_c = -\sigma_c, \quad (18)$$

$$\sigma''_c = -\tau_p \frac{B^{4,85} \Delta b}{h_1 \Delta_1 b_1} \exp\left(-5,5 \frac{y}{h_1}\right), \quad (19)$$

где: b - суммарная длина режущих кромок инструмента, b_1 - ширина среза, c' , ν , c'' , ω - числовые величины, которых значения определяют по таблицам

Остаточные напряжения от структурных и фазовых превращений

При механической обработке фазовые и микроструктурные превращения приводят к возникновению остаточных напряжений. Для цилиндрической детали, принимая, что радиальные напряжения на ее поверхности всегда равны нулю, тангенциальные напряжения на поверхности детали можно определить по закону Гука выражением:

$$\sigma_\Phi = E_m \left(1 - \frac{\gamma_1}{\gamma_2}\right), \quad (20)$$

где: γ_1 и γ_2 - плотность структуры обрабатываемого материала.

Если $\gamma_2 > \gamma_1$, то в поверхностном слое возникают остаточные напряжения растяжения, если $\gamma_1 > \gamma_2$ – остаточные напряжения сжатия.

Таким образом известные формулы и зависимости [32, 33] оценки состояния поверхностного слоя в процессе точения инструментом без покрытия (9 – 20) должны быть изменены на основе полученных формул, учитывающих критерия подобия с введенными авторам коэффициентами $K_{м.п.}$ и K_p .

Определение коррективных коэффициентов в процессе резания инструментом с покрытием, позволит уточнить существующие общие зависимости и прогнозировать состояние поверхностного слоя после обработки инструментами с покрытиями. Значения введенных коэффициентов и их проверка, будет определена по проведению экспериментальных исследований.

3. Методика экспериментальных исследований

В исследованиях использовали сменные неперетачиваемые пластины SPUN 120312 из твердого сплава P25, на которые методом катодно-ионной бомбардировки наносили покрытия (TiCr)N и (NbTiZr)N толщиной 2 и 4 мкм, а также покрытия (TiAl)N и (AlTi)N толщиной 4 мкм. Все этапы вакуумно-плазменной обработки инструмента по методу КИБ проводились при использовании многофункциональной установки «СТАНКИН-АПП-1», оснащенной устройством для генерации плазмы двухступенчатого вакуумно-дугового разряда, вакуумно-дуговыми испарителями, многоканальной системой впуска газов, системой бесконтактного контроля над температурой обрабатываемого инструмента, а также целым комплексом вспомогательного оборудования для измерения и контроля параметров процесса обработки.

Обрабатывали заготовки из стали 40X ГОСТ 4543-71 после термообработки (улучшение) до твердости 42 HRC, которые применяются для тяжело нагруженных, ответственных деталей машин.

Точение выполняли резцами с оправкой CSDPR 2020K12. Геометрия лезвия: $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$; $\gamma = 5^\circ$; $\lambda = 0$; $\alpha = 6^\circ$; $r_b = 1,6$ мм. Режимы резания соответствуют рекомендациям по финишной токарной обработке: скорость $v = 150$ м/мин, $t = 0,25$ мм; подача $S = 0,05 - 0,125$ мм/об.

Исследования шероховатости поверхности выполнялись на профилографометре PMG-1C, обеспечивающим анализ шероховатости и волнистости поверхности а также анализ объемной (3D) текстуры.

Микротвёрдость $HV_{0,3}$ измеряли на универсальном приборе Zwick ZHV 10 при нагрузке 0,3 N, сохраняя расстояние между отпечатками в каждом направлении не меньше чем 2,5 диагонали отпечатка.

Исследования фазового состава и тонкой структуры поверхностного слоя выполнялись при использовании рентгеновского дифрактометра общего назначения ДРОН-3.0 в Cu-K α монохроматизированном излучении. Вторичная монохроматизация осуществлялась пиролитическим графитом при вращении образца в собственной плоскости. Для определения фазового состава проводилась съемка полной рентгенограммы в непрерывном режиме с шагом по углу $0,1^\circ$. Интервал углов $2\theta = 40^\circ - 105^\circ$ выбирался с учетом нахождения линий предполагаемых α - и γ -фаз, включающих все линии карточки (31-0619) γ -Fe austenite и карточки (06-0696) α -Fe картотеки ASTM (электронная версия PCPDFWIN 2,0). Сбор и обработка информации осуществлялись с помощью программы WinDif.

4. Проверка принятой модели формирования поверхностного слоя инструментом с покрытием

Для проверки предложенных математических моделей выполнено сравнение результатов экспериментальных исследований с величинами полученными при использовании математических зависимостей (на примере точения стали 40X с подачей 0,125 мм/об).

На рис. 6 – 8 представлены различия между измеренными и рассчитанными значениями основных параметров, идентифицирующих состояние поверхностного слоя, после введения в модели корректирующих коэффициентов, учитывающих род и толщину покрытия.

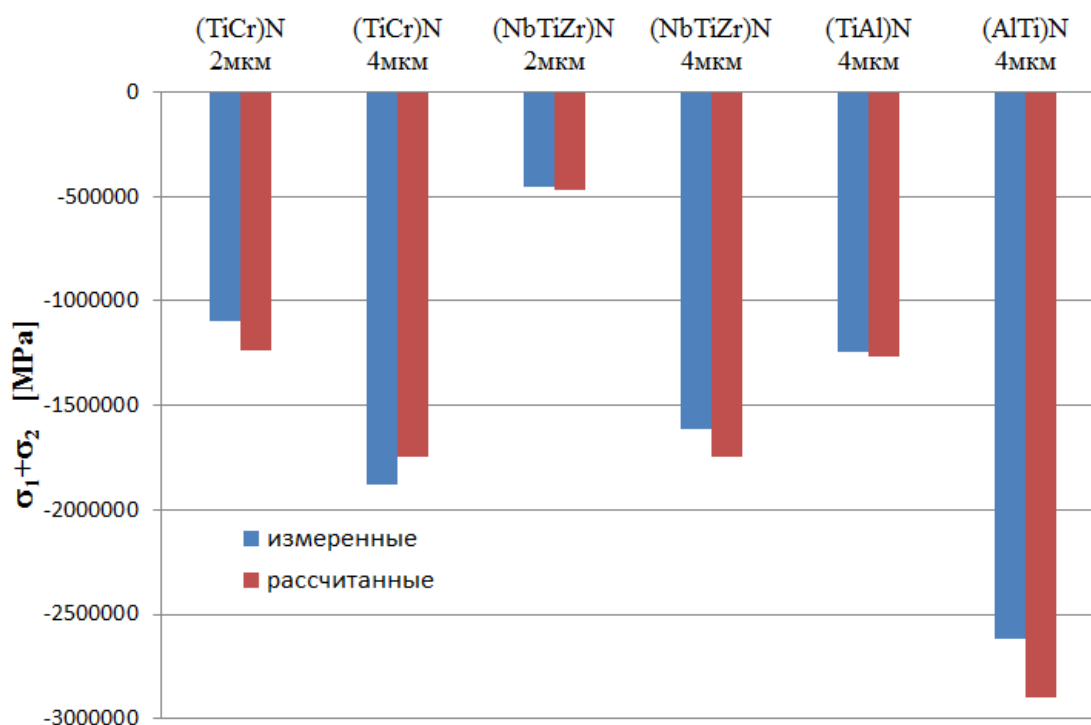


Рис. 6. Сравнение значений остаточных напряжений

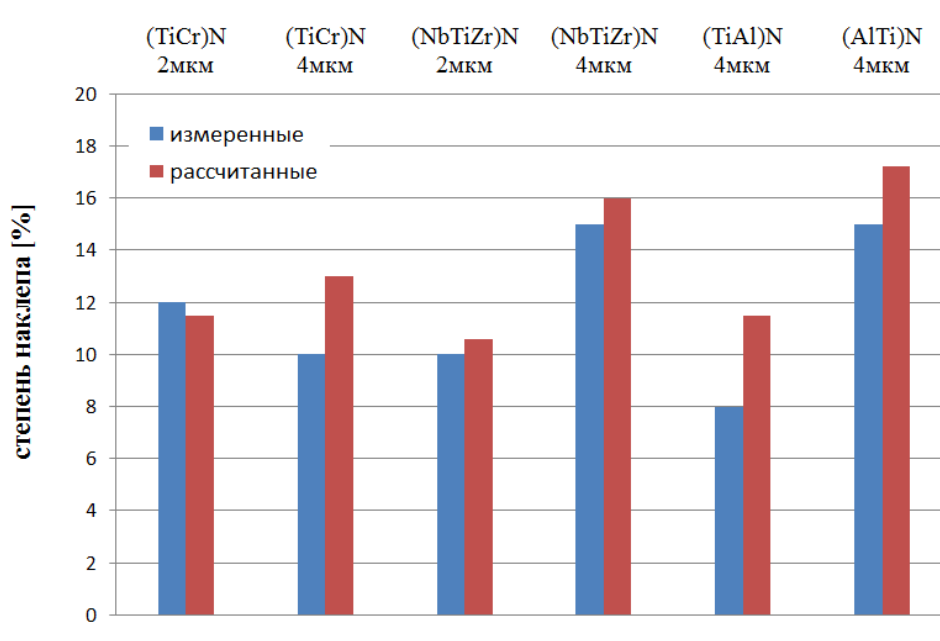


Рис. 7. Сравнение значений степени наклепа

На основании проведенных исследований и анализа их результатов определены значения поправочных коэффициентов для случая обработки инструментом с покрытием (табл. 1), а также рассчитаны относительные отклонения экспериментальных и расчетных значений по формуле

$$\varepsilon = \frac{|X_{\text{э}} - X_{\text{р}}|}{X_{\text{р}}} \cdot 100\%,$$

где: $X_{\text{э}}$ и $X_{\text{р}}$ – соответственно экспериментальное и расчетное значения анализируемого параметра.

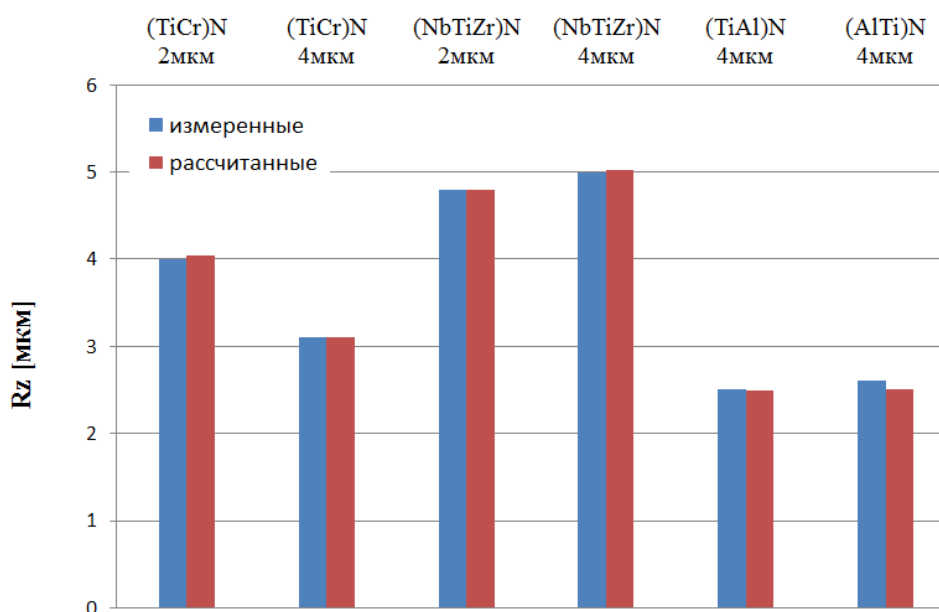


Рис. 8. Сравнение значений параметра шероховатости Rz

Таблица 1. Значения поправочных коэффициентов и относительных отклонений

Поправочные коэффициенты	покрытие					
	(TiCr)N 2 mkm	(TiCr)N 4 mkm	(NbTiZr)N 2 mkm	(NbTiZr)N 4 mkm	(TiAl)N 4 mkm	(AlTi)N 4 mkm
k_p	0,24	0,19	0,55	0,48	0,11	0,26
$k_{м.п.}$	1,1	1,6	2,5	1,6	1,6	3,2
относительная погрешность						
напряжения I рода σ	12%	7%	3%	8%	2%	10%
степень наклепа k	4%	24%	6%	6%	30%	12%
Rz	1%	0,3%	2%	0,5%	0,4%	4%

Приведённый сравнительный анализ позволяет утверждать, что принятые поправочные коэффициенты, учитывающие род и толщину покрытия, позволяют применять принятые модели формирования параметров поверхностного слоя для прогнозирования его состояния в процессе обработки инструментом с покрытием.

5. Выводы

Проведенные исследования и анализ их результатов позволяют сделать следующие выводы:

1. Разновидность покрытия, нанесенного на твердосплавные пластины, оказывает существенное влияние на состояние технологического поверхностного слоя детали.
2. Толщина покрытия, определяющая радиус округления главной режущей кромки, оказывает влияние на уровень пластических деформаций в зоне резания и наклеп поверхностного слоя обрабатываемой детали.
3. Точение улучшенных сталей пластинами с покрытиями характеризуется меньшей степенью и глубиной наклепа по сравнению с шлифованием. Это связано с выделением при шлифовании большего количества теплоты и отпуском

материала поверхностного слоя, что подтверждается различиями в толщине белого слоя.

4. Точение улучшенных сталей пластинами с покрытиями вызывает изменения в фазовом составе поверхностного слоя и параметрах тонкой структуры.
5. Введённые и определённые автором в общую модель коэффициенты, допускает прогнозировать состояние поверхностного слоя деталей обработанных инструментом с покрытием.

Литература

1. Astakhov, V.P., Tribology of Metal Cutting. Tribology and Interface Engineering Series, No. 52, Elsevier, London, 2006
2. Attanasio A.; Umbrello D.; Cappellini C.; Rotella G.; M'Saoubi R., Tool wear effects on white and dark layer formation in hard turning of AISI 52100 steel, Wear Volume: 286-287, Complete, May 15, 2012, pp. 98-107
3. Bartarya G.; Choudhury S.K., State of the art in hard turning, International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume: 53, Issue: 1, February, 2012, pp. 1-14
4. Bissacco G., Hansen H.N., Slunsky J., Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling. CRIP Annals – Manufacturing Technology 57 (2008) 113 – 116.
5. Byrne G., Dornfeld D., Denkena B., Advancing Cutting Technology. CIRP Annals – Manufacturing Technology (2003) Vol. 52, Issue 2, pp. 483 – 507
6. Cakir M.C., Ensarioglu C., Demirayak I., Mathematical modelling of surface roughness for evaluating the effects of cutting parameters and coating material. Journal of Materials Processing Technology 209(2009) 102 – 109.
7. Chang WR, Etsion I, Bogy DB (1987) An Elastic–Plastic Model for the Contact of Rough Surfaces. Journal of Tribology—Transactions of the ASME 109(2) pp. 257– 263.
8. Childs T.H.C., Friction modelling in metal cutting. Wear 260 (2006) 310 – 318.
9. Dahlman P.; Gunnberg F.; Jacobson M, The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning, Journal of Materials Processing Technology Volume: 147, Issue: 2, April 10, 2004, pp. 181-184
10. Fonte M, Romeiro F, Freitas M (2007) Environment Effects and Surface Roughness on Fatigue Crack Growth at Negative R-Ratios. International Journal of Fatigue 29:1971–1977.
11. Grzesik W., Żak K., Surface integrity generated by oblique machining of steel and iron parts. Journal of Materials Processing Technology 212 (2012) 2586 – 2596.
12. Knuefermann, M.M.W., McKeown, P.A., A Model for Surface Roughness in Ultraprecision Hard Turning, CIRP Annals - Manufacturing Technology Volume: 53, Issue: 1, 2004, pp. 099-102
13. Komanduri R., Hou Z.B., Thermal modelling of the metal cutting process. Part I – Temperature rise distribution due to shear plane heat source. International Journal of Mechanical Sciences 42 (2000) 1715 – 1752.
14. Komanduri R., Hou Z.B., Thermal modelling of the metal cutting process. Part III – temperature rise distribution due to combined effects of shear plane heat source and tool – chip interface frictional heat source. International Journal of Mechanical Sciences 43 (2001) 89 – 107.
15. Kuroda M, Marrow TJ (2007) Preparation of Fatigue Specimens with Controlled Surface Characteristics. Journal of Materials Processing Technology 203(1–3): 396–403.
16. Kuzinovski M., Stamboliska Z., Cichosz P., Engineering of surface layer in material removal machining. Journal of Materials Processing Technology 155 – 156 (2004) 1451 – 1458.

17. Liu M., Takagi J., Tsukuda A., Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hardturning of bearing steel, *Journal of Materials Processing Technology* Volume: 150, Issue: 3, July 20, 2004, pp. 234-241
18. Matsumoto Y., Hashimoto F., Lahoti, G., Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* Volume: 48, Issue: 1, 1999, pp. 59-62.
19. Moufki A., Molinari A., A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part II. Parametric study. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 45 (2005) 181 – 193.
20. Molinari A., Moufki A., The Merchant's model of orthogonal cutting revisited: A new insight into the modelling of chip formation. *International Journal of Mechanical Sciences* 50 (2008) 124 – 131.
21. Moufki A., Dudziński D., Molinari A., Rausch M., Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. *International Journal of Mechanical Sciences* 42 (2000) 1205 – 1232.
22. Penalva, M.L.; Arizmendi, M.; Diaz, F.; Fernández, J.; Katz, Z., Effect of Tool Wear on Roughness in Hard Turning, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* Volume: 51, Issue: 1, 2002, pp. 57-60.
23. Pettersson U (2005) Surfaces Designed for High and Low Friction, PhD Thesis, Uppsala University, p. 42.
24. Sonawane H.A., Joshi S.S., Analytical modelling of chip geometry and cutting forces in helical ball end milling of superalloy Inconel 718. *CRIP Journal of Manufacturing Science and Technology* 3(2010) 204 – 217.
25. Szecsi Tamas, Cutting force modelling using artificial neural networks. *Journal of Materials Processing Technology* 92 – 93 (1999) 344 – 349.
26. Umbrello D., Filice L., Improving surface integrity in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel by modelling white and dark layers formation. *CRIP Annals – Manufacturing Technology* 58 (2009) 73 – 76.
27. Whitehouse DJ, Bowen DK, Venkatesh VC, Lonardo PM, Brown CA (1994) Gloss and Surface Topography. *Annals of the CIRP* 43(2):541–549.
28. Yahata N (1987) Effect of Lapping on the Fatigue-Strength of a Hardened 13Cr–0.34C Stainless Steel. *Wear* 115(3):337–348.
29. Yang C, Tartaglino U, Persson BNJ (2006) Influence of Surface Roughness on Superhydrophobicity. *PRL* 97:116103.
30. Zhang L.C., Cutting composites: A discussion on mechanics modelling. *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009) 4548 – 4552.
31. Овсеевко А.И., Gajek M.M., Серебряков В.И.: Управление качеством деталей машин технологическими методами. *Politechnika Opolska, Opole* 2005.
32. Силян С.С. Метод подобия при резании материалов. Москва, Машиностроение 1979. с 152
33. Сулов А.Г., Инженерия поверхности деталей. Москва, Машиностроение, 2008 с 320.

TEORETYCZNE I EKSPERYMENTALNE BADANIA KSZTAŁTOWANIA WARSTWY WIERZCHNIEJ ELEMENTÓW PO TOCZENIU PŁYTKAMI Z WĘGLIKA SPIEKANEGO Z POWŁOKAMI NA BAZIE ZŁOŻONYCH AZOTKÓW METALI

W pracy przedstawiono zarówno teoretyczne jak i praktyczne wyniki modelowania badań mających na celu określenia wpływu i zależności pomiędzy parametrami technologicznymi procesu skrawania i stanem warstwy wierzchniej elementu kształtowanej podczas toczenia wykańczającego, płytkami z węgla spiekanego z powłokami PVD. W oparciu o znane modele, wprowadzono

współczynniki korekcyjne dla rodzaju i grubości powłok, których wartości określono na podstawie przeprowadzonych badań eksperymentalnych.

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF THE ELEMENTS FORMING THE SURFACE LAYER AFTER TURNING INSERTS CARBIDE BASED COATINGS MADE OF METAL NITRIDES

The paper presents both theoretical and practical results of modeling studies to determine the impact, and the relationship between the technological parameters of the cutting process and the state of the surface layer of forming of part during finish turning, inserts carbide PVD coated. Based on the known models, introduced correction factors for the type and thickness of the coating. The values factors determined from experimental studies.

NUMERICAL ANALYSIS OF THE DEEP DRAWING PROCESS BY FINITE ELEMENT METHOD FOR ANISOTROPIC MODEL OF OBJECT

KALDUNSKI Paweł³, CHODOR Jarosław³

Keywords: deep drawing, FEM, numerical analysis, plastic strain

The paper presents a numerical analysis and experimental verification of strain in the product shaped by drawing process, using a spherical punch on a curved die block. The drawing process was considered as geometrical and physical nonlinearity boundary-initial value problem, with the nonlinear, moving sources and boundaries, and with partial knowledge of boundary conditions. Anisotropic material model with hardening was used. The method of determining the anisotropic material properties of the sheet metal has been presented. The analysis was performed using FEM. The methodology of measuring the strain in the experiment has been presented. Exemplary results of numerical calculations in comparison with experimental results have been shown.

1. INTRODUCTION

In a typical deep drawing process model includes a shaped sheet metal and die, consisting of the die and punch. Achieving a specific shape by drawpiece is forced through a metal contact interaction with tools, which is determined by kinematics. The mutual displacement of the punch and the die block is based on actual process of drawing, for example: assuming a motionless die block and inflicting displacement of the punch. In the drawing process as a result of movement of the punch and go into the die block, the flat disc is into a cylindrical element with bottom transformed. To determine the deformation character of the drawpiece a numerical measurement of the deformation was performed in the several drawpiece places. The study was performed on the discs having a diameter 80 mm (Fig. 1). Measurements were carried out in four specific areas: in the bottom of the drawpiece $l_1 = 0$ mm, at a distance $l_2 = 16$ mm from the centre (rounding), at a distance $l_3 = 24$ mm and at a distance $l_4 = 32$ mm from the centre.

In this paper, the deep drawing process is considered an initial and boundary value problem with geometrical and physical nonlinearity and with only partial knowledge of the boundary conditions. The boundary conditions in the tool-object contact zones are not known. The paper focuses on the development of a methodology to study the phenomena that occur during and after the deep drawing process (e.g., the metal sheet deformation, stress and strain states etc.). Physical and mathematical models of the deep drawing process were adopted from [4-7]. The updated Lagrange description is used to describe nonlinear phenomena on a typical incremental step using a stepwise and co-rotational coordinate system. The stress and strain states are described using Piola-Kirchhoff stress tensor and Green-Lagrange strain tensors, respectively. Analysis was performed on a curved die block using anisotropic Barlat's material model [1][2]. Variational methods are used in continuum mechanics to formulate the equations of motion. However, there is no method of accounting for the incremental formulation. The use of the variational method to formulate the equations of motion for a typical incremental step in nonlinear problems in the technological processes was proposed by Kukielka [4, 7]. In this paper, this method

³ Faculty of Mechanical Engineering, Koszalin University of Technology

is used to modelling the deep drawing process. This equation has been discretized by finite element method, and the system of discrete equations of motion of objects was received. For solution of these equations the explicit or implicit methods was used [7]. The applications were developed in the ANSYS/LS-Dyna system, which makes possible a complex time analysis of the states of displacements, strains and stresses, in the workpieces in/after deep drawing process. The procedure is implemented in an application created by the author using ANSYS/LS-DYNA program.

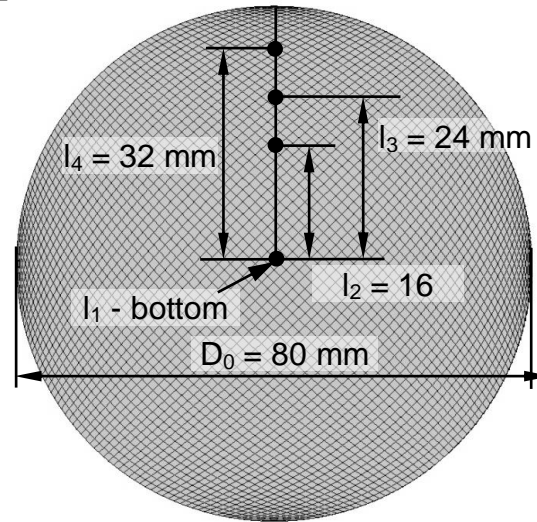


Fig. 1. Location and direction of strain measurement in the drawpiece

Analysis was carried out using a spherical punch (Fig. 2).

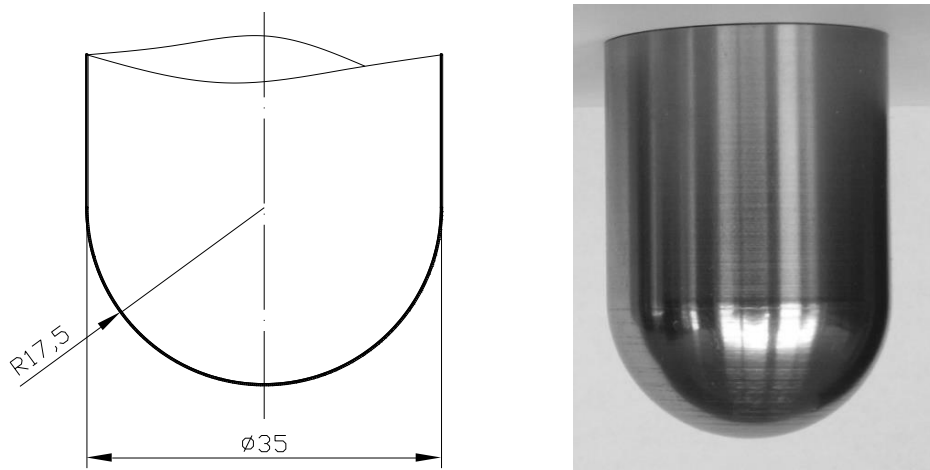


Fig. 2. Spherical punch

2. MATERIAL PARAMETERS

Tensile testing was carried out on DC01 steel. Ordinary flat specimen (Fig. 3) and three stages (Fig. 4) were performed to determine the all characteristics of the material [3]. Method of determining the material constants based on the graph stretch has by R. H. Hayer been developed [8][9]. Determination of material constants for three-stage specimen consists of tensile test until appears the throat in the smallest cross section.

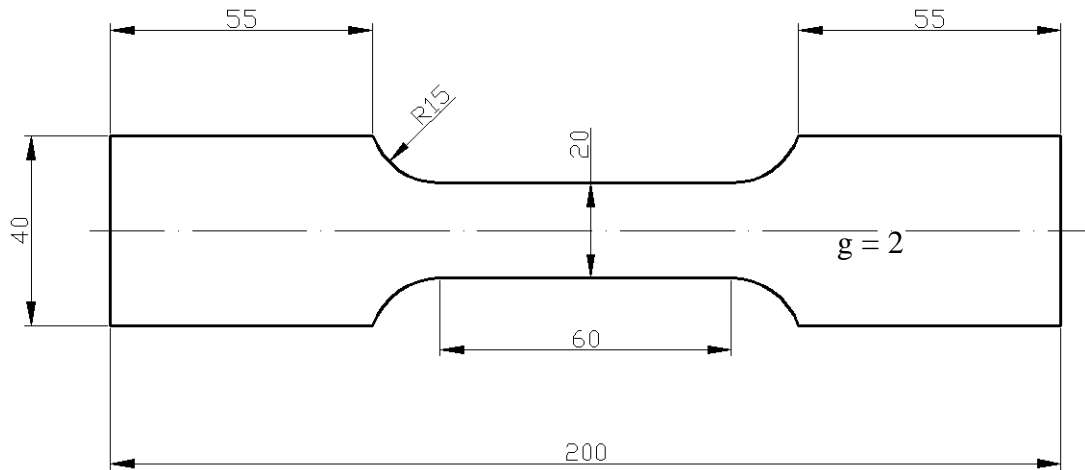
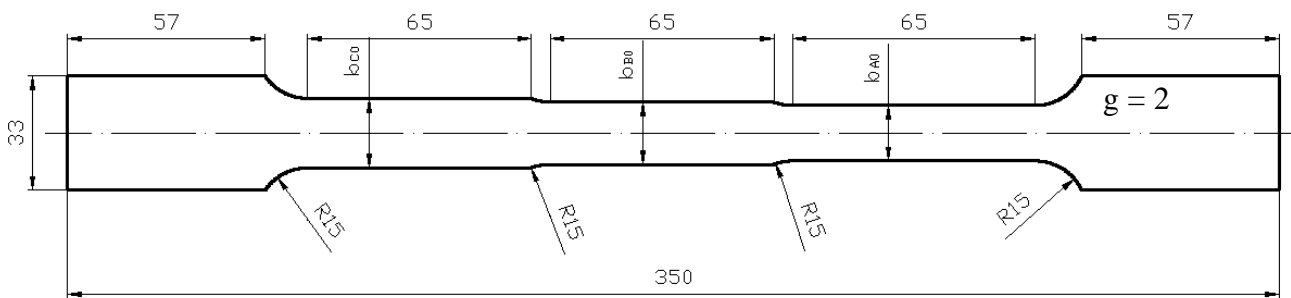


Fig. 3. Shape of a flat tensile specimen


 Fig. 4. Shape of a flat tensile specimen to determine: constants n and c and the hardening curve

From three stage specimen has the whole material characteristics been determined directly from the equation $\sigma_p = K \cdot \varepsilon^n$. The N coefficient has been calculated from the equation [9]:

$$n = \frac{\ln\left(\frac{b_{c0} \cdot l_{c0} \cdot l_B}{b_{B0} \cdot l_{B0} \cdot l_C}\right)}{\ln\left[\frac{\ln\left(\frac{l_B}{l_{B0}}\right)}{\ln\left(\frac{l_C}{l_{c0}}\right)}\right]} = \frac{\ln\left(\frac{20 \cdot 50 \cdot 55}{18 \cdot 50 \cdot 53}\right)}{\ln\left[\frac{\ln\left(\frac{55}{50}\right)}{\ln\left(\frac{53}{50}\right)}\right]} = 0,289, \quad (1)$$

and K -factor from the equation [9]:

$$K = \frac{F_{\max}}{b_{c0} \cdot g_0 \cdot \frac{l_{c0}}{l_C} \cdot \ln \frac{l_C}{l_{c0}}} = \frac{9500}{20 \cdot 2 \cdot \frac{50}{53} \cdot \ln \frac{53}{50}} = 573 \text{ [MPa]}. \quad (2)$$

The graph in Figure 5 shows stress dependence from equivalent strain for the three sampling directions of sheet metal. It can be seen that the elastic part of all cases are almost identical, only at strains above 0,3 obtained a greater difference of stress.

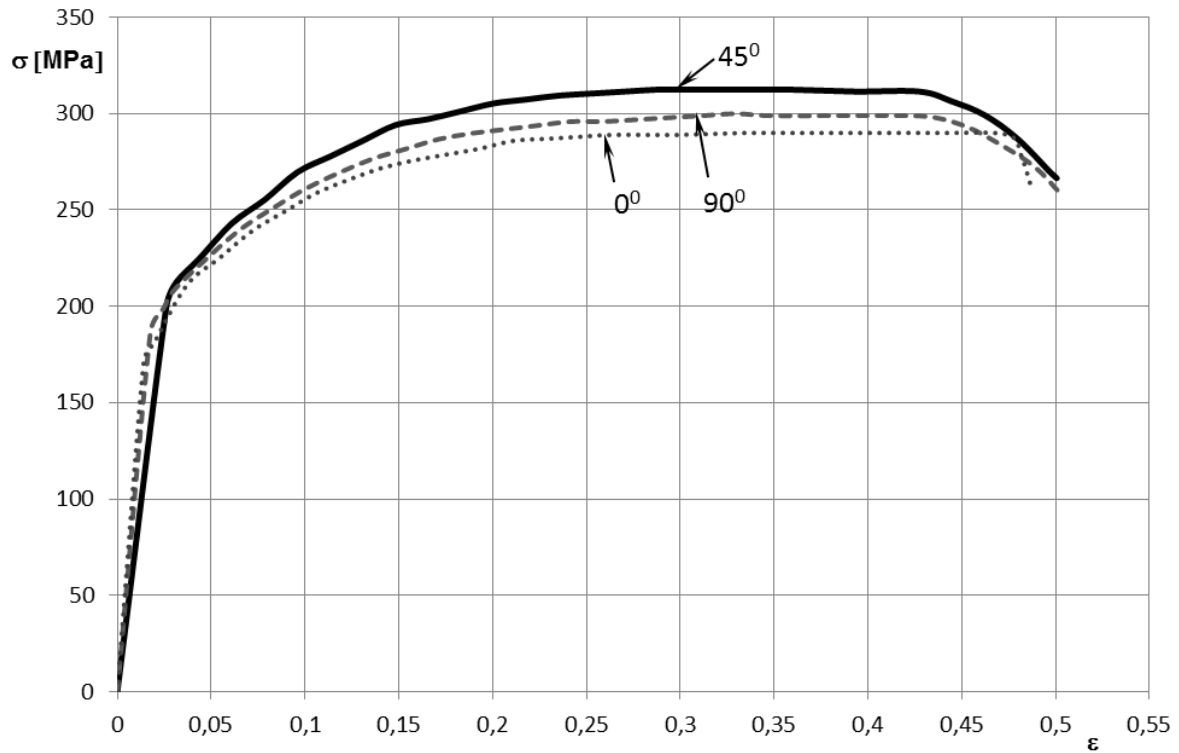


Fig. 5. Stress dependence from equivalent strain for the three sampling directions

Figure 6 shows the yield point, tensile strength and the conventional fracture stress depending on the direction of sampling.

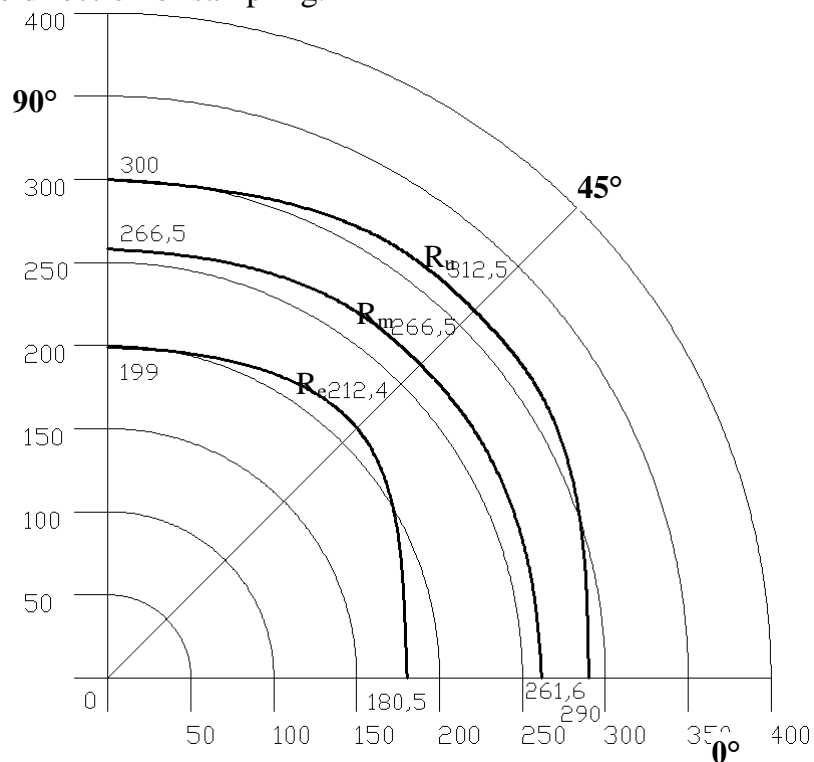


Fig. 6. Graph of stresses for 3 directions of sampling

Figure 7 shows true uniform strain ϕ_1 , equivalent uniform strain ϵ_1 , true strain ϕ_2 and equivalent strain ϵ_2 depending on the direction of sampling.

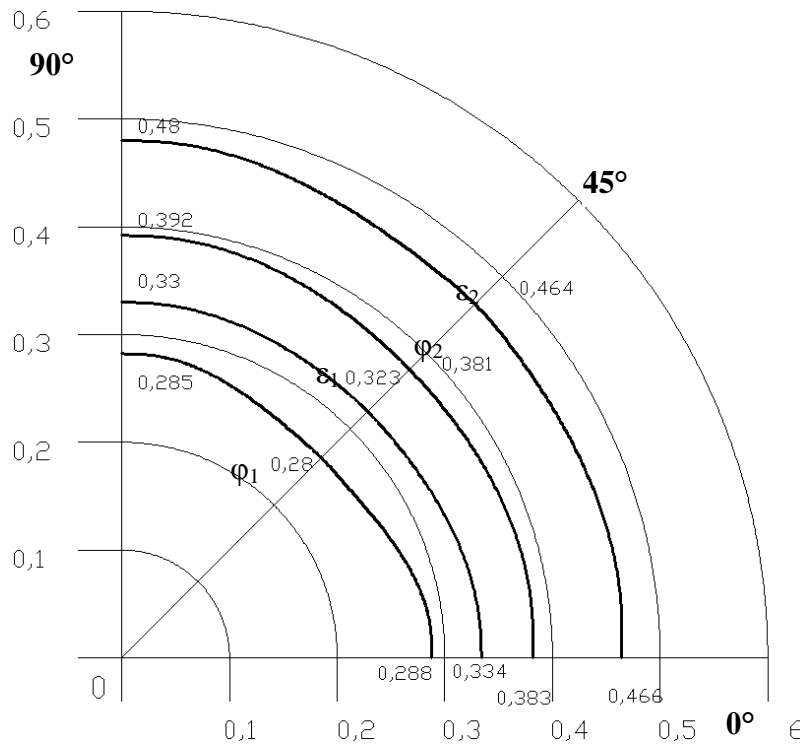


Fig. 7. Graph of strains for 3 directions of sampling

3. NUMERICAL RESULTS

The first measurement was carried out at the height of drawpiece $h = 15$ mm. The maximum strain appears in the bottom of the drawpiece as a result of the tensile (Fig. 8). The value of this strain was 0,246. It was a true strain. Strain in the drawpiece walls was minor and did not exceed 0,05.

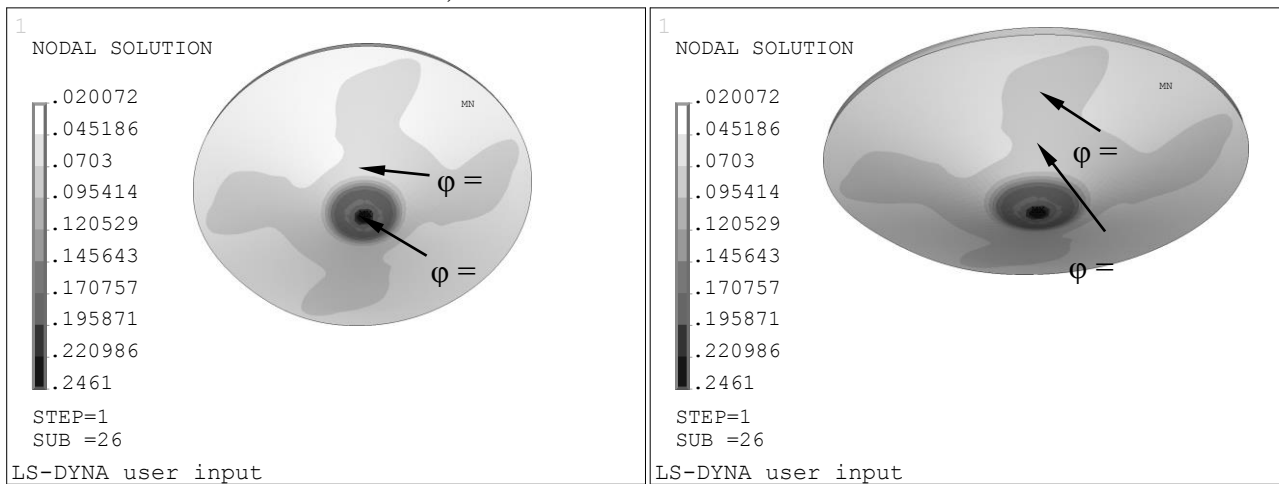


Fig. 8. The results of strain at orthogonal direction for the drawpiece height $h = 15$ mm

After reaching a height $h = 25$ mm the maximum value of strain was still located at the bottom, as a result of tension and folding at the spherical surface of the stamp. The value of this strain has not increased significantly, it was 0,29 (Fig. 9). Strains in the drawpiece wall has been increased to 0,174 and near the rounding to 0,11.

At the stage of obtaining the maximum value of drawing force at about $F_s = 46$ kN height of the drawpiece was $h = 38,3$ mm (Fig. 10). Strain at the bottom was not changed, it was about 0,29. On the rounding did not change too significantly, it was about 0,18.

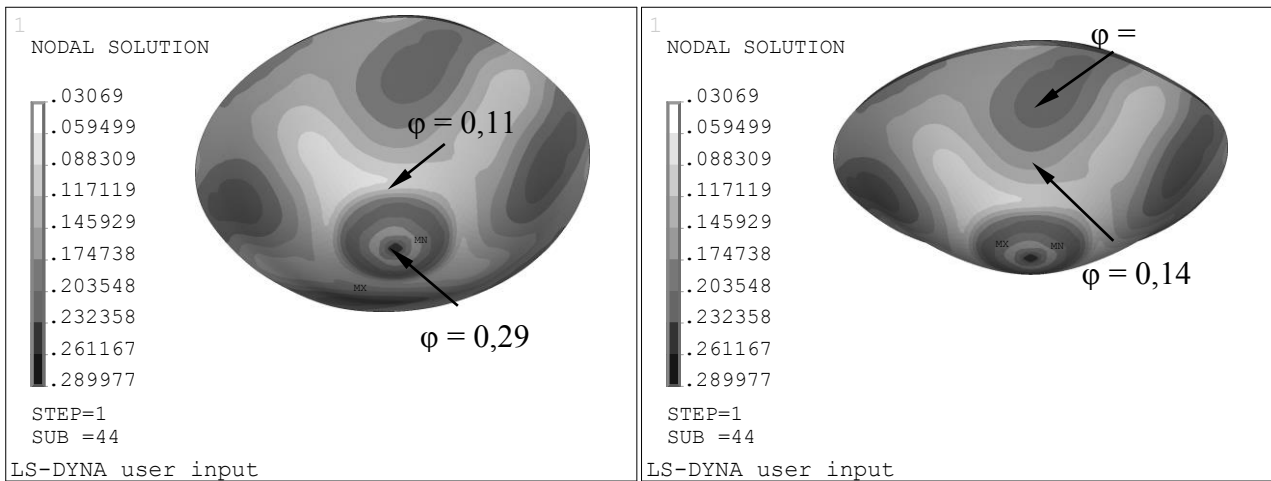


Fig. 9. The results of strain at orthogonal direction for the drawpiece height $h = 25$ mm

A significant increase the strain value has occurred in the drawpiece wall at the distance $l_3 = 24$ mm, increased to 0,36, whereas at the distance $l_4 = 32$ mm equal 0,58. In the formulated drawpiece, strain distribution change compared to the previous step only in the drawpiece walls (Fig. 11). At the distance $l_3 = 24$ mm from the center, strain increased to 0,49 while in the distance $l_4 = 32$ mm to 0,96.

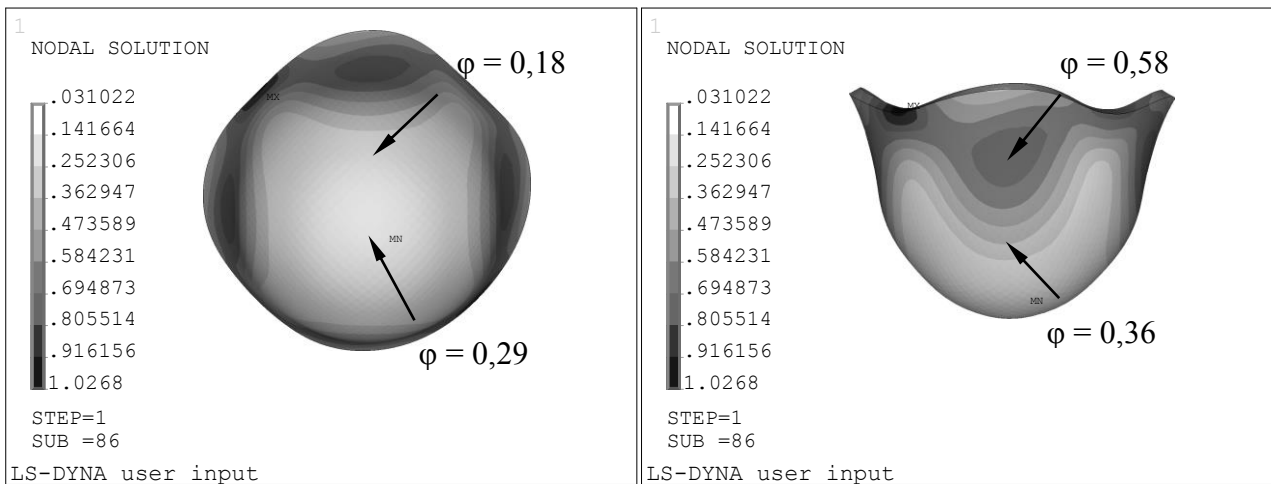


Fig. 10. The results of strain at orthogonal direction for the drawpiece height $h = 38,3$ mm (for maximum drawing force $F_s = 46$ kN)

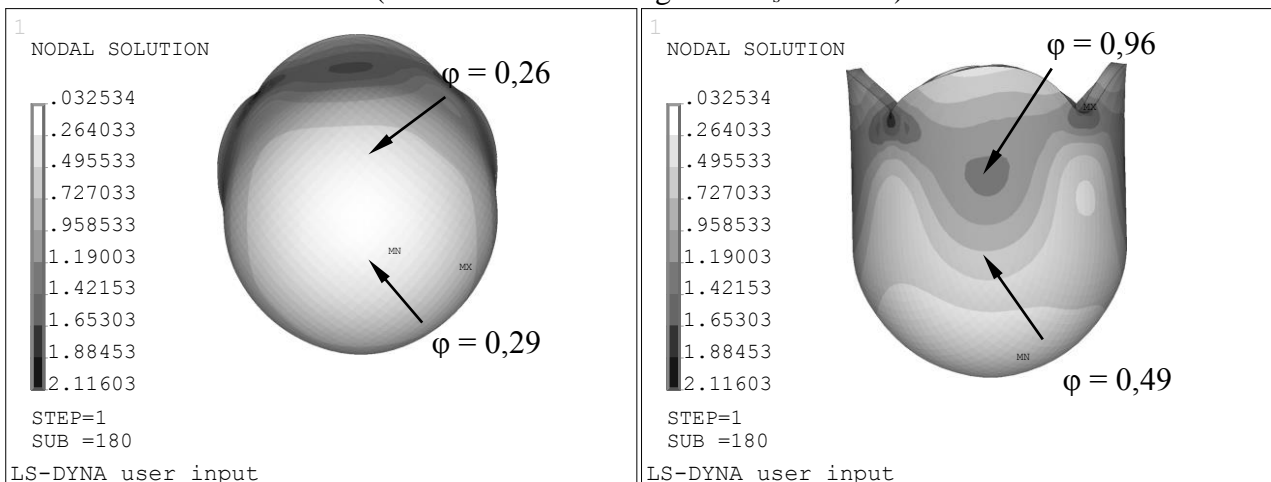


Fig. 11. The results of strain at orthogonal direction for the formulated drawpiece

4. EXPERIMENTAL RESULTS

Experimental research were carried out on a testing machine ZD 200 (Fig. 13) [3]. Reading accuracy of the measuring clock and writing accuracy is about 500 N. The testing machine has the ability to register the course of the force as the way function. Experimental research were carried out on the punch with a round forehead. Stamp diameter equal (Fig. 12) $d_s = 35 \text{ mm}$.



Fig. 12. The curvilinear drawing die block



Fig. 13. Testing machine ZD 200

To research was used pressing oil MARTOL EP 150. It is a product based on synthetic oils (alkylbenzenes). Oil flash point $> 160^\circ\text{C}$. The density at 20°C equal $\rho = 1079 \text{ kg/m}^3$. This oil is insoluble in water. The viscosity at 40°C equal about $157 \text{ mm}^2/\text{s}$. Only the surface of the die block has been lubricated. The stamp area stayed dry but not defatted. At the figure 14 is shown a test station to drawing process research. There is a curvilinear die block mounted in centring ring. The disc was placed on the die block surface and also with a ring centred. The stamp had replaceable tips. Drawing discs were marked as shown in Figure 15. There were applied circles with a diameter equal 5 mm, for future measurement of strains and then comparison with the numerical results. Mesh wasn't applied to the disc, because it could change the conditions of drawing by the appearance of the notch.

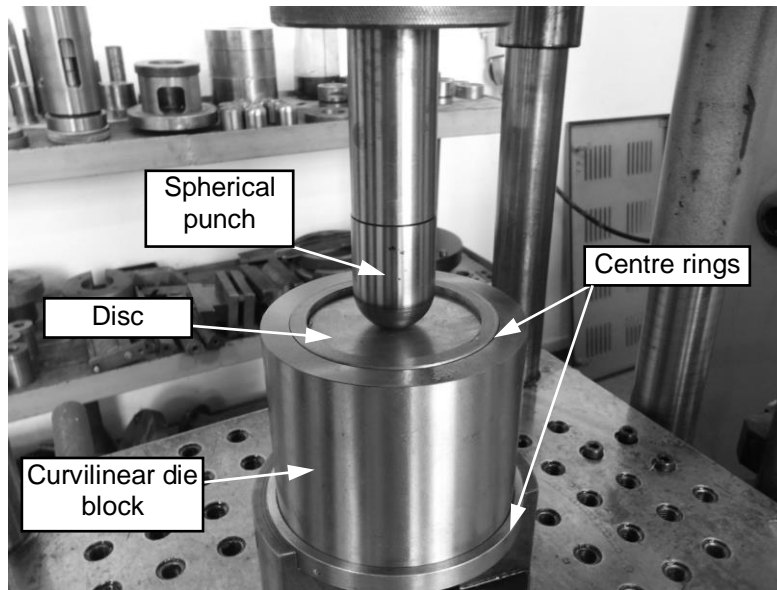


Fig. 14. Test station to drawing process research

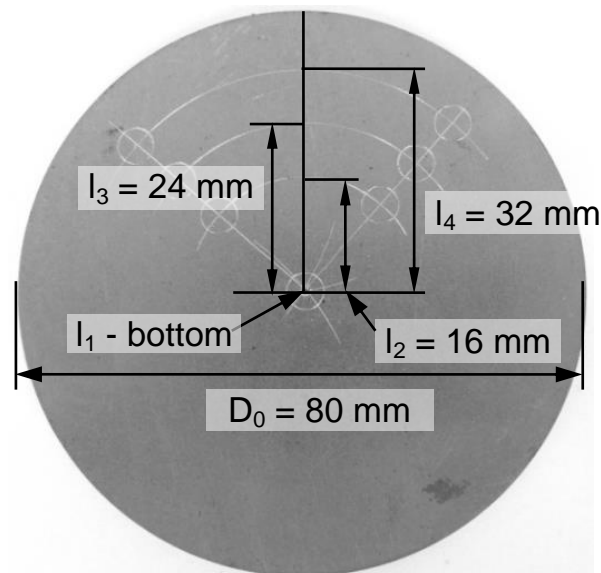


Fig. 15. Strains measuring places in drawpiece

Strains results obtained experimentally for the drawpiece height $h = 15 \text{ mm}$ are summarized with numerical and tabulated in table 1. The differences between the results obtained from the numerical analysis were greater in compared to the strains measured on the sample. This was due directly from the fact that it is not possible to accurately measure strain at the spherical bowl, and the drawpiece has the characteristic bottom for this type of punch. Figure 16 shows the drawpiece photo with the visible measured distorted circles.

Tab. 1. Strains measuring in drawpiece for spherical stamp for $h = 15 \text{ mm}$

	Measuring place (fig. 16)			
	l_1 (bottom)	$l_2 = 16 \text{ mm}$	$l_3 = 24 \text{ mm}$	$l_4 = 32 \text{ mm}$
Anisotropic model	$\varphi = 0,246$	$\varphi = 0,048$	$\varphi = 0,048$	$\varphi = 0,045$
Experiment	$\varphi = 0,07$	$\varphi = 0,035$	$\varphi = 0,02$	$\varphi = 0,016$



Fig. 16. Drawpiece with a 15 mm height obtained on the spherical punch

Strains results obtained experimentally for the drawpiece height $h = 25 \text{ mm}$ are summarized with numerical and tabulated in table 2. The differences between the results obtained from the numerical analysis also as in the previous case were much greater in compared to the strains measured on the sample. Figure 17 shows the drawpiece photo with the visible measured distorted circles.

Tab. 2. Strains measuring in drawpiece for spherical stamp for $h = 25 \text{ mm}$

	Measuring place (fig. 17)			
	l_1 (bottom)	$l_2 = 16 \text{ mm}$	$l_3 = 24 \text{ mm}$	$l_4 = 32 \text{ mm}$
Anisotropic model	$\varphi = 0,29$	$\varphi = 0,11$	$\varphi = 0,14$	$\varphi = 0,174$
Experiment	$\varphi = 0,08$	$\varphi = 0,08$	$\varphi = 0,135$	$\varphi = 0,22$



Fig. 17. Drawpiece with a 25 mm height obtained on the spherical punch

Another strains measurements was conducted for obtained maximum drawing force. Results are summarized with numerical and tabulated in table 3. The differences between the results obtained from the numerical analysis also as in the previous case were much greater in compared to the strains measured on the sample. However, in this case only at the bottom were considerably greater. Differences of the measured strain at the walls were smaller, due to the fact, that the walls assume a cylindrical shape, and this significantly improved accuracy. Figure 18 shows the drawpiece photo with the visible measured distorted circles. Although that the drawpiece had spherical cap shape, strains measurements

were already much easier than in the previous case, because the side surface has been rectified.

Tab. 3. Strains measuring in drawpiece for spherical stamp for maximum drawing force

	Measuring place (fig. 18)			
	l_1 (bottom)	$l_2 = 16$ mm	$l_3 = 24$ mm	$l_4 = 32$ mm
Anisotropic model	$\varphi = 0,29$	$\varphi = 0,18$	$\varphi = 0,36$	$\varphi = 0,58$
Experiment	$\varphi = 0,08$	$\varphi = 0,17$	$\varphi = 0,28$	$\varphi = 0,45$

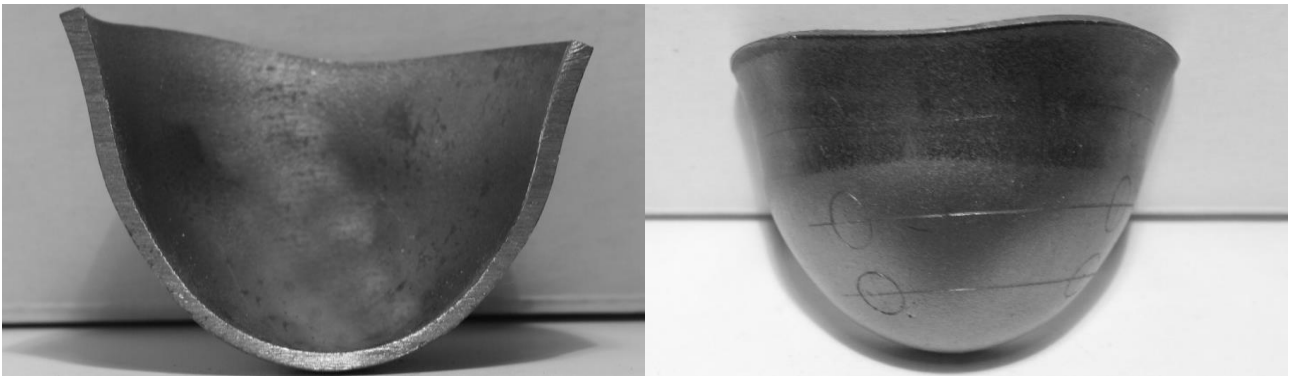


Fig. 18. Drawpiece obtained for the maximum drawing force value on the spherical punch

Another strain measurements were carried out on the finished drawpiece. Results are summarized with numerical and tabulated in table 4. The differences between the strains obtained from the numerical results and experimental also were greater only at the bottom of the drawpiece. Differences of the measured strain at the walls were much smaller due to the fact, that the walls assume a fully cylindrical shape. Figure 19 shows the fully shaped drawpiece photo with the visible measured distorted circles. It can be observed mirrored drawpiece side surface, which is a result of sliding it during the process down the die surface. This is a characteristic feature of curvilinear die block, in which contact occurs without interruption from the start of the process, to obtain the finished product.

Tab. 4. Strains measuring in drawpiece for spherical stamp for finished drawpiece

	Measuring place (fig. 19)			
	l_1 (bottom)	$l_2 = 16$ mm	$l_3 = 24$ mm	$l_4 = 32$ mm
Anisotropic model	$\varphi = 0,29$	$\varphi = 0,26$	$\varphi = 0,49$	$\varphi = 0,96$
Experiment	$\varphi = 0,09$	$\varphi = 0,19$	$\varphi = 0,43$	$\varphi = 0,85$

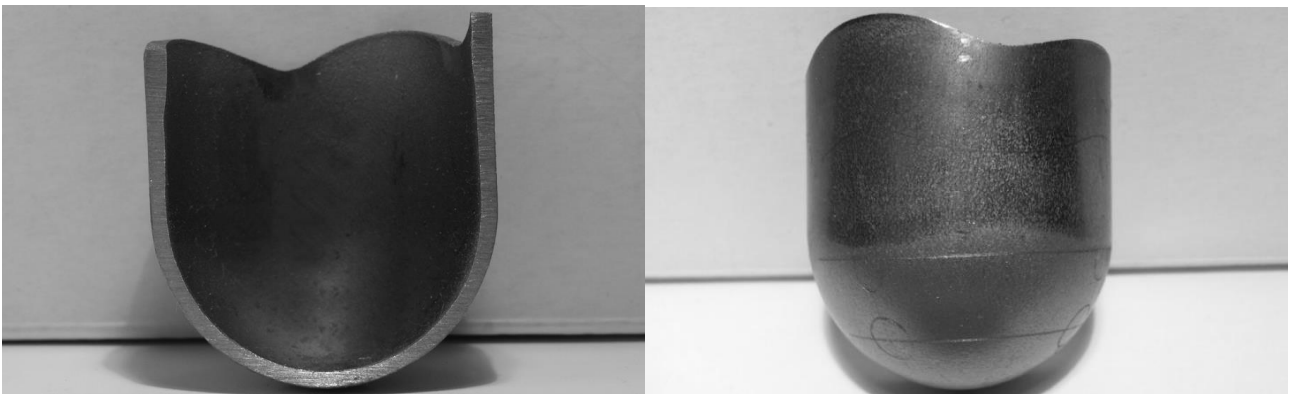


Fig. 19. Shaped drawpiece obtained on the spherical punch

5. CONCLUSION

A sheet metal deep drawing is a complicated technological process. In many cases, the drawing conditions are chosen by trial and error which is expensive and time consuming undertaking. Once made tools cannot be processed, during mass production interruptions in production cause large cost. In this case it is necessary to use of the possibilities of computer simulation and numerical analysis. They not only save time and money on initial research and building the prototype tools, but allow to study of the process for conditions which in fact could result damage to the tool or machine. Selection of suitable geometry of the die block is decisive for the amount of force in the drawing process, and therefore also affects the distribution of stresses in the die and the punch.

An innovative element of this work is the use of the new curvilinear profile shape of die block [3]. This die block by its geometry allows for a more homogeneous formation of the drawpiece, compared to dies used in industry which have constant radius rounding. Drawing force obtained on it is more than twice less for traditional dies blocks. With the use of this die block was carried out numerical and experimental measurement of strain in drawpiece.

Measurement of strain in the drawpieces is a more effective element of verifying numerical model, than the calculation of stresses, which are a conventional magnitude. In this case, however, differences between the numerical and experimental results were larger. This was due to the fact that in the case of the numerical results the finite elements are subject to deformation are much smaller size and their local strain are larger than the value measured at the sample. Moreover on the measured strain differences may influence non-uniform flow of the material at the surface and inside of the sheet.

A further complication was to measure the strain on rounding drawpiece, due to the convexity and shape of a spherical cap. It was not possible to measure precisely of such a strain because there was unknown value of the curvature in the measuring area. Measurement of strain was much easier at flat areas or at wall which has the shape of a cylinder. Comparison of strain of the experiment and simulation, however, give a general idea of the value of these deformations.

References

1. Ansys Ls/Dyna User's Guide
2. Barlat F., Lege D. J., Brem J. C.: A Six-Component Yield Function for Anisotropic Materials. *International Journal of Plasticity* 7, 1991, p. 693-712
3. Kaldunski P.: Modelling and simulation forming of circularly-symmetrical drawpieces without flange with the regard of the geometrical and physical nonlinearity (in Polish), PhD thesis, Koszalin, 2009.
4. Kukielka L.: Application of the variational and finite element methods to dynamic incremental nonlinear analysis in the burnishing rolling operation, *ESM'99 Modelling and simulation: a tool for the next millennium*, vol. II, 1999, pp. 221-225.
5. Kukielka L.: Numerical modeling: the contact problem of movable elasto/visco-plastic body, *Computational methods in contact mechanics VI*, Book Series (Ed. Brebbia, CA) *Computational and experimental methods*, Vol. 8, WITPRESS, Southampton-Boston, 2003, pp. 93-102.
6. Kukielka L.: New Damping Models of Metallic Materials and Its Application in Non-Linear Dynamical Cold Processes of Metal Forming, *STEEL RESEARCH INTERNATIONAL*, Vol. 81, Issue 9, pp. 1482-1485, 2010.
7. Kukielka K., Kukielka L.: A modern methodology for modelling and analysis of technological metals treatment processes (in this book).

8. Kulik J., Olszak-Kulik H.: Study the technological properties of metals (in Polish), Publisher Koszalin University of Technology, Koszalin, 2003.
9. Marciniak Z.: Design of press tools (in Polish), Technical Centre A. Marciniak, Warsaw, 2002.

NUMERYCZNA ANALIZA PROCESU GŁĘBOKIEGO TŁOCZENIA METODĄ ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH Z UŻYCIEM MODELU ANIZOTROPOWEGO

W pracy przedstawiono analizę numeryczną i weryfikację eksperymentalną odkształceń w wyrobie kształtowanym przez wytłaczanie, z wykorzystaniem stempla o kształcie kulistym na autorskiej matrycy krzywoliniowej. Proces wytłaczania na zimno rozpatrzono jako geometrycznie i fizycznie nieliniowe zagadnienie brzegowo-początkowe, w którym występują nieliniowe, ruchome oraz zmienne w czasie i przestrzeni warunki brzegowe. Materiał blachy przyjęto jako anizotropowy z umocnieniem. Przedstawiono sposób wyznaczenia anizotropowych właściwości materiałowych blachy. Analiza została przeprowadzona z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Określono metodykę pomiaru odkształceń w eksperymencie. Przedstawiono przykładowe wyniki obliczeń numerycznych w zestawieniu z wynikami eksperymentalnymi.

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ГЛУБОКОЙ ВЫТЯЖКИ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С ПОМОЩЬЮ АНИЗОТРОПНОЙ МОДЕЛИ

В статье представлен численный анализ и экспериментальная проверка деформации в продукте сделанных методом глубокой вытяжки, используя сферическую отпечаток на автора криволинейной массива. Холодный процесс вытяжки считались как геометрически и физически нелинейной начально-граничная задача, в которой есть нелинейная, перемещения и переменной во времени и пространстве граничных условий. Материал пластины был взят в качестве анизотропной модель материала с упругостем. В статье представлен экспериментальный метод определения свойств анизотропного материала. Анализ проводили с использованием метода конечных элементов. Методология измерения деформации, указанные в эксперименте. Представлено некоторые результаты численных анализ в сравнении с экспериментальными результатами.

USING 3D NUMERICAL ANALYSIS TO DETERMINE INFLUENCE OF THE TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF THE ROLLING PROCESS ON THE THREAD QUALITY

KUKIEŁKA Krzysztof⁴, BOHDAL Łukasz⁴,
KULAKOWSKA Agnieszka⁴, PATYK Radosław⁴

Keywords: external round thread, Finite Element Method, thread rolled on cold.

This work describes the thread rolling as a real object and its physical and mathematical modelling. The algorithm and application of 3D numerical analysis in ANSYS/LS-PrePost program were elaborated. The friction coefficient, initial yield stress and plastic hardening modulus influence will be carried out with 5 levels rotary experiment plan, which let for elaboration of regression equation to describe this relationship. Exemplary results of 3D numerical analysis in thread for different conditions of rolling are presented.

1. INTRODUCTION

On the Mechanical Engineering Department at Koszalin University of Technology are carry on researches on new external round thread rolling method on pipes and bars. The thread rolling is one of plastic forming method (shaping-finishing), which the essence is use of surface local plastic deformation effect in cold [1-2, 4-13, 22-30, 32]. This modern method of treatment allows to obtain high smoothness of the object surface ($R_a < 0.1 \mu\text{m}$) [25], and at the same time mechanical surface layer hardening [4-13, 25], while using suitable instrumentation - also increase the accuracy of dimension and profile [4-13, 24].

Moreover, use rolling treatment reduces the production cost of machine elements, as it is possible to obtain in one operation required profile of the threads and forming imposed properties of the surface layer properties [7-13, 26-29, 32].

Application of cold thread rolling on the surface layer of the pipe is a complex problem, since in order to obtain the desired surface-state of deformation, it is necessary to apply high pressure forces, which in the case of low rigidity of shape cause damage of the pipe – spalling, irregular outline, overlap, incomplete outline, ovalization and crack (Figure 1).

These disadvantages can be partially eliminated by the use of rolling method with additional heating of the semi-finished product for example in a furnance, oxy-acetylene flame or by using an electric current flowing through the tool-object contact [18]. Increase local temperature in the treatment zone reduces the yield strength of the material and thus also reduces rolling force values. However, using these methods, is more expensive treatments than cold rolling.

Adapting common thread rolling machines with a fixed steady, e.g. WGH 80 for thread rolling pipes to considerable length (up to 6 m) is not possible due to the construction of the mill, which limits the scope of the thread rolling machine with up to 125 mm [32]. Furthermore, the rolling process tends to be unstable, and the load pipe with low rigidity of shape, causes large rolling forces, that receiving the screw of the required quality is an extremely complex task. Proposed in this paper a new way through the centerless rolling doesn't have the above drawbacks [4-12]. The essence of this approach is to eliminate the fixed steady and the introduction of a system which contains four roller rolling surface (Fig. 2).

⁴ Faculty of Mechanical Engineering, Koszalin University of Technology

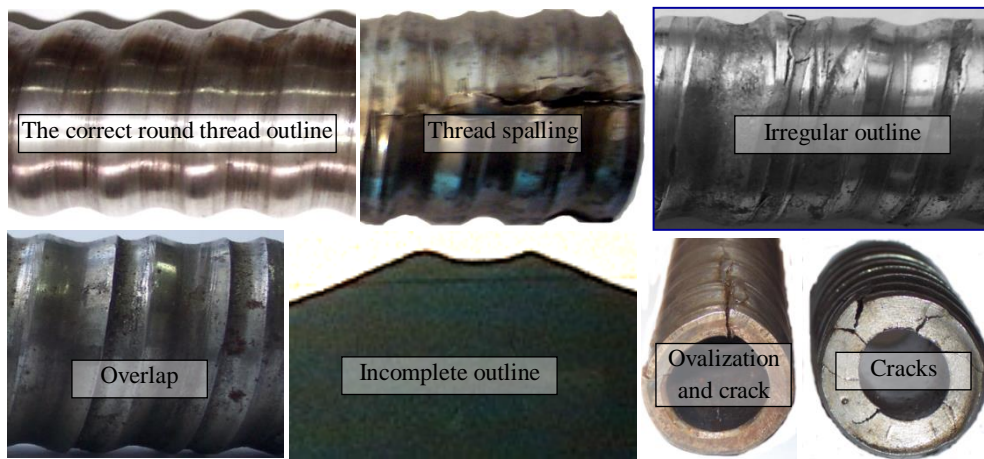


Fig. 1. The correct round thread outline and exemplary errors arise during the thread rolling process

The head is designed to conventional lathes and is fastened in place of the chuck. Head design allows for easy change of force and roller change [7, 10, 21]. The process is beginning with introduce blank into the space between the four head rollers. Then follows contact of blank with rings in introducing part of the rolls. Rotation of the rollers is a result of the force impact, which case their progressive penetration in the work pieces material, which executes feed motion of roller, with compatibility into the rolled thread pitch. After two rotation of the head follows turning off of the feed motion forced by mechanisms of engine lathes, and further move of the work pieces is self-enforced as a component of the axial rolling force. In the next stage successive rings of the roll are shaping the thread profile, than calibrate profile and finally the gradual unloading of the object in outgoing part of the rollers. In the working zone rolling fluid is given. The cyclic process of gradual loading, forming, calibrating and unloading is repeated until the desired length of thread is received.

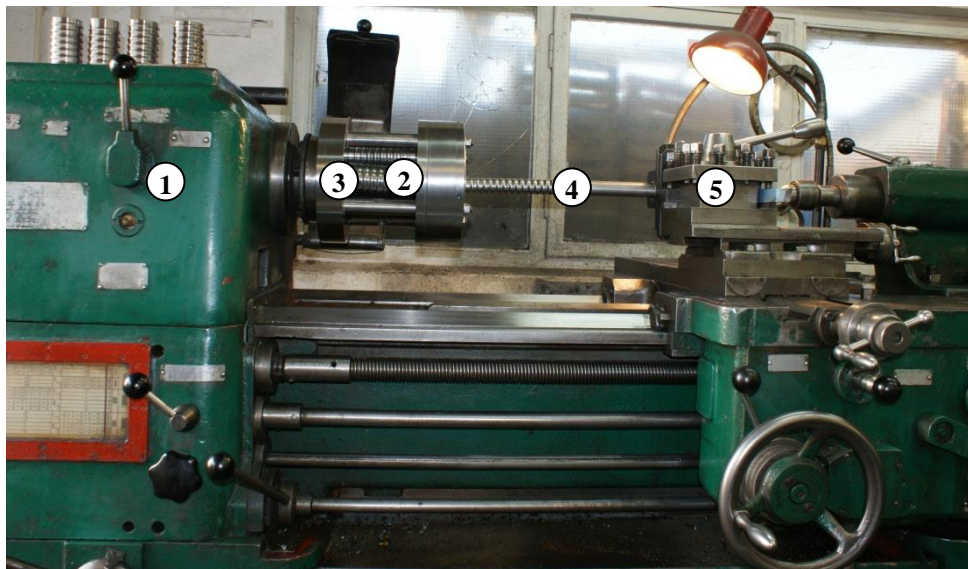


Fig. 2. Stand for the external round thread rolling with quick pitch on long pipe: 1 – cruising lathe, 2 – angle head, 3 – rolls, 4 – workpiece (bar or pipe), 5 – tailstock

The researches on numerical analysis of the thread rolling process for the plane state of stress and strain was carried out by J. A. Martin [22, 23], also by J.P. Domblesky and F. Feng [1, 2], and for plane strain but spatial stress by K. Kukielka and L. Kukielka [12, 17] and R. Patyk [26-29]. The first chance for spatial state of strain and stress was

carried out by J. A. Martin [22], J.P. Domblesky and F. Feng [1], but this simulation was without rotation or simplified to the case of the vertical move of the tool. Also Z. Pater, A. Gontarz, W. Weronki [30] were carried out numerical analysis for spatial state of stress and strain in the thread but for the case of new method the flat-die thread rolling.

The use of the variational method to formulate the equations of motion for a typical incremental step in nonlinear problems in the technological processes was proposed by K. Kukielka [8, 9], L. Kukielka [13-15] and K. Kukielka and L. Kukielka [12, 16-19]. In the paper, this method is used to modelling the tread rolling on cold. This equation has been discretized by finite element method, and the system of discrete equations of motion of objects was received. For solution of these equations the explicit or implicit methods was used [16]. The applications were developed in the ANSYS programs, which makes possible a complex time analysis of the states of displacements, strains and stresses, in the workpieces in/after tread rolling process.

Therefore, the aim of this paper is determinate the influence of the material parameters and lubrications conditions on the state of strain and displacement in the rolled thread. Complex modelling and analysis of the thread rolling process for the round thread rolling process on pipe and bars are carried out with accordance into the algorithm shown in figure 3.

2. MODELLING OF THE PROCESS

For purpose of this paper the thread rolling method by the axial head was used. The thread rolling process on cold is doubly (geometrical and physical) nonlinear boundary-initial problem, with nonlinear and moving boundaries. The boundary conditions in contact zone are not known. Physical nonlinearities, called also as a material, results from the nonlinear equations describing the material properties of the processes part. Geometrical nonlinearities caused by a change in the initial part geometry, leading to nonlinear relationships between strain-displacement. Inclusion of these nonlinearities in the analysis of the thread rolling issue is extremely complex. Make it necessary to operate increments of particular kinematic quantities (displacement, velocity, acceleration), static (force, force moment, stress) and use of incremental description [3, 7, 12, 16-19].

The incremental mathematical model of thread rolling process, in the updated Lagrange formulation, contain the constitutive equations (model of dynamical yield stress, elastic/visco-plastic stains model, elastic/visco-plastic stress model), the model of contact between tool-workpiece, dynamic equation of motion and deformation, initial and boundary conditions [6, 7, 14].

First, variational method developed equation of motion and deformation for a typical step time. Then, equation with Finite Element Method was discretized, given the equations of motion and deformation of a discrete object. The algorithm of numerical analysis in ANSYS program was elaborated, where discrete equation was applied together with initial and boundary conditions. In this work this model was used for stress, strain and displacement states analysis for case of the external metric and round thread rolling processes.

Modern modelling and analysis of the thread rolling processes using variational method and Finite Element Method (FEM) proceeds in stages shown in figure 3 [7, 16].

An own application in ANSYS program for the thread rolling process were elaborated. Numerical analysis let for forecast behaviour of rolled thread during whole multistage technological process. For the most important possibilities of the numerical analysis in application for the thread rolling is determination of:

- dimensions of the pipe before rolling (mainly nominal and outline diameter),

- geometry and thread outline during thread rolling and after elastic relieving,
- local strain and stress states in the thread,
- maximum strain – where crack of the thread is possible,
- expected rolling force,
- influence of the friction coefficient on the process flow and quality of the thread,

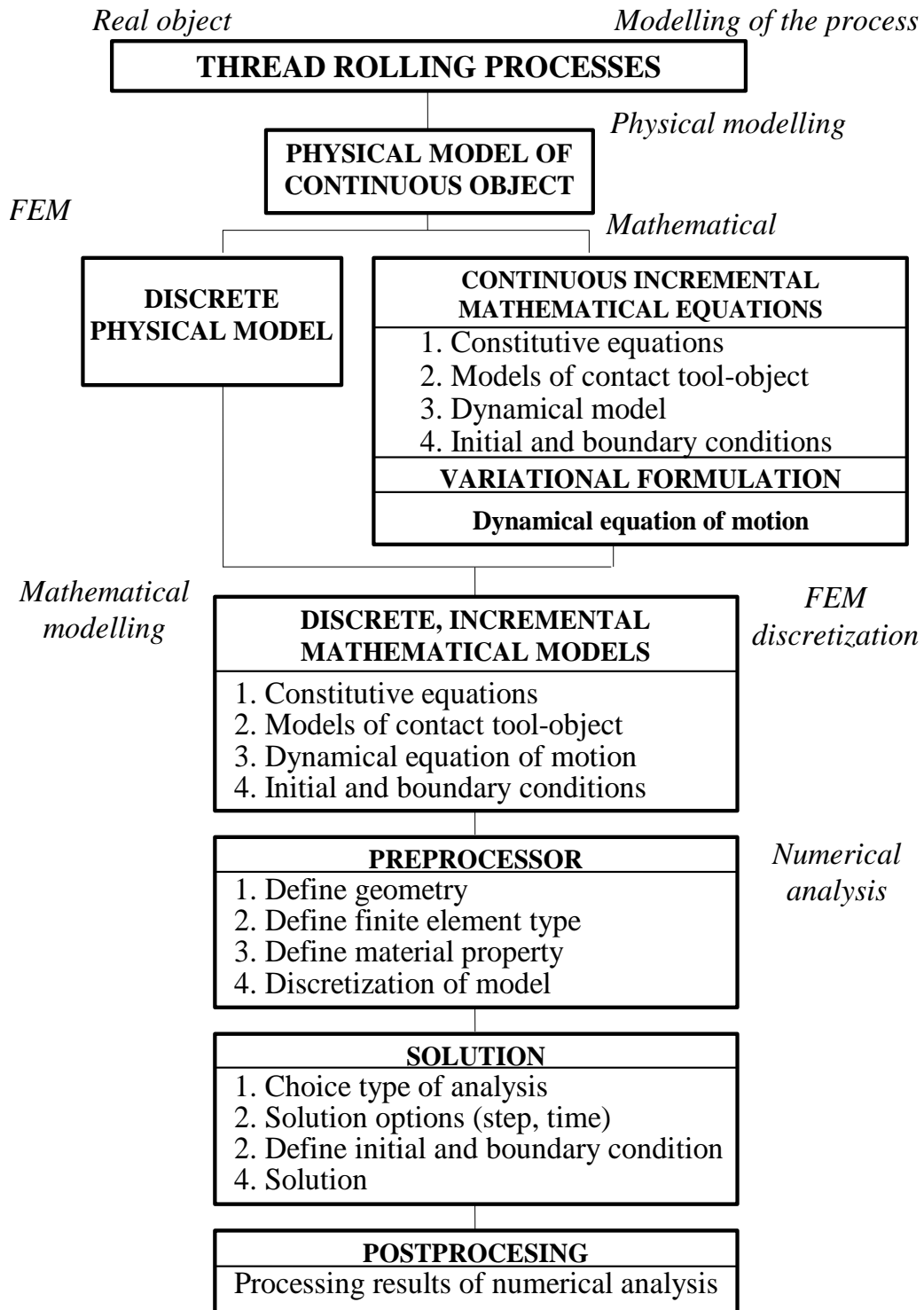


Fig. 3. Scheme of modern modelling and analysis of thread rolling process

- number and geometry of the rolls, in that active rolls surface in the introducing, shaping, calibrating and outing zone,
- state of loads, stresses and strains of the tools,
- areas of contact, slip and stick.

3. NUMERICAL ANALYSIS

The analysis of the literature on the rolling process, e.g. [1-2, 4-12, 18-25, 32], own studies and computer simulations [1-2, 4-13, 16-19, 22, 23, 26-29] shows that the technological quality of the rolled thread, can influence from the following factors:

- 1) Material factors: Young's modulus, Poisson ratio, initial yield point, plastic hardening modulus, sensitivity on the strain rate, plastic anisotropy, value of border-strain, inclination to brittle cracking.
- 2) Geometrical of the thread and tool factors: thread dimensions, outside diameter and wall thickness of the pipe, surface state and physical state of surface layer zones (state of stress) of the pipe after preceded treatment, roller geometry, number and spacing of the rolls, kind of the tool profile (in the shape of screw line or ring-shaped), material and set of the rest, single or multi-turn thread).
- 3) Technological parameters (depends of the rolling mill type and special head): speed of the roller put in, rolling speed, contact force.
- 4) Friction conditions in the contact zones (depends of the kind of lubricant): friction moment, friction forces.

Factors, which significance impact on quality technology on the significance level $\alpha=0.05$ was determinate in the preliminary researches investigations or on the analysis of the literature are unmarked. However, in order to determine the significance impact of the other factors so. material parameters and conditions of the process (lubrication) a sensitivity analysis was carried out.

3.1. Sensitivity analysis

In order to determinate the sensitivity of the strain and displacement zone of disreet point of the object during the external thread rolling process on changeability following material properties initial yield point, plastic hardening modulus and conditions of process realization, such as lubrication (friction coefficient) was carried simulation researches where computer programs: LS-PrePost, LS-Dyna and ANSYS/LS-DYNA were used.

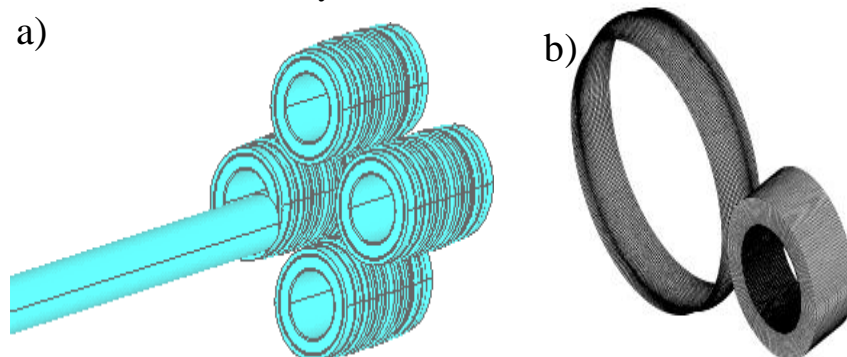


Fig. 4. Computational model of THREAD ROLLING 3D to simulation of the external round thread rolling process (a), reduced computational model for the case of thread rolling with single ring (b)

3.2. Computational model

Discretized computer model contain nearly 15 million degrees of freedom, therefore took a chance to simplify a computational model to the case of the external thread rolling process as a single ring of the roll and piece of pipe in numerical analysis – fig. 4. As a result of this simplification discretized computer model with 323356 degrees of freedom (with 78400 number of finite elements, and 80982 numbers of nodes) was received.

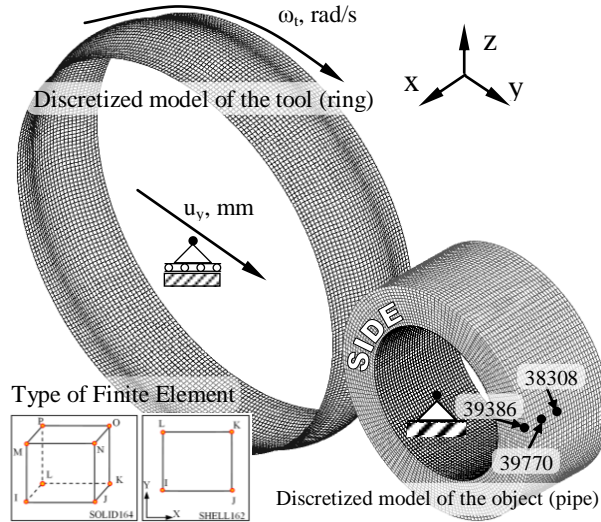


Fig. 5. Exemplary discretized model for the external thread rolling with round profile $\phi 31 \times 12.56$ mm

Assumption, that during the thread rolling process in the workpiece is spatial state of stress and deformation. Therefore, the external thread rolling was admitted as a hollow with single ring of the roller outline and pipe – Fig. 5. The workpiece was discretized by 4-noded element type SOLID164 and SHELL162 (inside wall of the pipe), but the tool by element type SHELL162. On the workpiece axis the rotational degrees of freedom on the z and y axis was took off also on the side of the pipe the translational degrees of freedom on the x direction was took off. On the workpiece angular velocity $\omega_t=120$ rad/s and displacement on the $u_y=0.81$ mm direction was applied.

The sensitivity analysis was carried out with 5 level compositive rotary experiment plan (Tab. 1), with application of the computer program E-PLANNER, through the method which was shown in the work [7, 20]. In the researches assumed the following variation range of the examined factors: initial yield point $\sigma_0 = 230 \div 370$ MPa (from steel S235JR to C45), plastic hardening modulus $E_T = 400 \div 680$ MPa (from steel S235JR to C45), also friction coefficient $\mu = 0 \div 0.39$ (from with to without lubrication). From the statistical analysis of received results, which was elaborated in the E-PLANNER program, indicate that on the confidence level $\alpha=0.05$ the best results approximation is received for 2nd degree polynomial with double interactions.

Therefore the following equations describing state of effective plastic strain and stress for selected node (Fig. 5) were received:

- for node 39386:

$$\begin{aligned} \varepsilon_p = & -3.516 + 1.74 \cdot \mu + 0.03 \cdot \sigma_0 + 0.007 \cdot E_T - 0.007 \cdot \mu \cdot \sigma_0 + 0.003 \cdot \mu \cdot E_T + \\ & -9.23 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma_0 \cdot E_T - 1.442 \cdot \mu^2 - 4.54 \cdot 10^{-5} \cdot \sigma_0^2 - 8.03 \cdot 10^{-6} \cdot E_T^2, \quad R = 0.988, \end{aligned} \quad (1)$$

$$\sigma_p = -4896 + 727 \cdot \mu + 21 \cdot \sigma_0 + 11 \cdot E_T - 4 \cdot \mu \cdot \sigma_0 + 2 \cdot \mu \cdot E_T - 9 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_0 \cdot E_T - 1363 \cdot \mu^2 + -3 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_0^2 - 9 \cdot 10^{-4} E_T^2, R = 0.968, \quad (2)$$

- for node 38770:

$$\varepsilon_p = 1.056 + 2.676 \cdot \mu + 0.013 \cdot \sigma_0 - 0.001 \cdot E_T - 0.004 \cdot \mu \cdot \sigma_0 + 0.001 \cdot \mu \cdot E_T - 1.52 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma_0 \cdot E_T - 2.132 \cdot \mu^2 - 2.28 \cdot 10^{-5} \cdot \sigma_0^2 - 1.69 \cdot 10^{-6} \cdot E_T^2, R = 0.993, \quad (3)$$

$$\sigma_p = 1971 + 1219 \cdot \mu + 11 \cdot \sigma_0 + 6 \cdot E_T - 2 \cdot \mu \cdot \sigma_0 + 2 \cdot \mu \cdot E_T - 3 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_0 \cdot E_T - 1911 \cdot \mu^2 + -1 \cdot 10^{-2} \cdot \sigma_0^2 - 4 \cdot 10^{-4} E_T^2, R = 0,983, \quad (4)$$

- for node 38308:

$$\varepsilon_p = 2.288 - 1.944 \cdot \mu + 0.005 \cdot \sigma_0 - 0.003 \cdot E_T - 0.004 \cdot \mu \cdot \sigma_0 - 0.002 \cdot \mu \cdot E_T + 1.05 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma_0 \cdot E_T + 10.836 \cdot \mu^2 - 9.7 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma_0^2 + 6.37 \cdot 10^{-6} \cdot E_T^2, R = 0.958, \quad (5)$$

$$\sigma_p = 1884 + 168 \cdot \mu + 1 \cdot \sigma_0 - 4 \cdot E_T - 28 \cdot \mu \cdot \sigma_0 + 12 \cdot \mu \cdot E_T + 3 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_0 \cdot E_T + 3609 \cdot \mu^2 + -3 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_0^2 - 10^{-4} \cdot E_T^2, R = 0,884. \quad (6)$$

Tab. 1. 5 level composite rotary experiment plan matrix for coded and real input variable and results for effective plastic strain and stress at various measuring point

Experiment design matrix												
No	Coded input variable			Uncoded input variable			Results for					
	x ₁	x ₂	x ₃	μ	R _e	E _T	Effective stress σ _p [MPa]			Effective strain ε _p		
	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	Node number			Node number		
	A	B	C	A	B	C	39386	38770	38308	39386	38770	38308
1	-1	-1	-1	0.0791	258	456	1162	1221	1082	1,980	2,133	1,819
2	1	-1	-1	0.3109	258	456	1144	1311	1026	1,952	2,306	1,765
3	-1	1	-1	0.0791	341	456	1129	1208	1130	1,751	1,920	1,732
4	1	1	-1	0.3109	341	456	1182	1345	1120	1,843	2,202	1,706
5	-1	-1	1	0.0791	258	623	1038	1230	1182	1,252	1,557	1,483
6	1	-1	1	0.3109	258	623	1254	1476	1167	1,600	1,953	1,458
7	-1	1	1	0.0791	341	623	1030	1256	1282	1,159	1,512	1,507
8	1	1	1	0.3109	341	623	1027	1364	1136	1,099	1,639	1,317
9	+α	0	0	0.3900	300	540	1238	1431	1485	1,764	2,092	2,192
10	-α	0	0	0.0000	300	540	1108	1156	1252	1,497	1,660	1,760
11	0	+α	0	0.1950	370	540	960	1240	1145	1,109	1,608	1,432
12	0	-α	0	0.1950	230	540	1212	1354	1068	1,816	2,083	1,601
13	0	0	+α	0.1950	300	680	1008	1342	1182	1,079	1,529	1,297
14	0	0	-α	0.1950	300	400	1088	1226	1041	1,977	2,319	1,856
15	0	0	0	0.1950	300	540	1212	1358	1100	1,689	1,956	1,499
16	0	0	0	0.1950	300	540	1231	1368	1104	1,722	2,030	1,533

17	0	0	0	0.1950	300	540	1255	1405	1110	1,743	1,993	1,554
18	0	0	0	0.1950	300	540	1244	1363	1116	1,730	2,035	1,532
19	0	0	0	0.1950	300	540	1264	1390	1153	1,717	1,971	1,551
20	0	0	0	0.1950	300	540	1238	1368	1143	1,698	1,986	1,506

Value of the t-Student test and coefficient value of the regression equations with marked insignificant factors are put together in table 2. Because in the case of regression function $\bar{\epsilon}_p$ (1) coefficient $k_0, b_1, b_2, b_3, b_{12}, b_{13}, b_{23}, b_{11}, b_{22}, b_{33}$, are higher than critical value of t-Student test $t_{kr(\alpha=0.05;f=15)} = 2.228$ that means the appropriate regression coefficients are significant. For equations (2-6) factors lower than critical value are insignificant (marked) and can be omitted (on the confidence level $\alpha=0.05$).

Tab. 2. Value of the regression coefficients and values of the t-Student for effective plastic strain

Coefficient	Node number						Node number					
	39386		38770		38308		39386		38770		38308	
	Coefficient Value	t-Student Value	Coefficient Value	t-Student Value	Coefficient Value	t-Student Value	Coefficient Value	t-Student Value	Coefficient Value	t-Student Value	Coefficient Value	t-Student Value
k_0	-3.516	6.289	1.056	2.141	2.288	5.230	-4896	10.42	-1971	4.243	1884	3.414
k_1	1.740	2.585	2.676	4.503	-1.944	3.689	727	1.286	1219	2.179	168	0.2535
k_2	0.030	12.670	0.013	6.075	0.005	2.689	21	10.68	11	5.346	1	0.6322
k_3	0.007	6.517	-0.001	0.731	-0.003	2.911	11	12.07	6	6.067	-4	3.823
k_{12}	-0.007	4.634	-0.004	2.917	-0.004	2.816	-4	2.823	-2	1.773	-28	17.68
k_{13}	0.003	3.604	0.001	1.240	-0.002	2.775	2	3.408	2	2.478	12	14.75
k_{23}	$-9.2 \cdot 10^{-6}$	4.119	$-1.5 \cdot 10^{-6}$	0.766	$-1.1 \cdot 10^{-6}$	0.596	$-9 \cdot 10^{-3}$	4.626	$-3 \cdot 10^{-3}$	2.06	$3 \cdot 10^{-3}$	15.12
k_{11}	-1.442	3.349	-2.132	5.610	10.836	32.150	-1363	3.769	-1911	5.339	3609	8.49
k_{22}	$-4.5 \cdot 10^{-5}$	13.610	$-2.3 \cdot 10^{-5}$	7.721	0.000	3.708	$-3 \cdot 10^{-3}$	10.06	$-1 \cdot 10^{-2}$	5.064	$-3 \cdot 10^{-3}$	7.693
k_{33}	$-8.0 \cdot 10^{-6}$	9.609	$-1.7 \cdot 10^{-6}$	2.288	$-9.7 \cdot 10^{-6}$	0.975	$-9 \cdot 10^{-4}$	12.84	$-4 \cdot 10^{-4}$	6.041	$-6 \cdot 10^{-4}$	7.387

Received regression equations can be used for to determination influence of the calculation inaccuracy of the following parameters μ, σ_0 and E_T on the state of strain in the rolled thread. Determination error for plastic hardening modulus and initial yield point has very high influence, but the friction coefficient is much smaller. Exemplary error determination of the plastic hardening modulus equal $\Delta E_T = 56$ MPa casing various calculation error for effective plastic strain $\Delta \epsilon_p = 0.082$ (for $E_T = 400 \div 456$ MPa), $\Delta \epsilon_p = 0.262$ (for $E_T = 623 \div 680$ MPa). Therefore, unreasonable is involving simplification in calculation base on omit of the material hardening and accepting material model as an ideally rigidly-plastic without hardening.

The same statistical analysis was carried out for effective plastic stress. Received results show that during the 3D numerical analysis on the confidence level $\alpha=0.05$ show that appropriate regression coefficients are insignificant. Graphs of the regression functions for effective plastic strain and stress by the equations (1-6) are shown in table 2 and table 3.

Exemplary results for effective plastic strain and displacement vector sum for following value of the input factor $\mu = 0.311, \sigma_0 = 258$ MPa, $E_T = 456$ MPa are shown on figure 6.

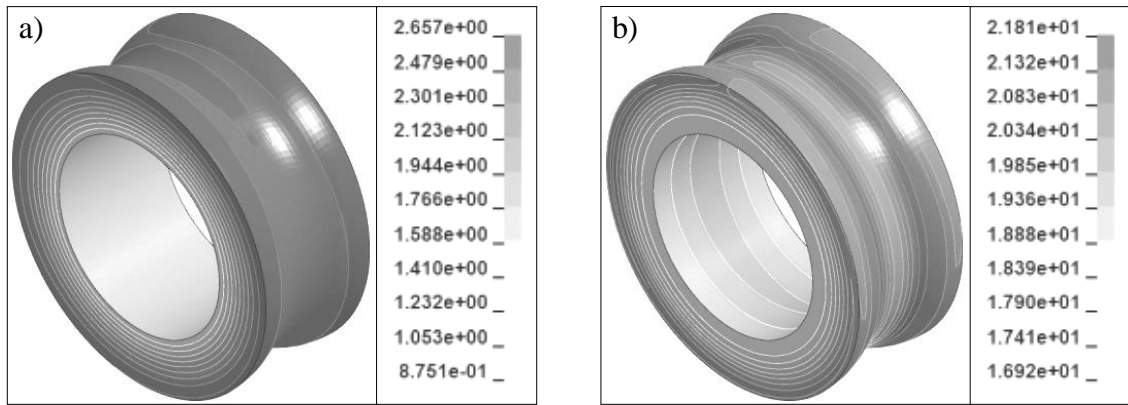
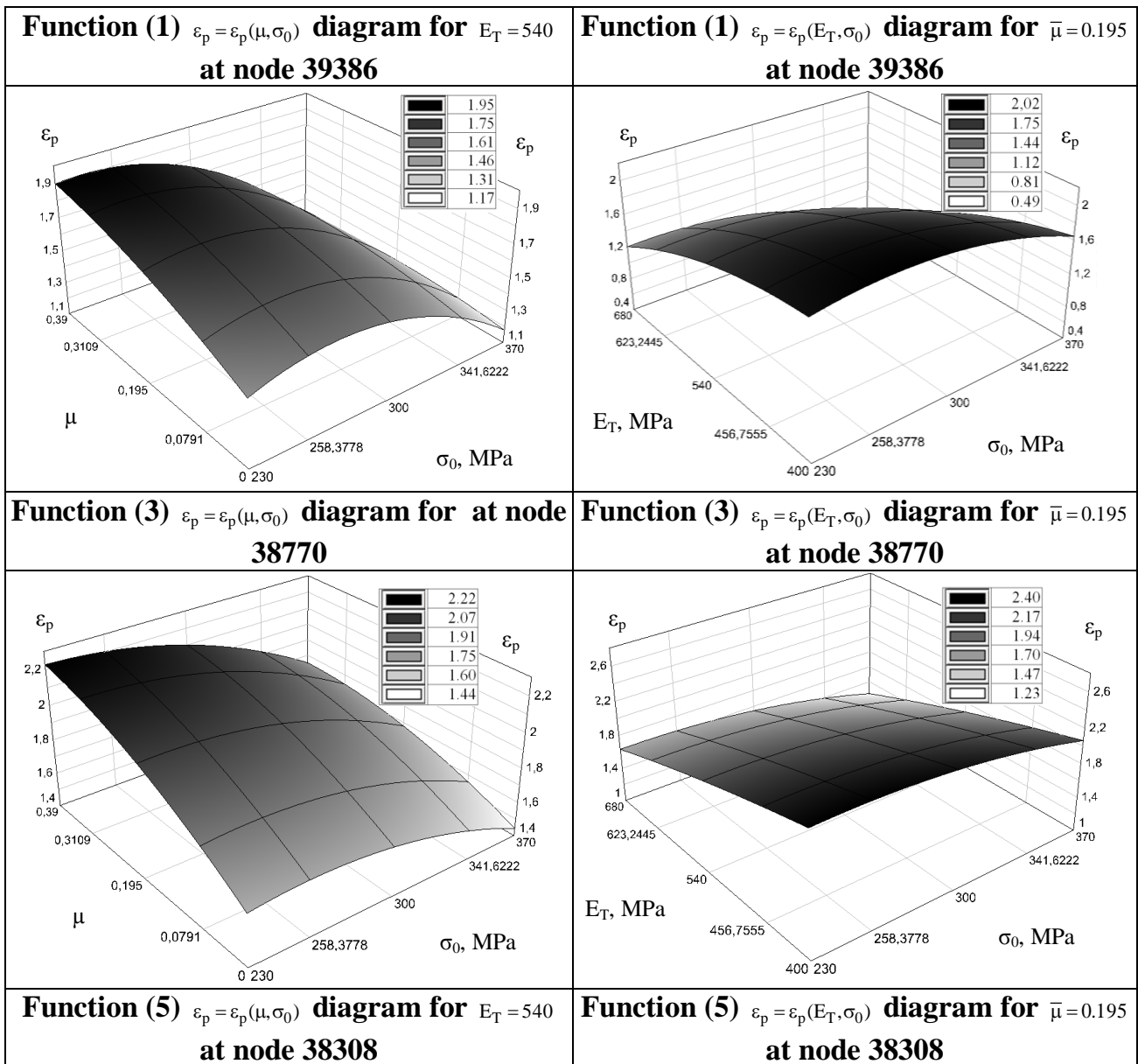
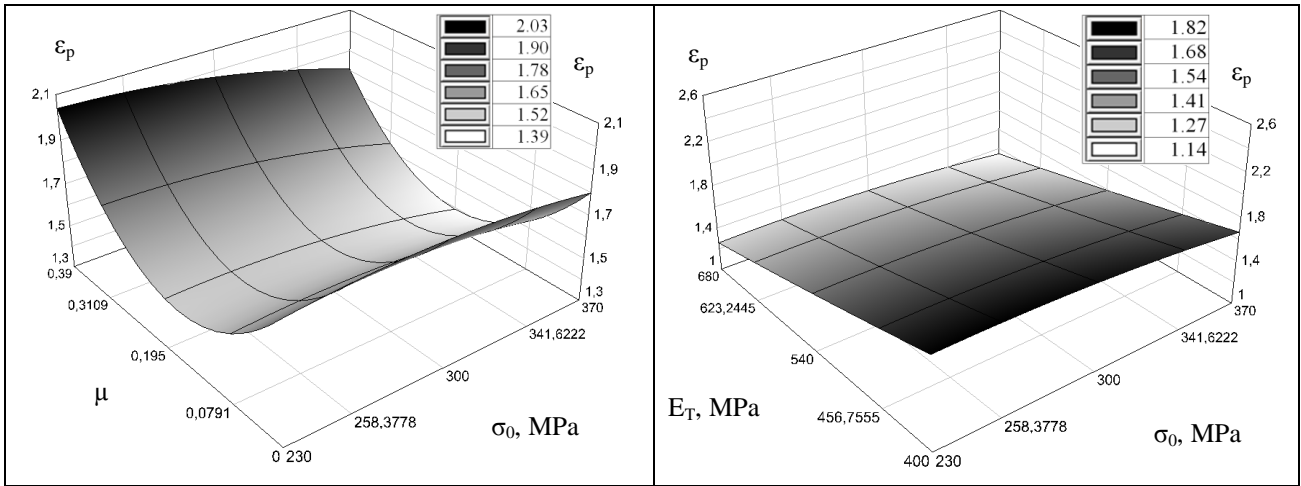


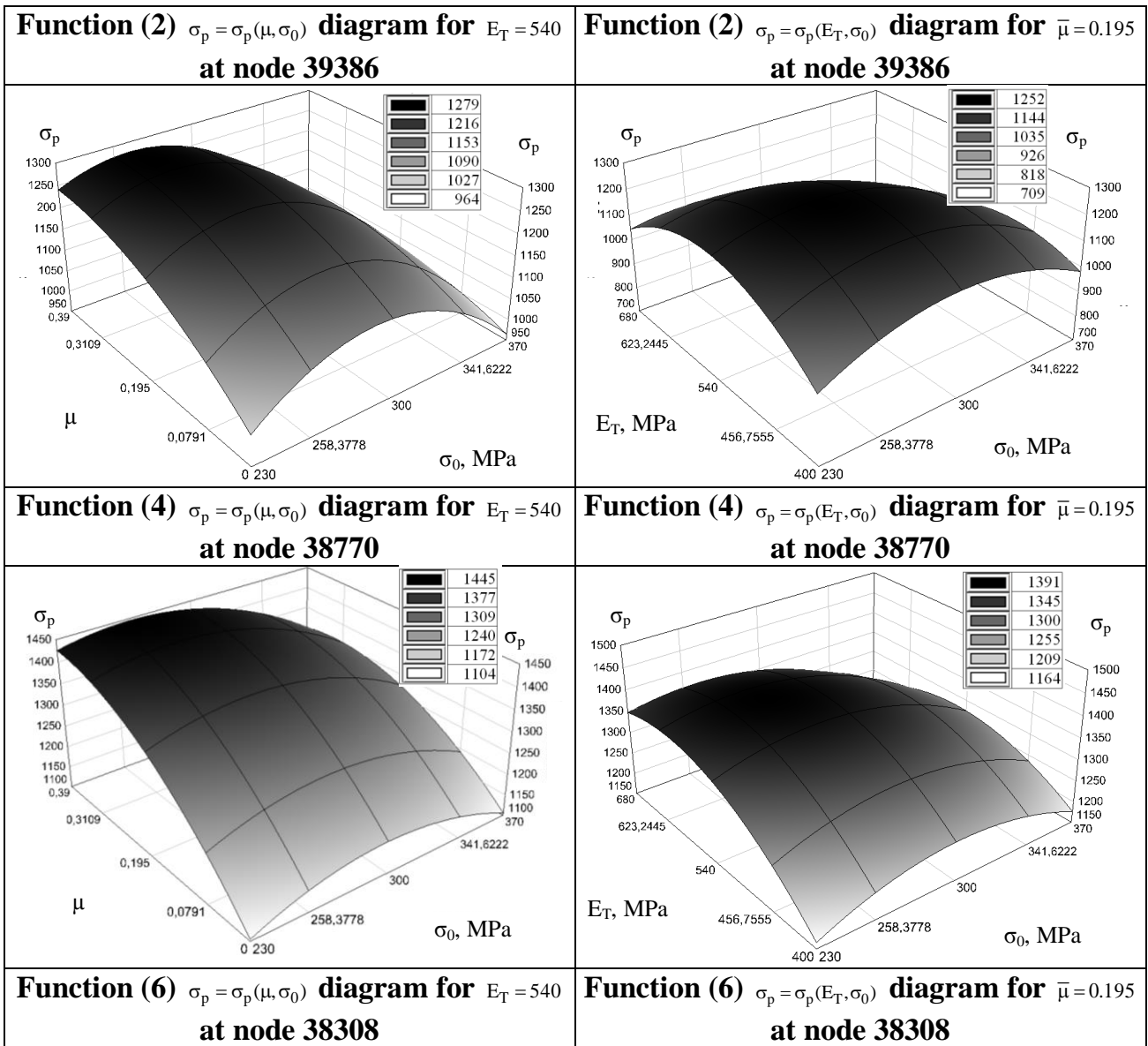
Fig. 6. The maps of effective plastic strain (a) and displacement vector sum (b) for external round thread

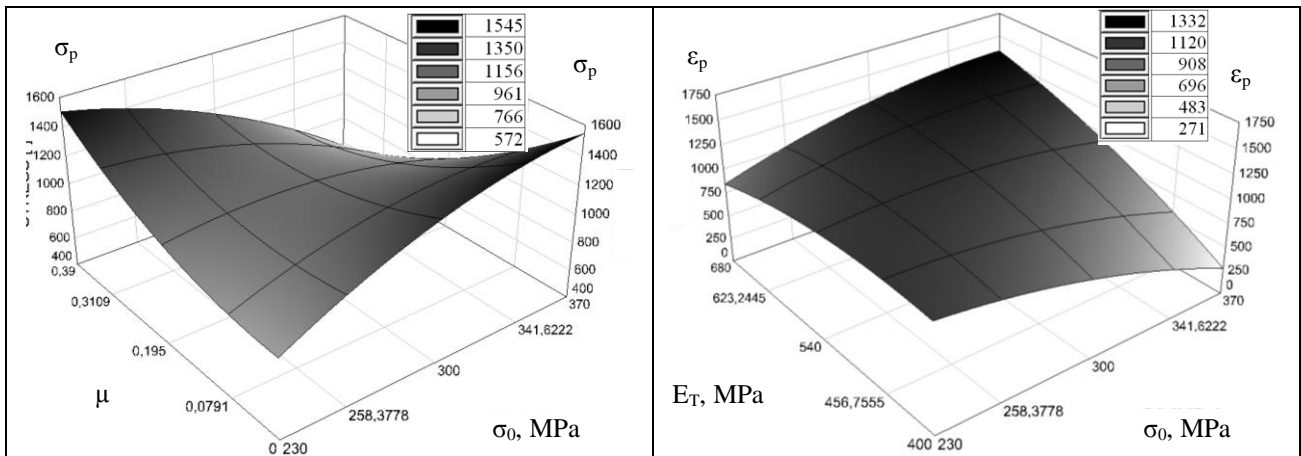
Tab. 2. Regression function graph dependence of effective plastic strain ϵ_p at nodes 39386, 38770 and 38308 from friction coefficient (μ) and material properties (E_T, σ_0)





Tab. 3. Regression function graph dependence of effective plastic strain σ_p at nodes 39386, 38770 and 38308 from friction coefficient (μ) and material properties (E_T, σ_0)





4. SUMMARY

The external thread rolling with round profile is a complex process in technological terms. The round thread rolling process on the pipes is a geometrical and physical non-linear initial and boundary problem. Measurement of a process parameters decide on the technological quality, such as: a displacement zone, a temperature, stress, structural change etc. during the thread rolling process with nowadays technique of a measurement is impossible. About their course, we could conclude on the property of the product after rolling.

Received results show that during numerical analysis plastic hardening modulus and initial yield point has very high influence on strain value, but the friction coefficient is much smaller on value of the effective plastic strain. For value of displacement vector sum all studied factors are insignificant.

The obtained results of the computer simulation of the thread rolling process show that the friction coefficient and material properties has influence on the states of strains and stresses in the thread, also is one of the factors deciding about the technological and the exploitation quality.

The simulation results can be use while to designing the thread rolling process: making a selection of the process condition and material properties of the work pieces and kind of the lubrication factor in the aspect of the technological quality of the screw.

References

1. Domblesky J.P., Feng F.: A parametric study of process parameters in external thread rolling, *Journal of Materials Processing Technology*, 121, 2002, pp. 341-349.
2. Domblesky J.P., Feng F.: Two-dimensional and three-dimensional finite element models of external thread rolling, *Professional Engineering Publishing*, 216, 4, 2002, pp. 507-517.
3. Kleiber M.: *Finite element method in non-linear solid mechanics*, PWN, Warszawa 1985.
4. Kukielka K., Kukielka L.: Badania rozpoznawcze procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach grubościennych na walcarce WGH 80. *Monografia Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie tom 2*, Gdańsk, 2008, s. 357-368.
5. Kukielka K.: Mechanizm Plastycznego płynięcia materiału w procesie walcowania gwintów specjalnych. *Materiały II Konferencji Studentów i Młodych Pracowników Wydziału Mechanicznego, Politechnika Koszalińska*, 2005, s. 49-57.
6. Kukielka L., Kukielka K.: Analiza wpływu tarcia w strefie walcowania na stany deformacji i naprężeń w warstwie wierzchniej śrub z gwintem okrągłym. *XXIV Krajowa Konferencja Polioptymalizacja i Komputerowe Wspomaganie Projektowania*, Mielno, 2006.

7. Kukielka K.: Modelling and numerical analysis of the states of deformations and stresses in the surface layer of the trapezoidal and round threads rolled on cold, PhD Thesis, Koszalin University of Technology, 2009. (in Polish)
8. Kukielka K.: Numerical simulations of deformation and stress in the cold rolled thread. *ARCHIWUM TECHNOLOGII MASZYN I AUTOMATYZACJI*, Tom 31, Nr 1, 2011, s. 57-66.
9. Kukielka K.: Modelling the external thread rolling process using finite element method. *ARCHIWUM TECHNOLOGII MASZYN I AUTOMATYZACJI* Tom 31, Nr 3, 2011, s. 49-58.
10. Kukielka K.: Czterorolkowa głowica kątowna do walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach i wałkach. *Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie*, Politechnika Gdańska, 2011, s. 433-448.
11. Kukielka K.: Numerical modelling of the strain and stress states in the thread with quick pitch in rolling process on cold. *Pomiar Automatyka Kontrola*, nr 01/2012, 2012 s. 136-139, ISSN 0032-4140.
12. Kukielka L., Kukielka K.: Numerical analysis of the physical phenomena in the working zone in the rolling process of the round thread, in: J.T.M. de Hosson, C.A. Brebbia, S-I Nishida, *Computer Methods and Experimental Measurements for Surface Effects and Contact Mechanics VIII*, WITPRESS, Southampton-Boston, 2007, pp. 125-124.
13. Kukielka L.: Application of the variational and finite element methods to dynamic incremental nonlinear analysis in the burnishing rolling operation, *ESM'99 Modelling and simulation: a tool for the next millennium*, vol. II, 1999, pp. 221-225.
14. Kukielka L.: Numerical modeling: the contact problem of movable elasto/visco-plastic body, *Computational methods in contact mechanics VI*, Book Series (Ed. Brebbia, CA) *Computational and experimental methods*, Vol. 8, WITPRESS, Southampton-Boston, 2003, pp. 93-102.
15. Kukielka L.: New Damping Models of Metallic Materials and Its Application in Non-Linear Dynamical Cold Processes of Metal Forming, *STEEL RESEARCH INTERNATIONAL*, Vol. 81, Issue 9, Toyohashi, pp. 1482-1485, 2010.
16. Kukielka K., Kukielka L.: A modern methodology for modelling and analysis of technological metals treatment processes (in this book).
17. Kukielka L., Kukielka K.: Numerical analysis of the process of trapezoidal thread rolling, in: C.A. Brebbia (Eds.), *High Performance Structures and Materials III*, WITPRESS, Southampton-Boston, 2006, pp. 663-672.
18. Kukielka L., Geleta K., Kukielka K.: Modelling and Analysis of Nonlinear Physical Phenomena in the Burnishing Rolling Operation with Electrical Current, in: K. Mori, M. Pietrzyk, J. Kusiak, J. Majta, P Hartley, J. Lin (Eds.), *Steel Research International. Special Edition: 14th International Conference on Metal Forming*, 2012, pp. 1379-1382.
19. Kukielka L., Geleta K., Kukielka K.: Modelling of Initial and Boundary Problems with Geometrical and Physical Nonlinearity and its Application in Burnishing Processes in: K. Mori, M. Pietrzyk, J. Kusiak, J. Majta, P Hartley, J. Lin (Eds.), *Steel Research International. Special Edition: 14th International Conference on Metal Forming*, 2012, pp. 1375-1378.
20. Kukielka L.: *Podstawy badań inżynierskich*, PWN, Warszawa, 2002.
21. Kukielka K., Kukielka L.: Głowica do walcowania gwintów zewnętrznych nr P 402652, z dn. 4.02.2013.
22. Martin J. A.: Fundamental Finite element evaluation of a three dimensional rolled thread form: modeling and experimental results, *American Society of Mechanical Engineers*, 373, 1998, 457-467.
23. Martin J. A.: Mesh density study for application to large deformation rolling process evaluations, *American Society of Mechanical Engineers*, 373, 1998, 177-184.

24. Musialik J., Łyczko K., Czarnecki H.: Technologia wygniatania gwintów zewnętrznych głowicami. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz, 1988, s. 219÷226.
25. Olszak W., Wilk S., Makówka F., Mencil W.: Nowe konstrukcje narzędzi do walcowania gwintów na obrabiarkach skrawających. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1988, s. 198÷205.
26. Patyk R., Kukielka L.: Teoretyczne i doświadczalne podstawy procesu wygniatania regularnych nierówności o zarysie trójkątnym. IX Konferencja Naukowa, Technologia Obróbki przez Nagniatanie, Politechnika Gdańska, Gdańsk, 13-14 Październik 2005, s. 289-294.
27. Patyk R.: Walcowanie regularnych symetrycznych nierówności o zarysie trójkątnym w procesie nagniatania naporowego tocznego wałków stalowych. Praca doktorska, Politechnika Koszalińska, Koszalin, 2006.
28. Patyk R., Kukielka L.: Optimization of geometrical parameters of regular triangular asperities of surface put to smooth burnishing, The 12th International Conference Metalforming 2008, Steel Research International, 2, Kraków, 2008, pp. 642-647.
29. Patyk R.: Theoretical and experimental basis of regular asperities about triangular outline embossing technology, The 13th International Conference Metalforming 2010, Steel Research International, 81, Toyohashi, 2010, 190 – 193.
30. Pater Z., Gontarz A., Weronki W.: New method of thread rolling, Journal of Materials Processing Technology, 153–154, 2004, pp. 722-728.
31. Zienkiewicz O.C., Taylor R. L.: The finite element method, Volume 1 – The Basis, Butterworth – Heinemann, United Kingdom, 2000.
32. Żurawski Z., Sikora J., Błużek J.: Walcowanie gwintów. WNT, Warszawa, 1962.

ZASTOSOWANIE ANALIZY NUMERYCZNEJ 3D DO OKREŚLENIA WPLYWU PARAMETRÓW TECHNOLOGICZNYCH PROCESU WALCOWANIA NA JAKOŚĆ GWINTU

W pracy przedstawiono proces walcowania gwintów jako obiekt rzeczywisty oraz jego modelowanie fizyczno-matematyczne. Zastosowano autorski algorytm oraz aplikację w układzie 3D w systemie ANSYS/LS-PrePost do analizy numerycznej procesu walcowania gwintów. Określono wpływ współczynnika tarcia w obszarze kontaktu, początkowej granicy plastyczności i modułu umocnienia materiału części. Dane do obliczeń numerycznych określono za pomocą 5-cio poziomowego rotalnego planu eksperymentu. Wyniki obliczeń, przy pomocy specjalistycznego oprogramowania (E-Planner), posłużyły do opracowania zależności w postaci równań regresji. Zamieszczono przykładowe wyniki analiz numerycznych, dla różnych warunków realizacji procesu walcowania.

ПРОСТРАНСТВЕННЫЙ ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА КАЧЕСТВО ПРОКАТАННОЙ РЕЗЬБЫ

В работе представлено процесс прокатки резьбы как реальный объект и его физического и математического моделирование. Разработано алгоритм и применение пространственного

численного анализа в программах ANSYS/LS-PrePost. Определено влияние коэффициента трения, начальная текучести и пластического модуля упрочнения матерьяла. Использован пять уровневую план эксперимента, который позволяет для разработки уравнения регрессии для описания этого отношения. Представлено примерные результаты численного анализа для различных условий прокатки.

STUDIUM ROZWOJU TECHNOLOGII PRODUKCJI TULEI CYLINDROWYCH

GRUSZKA Józef⁵

Słowa kluczowe: tuleje cylindrowe, rozwój, nowe technologie

W monografii przedstawiono problematykę nowych technologii w procesach produkcji tulei cylindrowych. Omówiono uwarunkowania będące stymulatorem ich rozwoju, przedstawiono tendencje rozwojowe na przykładzie prac autora w ramach projektów MAHLE: PSA-BMW, platformy silników HDEP-DAF, VOLVO, Daimler AG i Daimler Trucks, Scania, MAN.

1.WPROWADZENIE

Aktualny rozwój układów napędowych w skali rynku globalnego jest oparty na rozwiązaniach konwencjonalnych silników tłokowych z ZI i ZS, które na przestrzeni ostatnich lat zostały poddane intensywnemu rozwojowi technologicznemu. których źródłem są wymagania w zakresie:

- osiągow (wartość moc/momentu, zdolność napędowa),
- ochrony środowiska (emisja związków toksycznych, hałas, zużycie paliwa, efekt cieplarniany),
- źródeł energii (dostępność ropy naftowej, paliwa alternatywne),
- jakości (niezawodność, wytrzymałość).

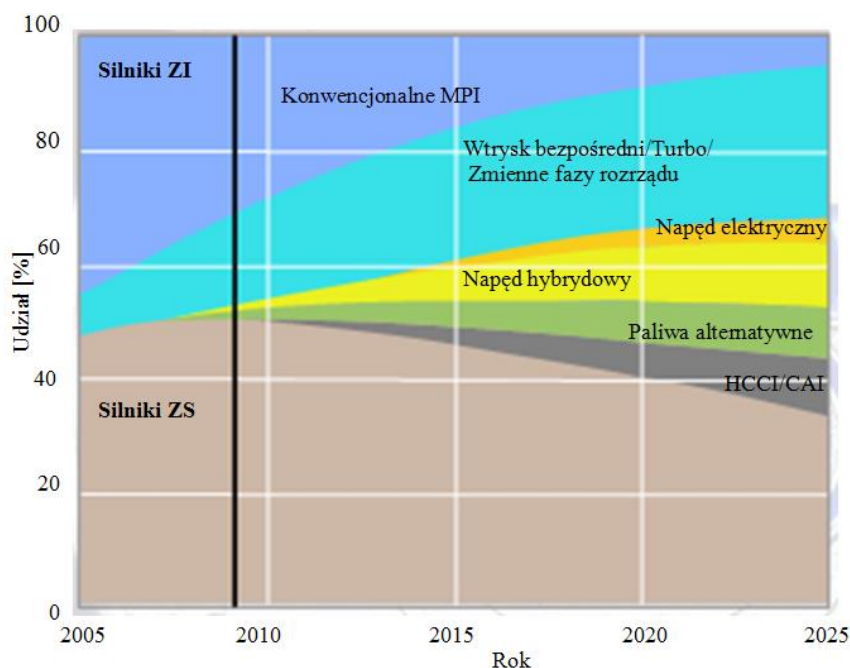
Opracowane prognozy rozwoju układów napędowych przez FEV (rys.1.) wskazują, że w najbliższej przyszłości silniki z ZI i ZS będą nadal dominowały, jako źródła napędu pojazdów. Wprowadzenie paliw alternatywnych będzie stanowić nowe wyzwanie. W dalszej perspektywie przewiduje się umocnienie pozycji napędów hybrydowych oraz rozwój ich masowej produkcji. W perspektywie długoterminowej (lata 2020-2025) przewiduje się ewolucję ogniwi paliwowych połączoną z jednoczesnym rozwojem struktury źródeł energii [17-20].

W konsekwencji konstrukcje silników z ZI i ZS będą nadal doskonalone głównie przez wprowadzanie na szerszą skalę zaawansowanych technologii, które w chwili obecnej są jeszcze w fazie rozwoju lub są w początkowej fazie wdrożeń do produkcji.

Fazą rozwoju lub wdrożeniami do produkcji objęte są:

- nowe systemy spalania oraz łączenie systemów spalania (w przypadkach, w których jest to możliwe),
- nowe paliwa łączącego dobrą odparowalność z dużą zdolnością do samozapłonu (metan – CNG Compressed Natural Gas - sprężony gaz ziemny, gaz upłynniony – LPG Liquid Petrol Gas - ciepla mieszanka propanu i butanu, biopaliwa i wodór),
- zastosowaniem głowic wielozaworowych oraz systemu zmiennych faz rozrządu i wzniosu zaworów,
- rozwój układów wtryskowych w kierunku dowolnego kształtowania charakterystyki wtrysku, a także wprowadzenie wtryskiwaczy o zmiennym przekroju wypływu paliwa i wzrostu ciśnienia wtrysku do 300 MPa, a także wtrysku wielofazowego,

⁵ Katedra Ergonomi i Inżynierii Jakości Wydział Inżynierii Zarządzania Politechnika Poznańska



Rys.1. Prognoza rozwoju układów napędowych według danych FEV [19]

- zastosowanie doładowania dynamicznego i turbosprężarki typu VGT (Variable Geometry Turbocharger - turbosprężarka o zmiennej geometrii) lub VFT (Variable Flow Turbine - turbosprężarka o zmiennym przepływie z chłodzeniem powietrza doładowanego),
- zmniejszenie wymiarów głównych silników (głównie zmniejszenie pojemności skokowej),
- zmniejszenie strat tarcia: nowe technologie, materiały i rozwiązaniami konstrukcyjne poszczególnych elementów jak i całych systemów i układów w tym między innymi elementów układu tłokowo-korbowego,
- poza silnikowymi metodami oczyszczania spalin (system SCR - Selective Catalytic Reduction, system selektywnej redukcji NO_x) oraz filtr cząstek stałych (DPF – Diesel Particular Filter) [12,15,17-20].

Dla producentów branży motoryzacyjnej bardzo istotną kwestią jest postępująca globalizacja i jej wpływ na profil produkcji. Rozwój technologiczny w znacznym stopniu zależy od uwarunkowań produkcyjnych, takich jak na przykład czas realizacji nowych projektów i następnie jego wdrożenia, kompromisu pomiędzy jakością a kosztem produktu, łańcucha dostawców i ich dostępności dla nowych technologii, dojrzałości technologii oraz rozwój infrastruktury w danym regionie świata.

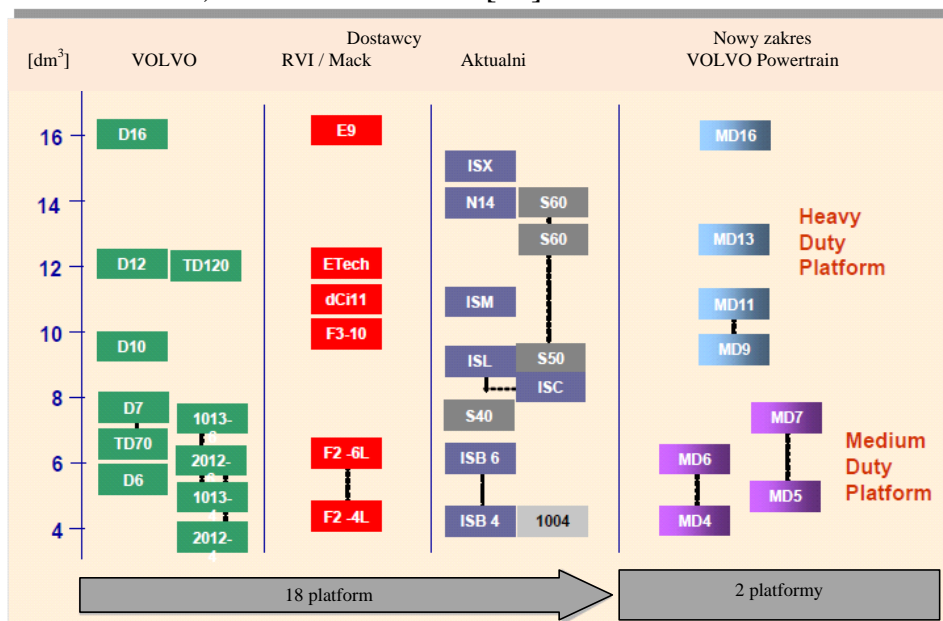
Według danych czołowych producentów silników o ZS typu HDD (Heavy Duty Diesel-silniki ZS do ciężkich pojazdów o pojemnościach skokowych $> 2,4 \text{ dm}^3$) VOLVO, Daimler Mercedes, MAN, Scania czy DAF ich nowe konstrukcje charakteryzują się:

- poziomem emisji toksycznych składników spalin i hałasu według obowiązujących wymagań ,
- niskim zużyciem paliwa,
- wysoką mocą/momentem obrotowym (zgodnie z przeznaczeniem),
- dużą trwałością i niezawodnością,
- zwartością konstrukcji (ograniczony ciężar i gabaryty),
- możliwością wykorzystania globalnego (różne rynki i w różnych zastosowaniach),

- niższymi kosztami produkcji i eksploatacji [15].

Potwierdzeniem tych cech jest:

- nowa rodzina silników Heavy Duty Engine Platform (HDEP- platforma silników do ciężkich pojazdów) firmy Daimler AG i Daimler Truck, która z istniejących w świecie ośmiu rodzin silników zastąpi trzema pojemnościami 12 dm³, 14,8 dm³ i 15,6 dm³,
- rodzina silników HDEP f-my VOLVO przejście z 18 platform do dwóch (rys.2),
- rzędowy silnik 6-cylindrowy o pojemności skokowej 12,9 dm³ firmy DAF pod nazwą Paccar Mx w technologii SCR,
- silniki DC 9, DC 13 i DC 16 firmy Scania,
- silniki MAN: D08 CR, D20 CR i D26 CR [15].



Rys. 2. Zakres nowej platformy HDEP silników VOLVO [15]

2. KRYTERIA WYBORU TECHNOLOGII TULEI CYLINDROWYCH

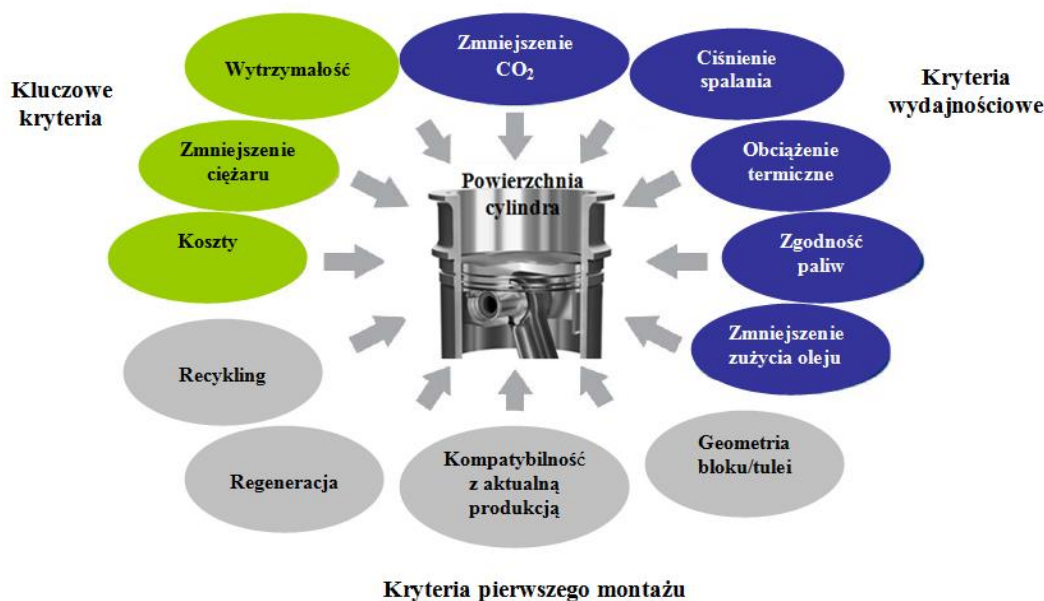
Nowe rozwiązania konstrukcyjne silników spalinowych wymagają od bloków i tulei cylindrowych spełnienia ściśle określonych kryteriów, które również stanowią podstawę wyboru określonej technologii ich wytwarzania (rys. 3).

Nowe rozwiązania technologiczne bloków i tulei cylindrowych powinny gwarantować spełnienie wymagań w zakresie:

- dużej odporności na zużycie ścierne, abrazyjne i korozyjne (system EGR) oraz braku skłonności do zacierania się,
- dobrej zdolności do tłumienia drgań i z tym związanej odporności na zjawiska kawitacji,
- dobrej przewodności cieplnej i możliwości przeniesienia zwiększonych obciążeń mechaniczno - termicznych przy zachowaniu trwałości kształtu w zakresie makro i mikro geometrii otworu,
- możliwości zmniejszenia ciężaru.

Całość rozwiązań powinno mieć znaczący wpływ na spełnienie wymagań środowiskowych (rys.4) w zakresie zmniejszenia zużycia oleju i emisji cząstek

stałych oraz zmniejszenia hałasu przy zachowaniu ekonomicznie uzasadnionych kosztów wytwarzania [15].



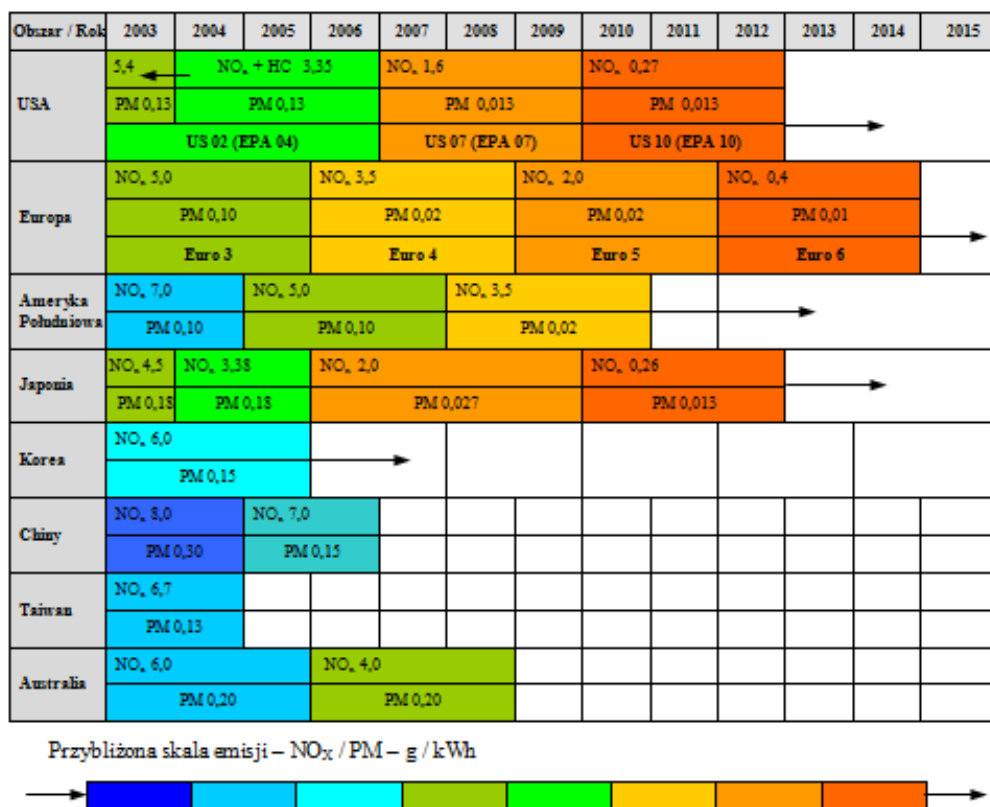
Rys.3. Kryteria wymagań oraz wyboru technologii kształtowania powierzchni otworów dla bloków i tulei cylindrowych [12]

Prognozy rozwoju układów napędowych z silnikami ZI/ZS w poszczególnych regionach świata [82, 100, 109, 112–115, 144] charakteryzują się różnymi scenariuszami rozwoju:

- Ameryka Północna: zastosowanie silników ZS głównie w samochodach ciężarowych oraz osobowych przede wszystkim z uwagi na wzrost wymagań środowiskowych (rys. 4),
- Ameryka Łacińska, Afryka, Bliski Wschód: rozwój technologiczny nie będzie stymulowany przez wymagania w zakresie emisji i zużycia oleju,
- Europa: silniki ZS wysokiej technologii, aby osiągnąć cele emisji CO₂, a także spełnić surowe normy emisji NO_x i PM (rys. 2.2),
- Azja – rejon Pacyfiku: 3–4-cylindrowe silniki „taniej technologii”.

Z uwagi na posiadany przez silniki ZS znaczny potencjał w obniżaniu zużycia paliwa są one uważane za najlepsze rozwiązanie do spełnienia rozwijających się standardów emisji spalin w Europie (Euro), USA (US – United States i EPA – *Environment Protection Agency* – Urząd Ochrony Środowiska w USA) i Japonii (Mode) [12, 15, 17-20].

W obowiązujących standardach emisji spalin przyjęto stopniowe ograniczanie maksymalnych ilości najbardziej szkodliwych związków (NO_x i PM), jakie mogą być emitowane do atmosfery przez silnik spalinowy (rys. 4).



Rys.4. Rozwój standardów emisji spalin [15]

2.1. CHARAKTERYSTYKA CECH FUNKCJONALNYCH TULEI CYLINDROWYCH

W budowie każdego silnika spalinowego centralne położenie zajmuje układ tłokowo - cylindrowy nazywany często systemem lub zespołem tłok - pierścienie - cylinder (w skrócie oznaczany symbolem TPC rys.5). W przestrzeni roboczej tego układu zachodzą podstawowe dla pracy silnika procesy przemiany termodynamicznej spalania i zamiany siły gazowej na ruch posuwisto - zwrotny.

W związku z tym układ TPC i jego poszczególne elementy mają ściśle określone zadania i funkcje do spełnienia. Podstawowym zadaniem struktury warstwy powierzchniowej gładzi tulei w układzie TPC jest utworzenie wspólnie z tłokiem i pierścieniami tłokowymi uszczelnienia labiryntowego przestrzeni roboczej ponad denkiem tłoka oraz zminimalizowanie strat tarcia i zużycia oleju powstającego podczas suwu tłoka z pierścieniami po powierzchni gładzi cylindra pomiędzy GMP-DMP. Pozostałymi zadaniami tulei cylindrowej w układzie TPC jest :

- prowadzenie tłoka i pierścieni tłokowych w czasie suwów pracy pomiędzy GMP a DMP,
- odprowadzenie ciepła z tłoka i z pierścieni tłokowych poprzez ściankę cylindra do czynnika chłodzącego,
- przeniesienie zmiennych obciążeń mechanicznych oraz termicznych [12]



Układ TPC pod względem obciążeń roboczych stanowi najbardziej złożony i obciążony układ tribologiczny w silniku spalinowym. Poszczególne jego elementy: tłok, pierścienie tłokowe i tuleja cylindrowa tworzą pomiędzy sobą skojarzenia ruchowe, które pod względem tribologicznym stanowią odrębne układy.

Analiza poszczególnych układów tribologicznych (tłok–tuleja cylindrowa, tłok–pierścienie, pierścienie tłokowe–tuleja cylindrowa, tuleja cylindrowa–blok), na podstawie prac [15, 16, 17, 20,] oraz badań własnych autora w ramach prac [7, 12] wskazują, że układ pierścienie tłokowe–tuleja cylindrowa ma dominujące znaczenie funkcjonalne i tribologiczne w układzie TPC.

Z właściwości tribologicznych tulei cylindrowej i pierścieni tłokowych najpierw wymienia się materiał i jego właściwości mechaniczne (wytrzymałość, twardość), następnie jego strukturę i skład chemiczny. W dalszej kolejności dla tulei cylindrowych wymienia się błędy makroształtu otworu (okrągłość, prostoliniowość lub współosiowość) oraz mikrogeometrii otworu (okrągłość, prostoliniowość lub współosiowość) oraz mikrogeometrii otworu (metoda gładzenia, układ rys, kąt, chropowatość, głębokość deformacji oraz czystość powierzchni gładzi).

Dla pierścieni, w szczególności pierwszego pierścienia uszczelniającego, poza materiałem dominujące znaczenie ma jego profil i pokrycie.

Wyniki analizy tribologicznej układu pierścienie tłokowe–tuleja cylindrowa (rys.6) pozwalają na określenie cech funkcjonalnych tulei cylindrowej, parametrów, które charakteryzują daną cechę oraz ich wzajemnych zależności i wpływu na pracę silnika spalinowego [12].



Rys.6. Cechy funkcjonalne tulei cylindrowej

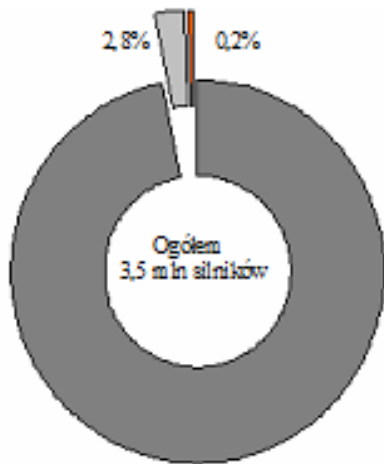
3. MATERIAŁY KONSTRUKCYJNE

Z przeprowadzonej analizy tribologicznej układu TPC wynika, że podstawowymi cechami funkcjonalnymi tulei cylindrowej w tym układzie są materiał oraz makro- i mikrogeometria otworu.

Według danych Ricardo (rys.7) podstawowym materiałem konstrukcyjnym stosowanym na tuleje cylindrowe ciągle jest żeliwo szare niskostopowe z grafitem płatkowym o osnowie perlitycznej, głównie dzięki swoim właściwościom konstrukcyjno-tribologicznym:

- dobra wytrzymałość i odporność zmęczeniowa w temperaturze pokojowej i w podwyższonej temperaturze (np. EN-GJL-250 wytrzymałość na rozciąganie $R_m = 250\text{--}300$ MPa, przy temperaturze 400 °C),
- moduł sprężystości $E = 100\text{--}120$ GPa,
- dobra rozszerzalność cieplna $\alpha = 10\text{--}12$ (20–200 °C) [10^{-6} K⁻¹],
- duża przewodność cieplna $\lambda = 47$ (20 °C) [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}$ K⁻¹],
- odporność na zużycie (ścierne, korozyjne i kawitacyjne),
- brak skłonności do zacierania się,
- dobra zdolność do tłumienia drgań [17, 103].

Poza tym żeliwo z grafitem płatkowym o osnowie perlitycznej posiada dobre właściwości odlewnicze (zdolność do wypełnienia formy), obrabialność, możliwość odzysku materiału w procesie obróbki mechanicznej (zamknięty obieg materiału i relatywnie niskie koszty wytwarzania). Jest również materiałem konstrukcyjnym stosowanym na bloki cylindrowe obok stopów aluminium. Ogólny udział tych materiałów w rynku globalnym silników spalinowych stanowi dziś około 97 %.



■ żeliwo szare □ żeliwo sferoidalne ■ pokrycia plazmą

Rys. 7. Wykorzystanie materiałów konstrukcyjnych na tuleje i w silnikach typu HDD [15]

Nowe rozwiązania materiałów konstrukcyjnych stanowią zaledwie 3% udziału w rynku. Są to wysoko jakościowe żeliwa niskostopowe z modyfikacją Cr i Mo, N (EN - GJL 300) oraz żeliwa sferoidalne z modyfikacją Mg (EN-GJV-450, EN- GJS 600), które stanowią 2, 8% udziału w rynku. Pozostałą część udziału w wysokości 0,2 % stanowią nowe pokrycia stopowe typu Fe, FeCr, FeCrMo... (tablica 1, rys.8).



Rys.8. Rozwiązania konstrukcyjne powierzchni cylindrów w zależności od zastosowanej konstrukcji i technologii materiału bloku cylindrowego.

Przyjmując jako podstawę ogólną zasadę, że wytrzymałość żeliwa szarego jest przede wszystkim funkcją jego struktury, rodzaju osnowy jak i również udziału i postaci oraz rozmieszczenie wydzielen grafitu w tablicy 1 zestawiono podstawowe właściwości wysokojakościowych żeliw niskostopowych. które są przedmiotem wielu badań (technologicznych zarówno w zakresie odlewniczym jak i obróbczym oraz silnikowych), jako nowe materiały z przeznaczeniem na tuleje cylindrowe i bloki cylindrowe do nowych silników.

Tablica 1. Zestawienie podstawowych właściwości rozwojowych materiałów konstrukcyjnych

Właściwości	Jednostka	Cecha materiału					
		A 390.0	EN-GJL 250	EN-GJL 300	EN-GJV 450	EN-GJS 600	42CrMo
Wytrzymałość na rozciąganie Rm	MPa	275	250	300 - 375	450 - 525	> 600	900 - 1150
Moduł sprężystości Eo	GPa	80	105	115	145	170	210
Wydłużenie przy zerwaniu Amin	%	1	1,5	1,5	1,0	0,5	(10)
Wytrzymałość zmęczeniowa (20°C - 225°C)	MPa	100 - 35	110 - 100	125 - 120	210 - 205		(280)
Przewodność cieplna λ (20°C)	W·m ⁻¹ ·K ⁻¹	130	33 - 34		30 - 37	28 - 35	(50)
Rozszerzalność cieplna α (20 - 200°C)	10 ⁻⁶ ·K ⁻¹	18	12,5		12,3	12	11-12
Gęstość	g/cm ³	2,6 - 2,7	7,1 - 7,3				7,7
Twardość	HB	110-150	260 - 310		260 - 310	280 - 330	240
Struktura			Perlityczna z udziałem ferrytu max 5-10 %				Martenzytyczna
Postać grafitu			Płatkowy		Wermikularny	Kulkowy	
Proces technologiczny		Odlewania	Odlewania odśrodkowego				Kucia
Dostępność materiału		Materiały bazowe w produkcji seryjnej			Materiały rozwojowe częściowo w produkcji		

Żeliwo z grafitem wermikularnym zyskuje szczególnie na znaczenie przez korzystną kombinację swoich własności mechanicznych, fizycznych i technologicznych. Właściwości tego żeliwa leżą między właściwościami, jakie ma grafit płatkowy i grafit kulkowy, co obrazuje rysunek.9.

Właściwości	żeliwa z modyfikacją Mo, Cu, N, Ni i Mg			Stal stopowa
Postać grafitu	płatkowy	wermikularny	kulkowy	
Doraźna granica wytrzymałość Rm [MPa]	↘	→	↗	↗
Wydłużenie względne A [%]	↘	→	↗	↗
Przewodność cieplna	↗	←	↘	↘
Zdolność do tłumienia drgań	↗	←	↘	↘
Zdolność do tworzenia jam skurczowych	↘	←	↗	-

Oznaczenia : ↘ mała wartość danej właściwości ↗ duża wartość danej właściwości ← → zmiana danej właściwości

Rys.9. Schemat właściwości żeliwa modyfikowanego z grafitem płatkowym i żeliwa z grafitem wermikularnym oraz kulkowym (strzałki ↓↑ oznaczają małą lub dużą wartość danej właściwości) a także pokazujący kierunek (strzałki ← →) zmian danej właściwości dla żeliwa z grafitem wermikularnym [6,12,21]

Ważnym cechą tego żeliwa jest to, że przy dobrze wykształconym graficie wermikularnym właściwości materiałowe nie mają żadnej zależności od procesów obróbki. Problemem jest, zależność struktury i właściwości żeliwa od grubości ścianki i szybkości schładzania. W tej zależności sposób zachowania tego żeliwa jest zbliżona do żeliwa z grafitem płatkowym [5,6,21].

Pomyślny rozwój technologii doprowadził do rozwoju programów produkcji seryjnej w Europie, Azji i obu Amerykach głównie, jako materiał przeznaczony na bloki cylindrowe silników (zmniejszenie grubości ścianek oraz zmniejszenie ciężaru jednostkowego) o pojemności 1, 6 - 14, 6 dcm³ typu HD (Audi, Ford, Hyundai, John Deere, MAN, Daimler Trucks, Renault) i HDD (Caterpillar, VOVO, DAF) [4,5,6,11].

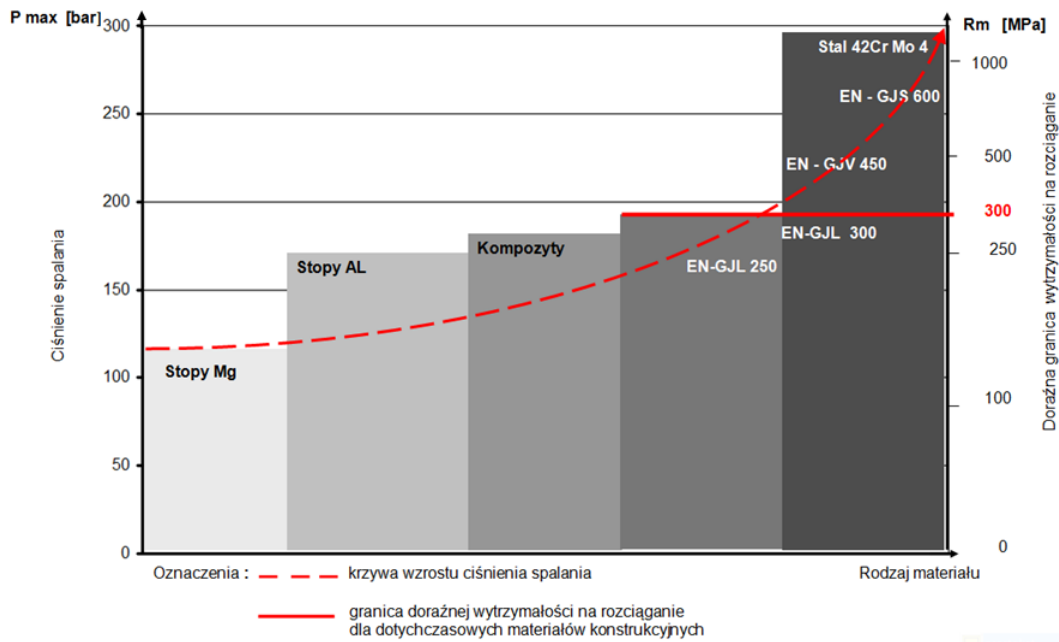
W literaturze fachowej prezentuje się w ostatnim okresie wiele wyników badań poświęconych żeliwu z grafitem płatkowym, wermikularnym i kulkowym, poddanych zabiegowi hartowania z przemianą izotermiczną, które oznacza się, jako żeliwa typu

- ADI- Austempered Ductile Iron (żeliwo sferoidalne hartowane z przemianą izotermiczną),
- DADI- Direct Austempered Ductile Iron (żeliwo sferoidalne poddawane bezpośredniemu hartowaniu z przemianą izotermiczną),
- AADI - Asforming Austempered Ductile Iron (żeliwo sferoidalne hartowane z przemianą Izotermiczną poddawanej niskotemperaturowej obróbce cieplno - plastycznej),
- AVCI - Austempered Vermicular Cast Iron (żeliw z grafitem wermikularnym poddawane hartowaniu z przemianą izotermiczną),
- AGI - Austempered Gray Iron (żeliw z grafitem płatkowym poddawane hartowaniu z przemianą izotermiczną) [5,6,21],

Zastosowanie zabiegu izotermicznego hartowania pozwala na uzyskanie żeliwa o wyjątkowo korzystnych właściwościach wytrzymałościowych i plastycznych, odznaczających się wyjątkową odpornością na ścieranie oraz charakteryzujących się mniejszą o około 10% gęstością w porównaniu do stali czy staliwa [5,6,21]

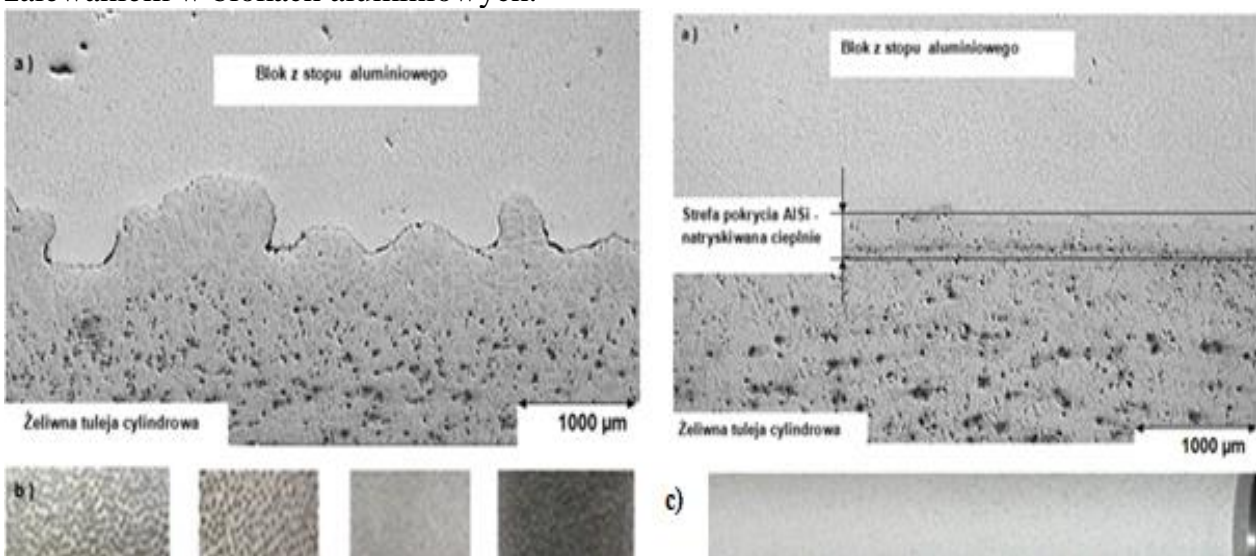
Osobną grupą materiałów stosowanych na tuleje cylindrowe w zastosowaniu specjalnym do silników wyjątkowo silnie obciążonych lub kiedy decyduje masa silnika (samochodów wyczynowych, pojazdów wojskowych, tłokowe silniki lotnicze) stanowi staliwo/ stal(38HMJ / 42CrMo4). Są to materiały, które cechują się w stosunku do żeliwa gorszymi właściwościami ciernymi i dużą skłonnością do zacierania przy współpracy z pierścieniami tłokowymi. Dlatego tuleje cylindrowe poddaje się dodatkowo obróbce utwardzenia przez chromowanie, hartowanie powierzchniowe, azotowaniu lub pokrycie powierzchni powłokami typu Fe, FeCr, FeCrMo z wykorzystaniem technologii TAW, PTWA... [testy AVL]. Główną zaletą staliw i stali są parametry wytrzymałościowe (1000-1200 MPa) co pozwala na zmniejszenie grubości ścianek i tym samym zmniejszeniu ciężaru jednostkowego. Z kolei istotną wadą są koszty wytwarzania (znaczące koszty odlewów, obróbki skrawaniem oraz koszty dodatkowej obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej na powierzchni gładzi [12,13,15]

Rzeczony nowych materiałów konstrukcyjnych oraz pokryć natryskiwanych cieplnie techniką TWA (BMW, Daimler Trucks), PTWA (Ford, PSA, Nissan), HVOF(GM / Gehring), APS(VW, Audi, Scania) jest wynikiem wzrostu maksymalnych ciśnień spalania przekraczających poziom P_{max} 230-250 MPa (silniki typu HDD), które wymagają materiałów o wytrzymałości > 300 MPa (rys.10) [1,4,5,6,9, 11,15,18,20].



Rys.10. Kierunki rozwoju materiałów konstrukcyjnych w związku z wzrostem ciśnień spalania P_{max} w nowych konstrukcjach silników HDD

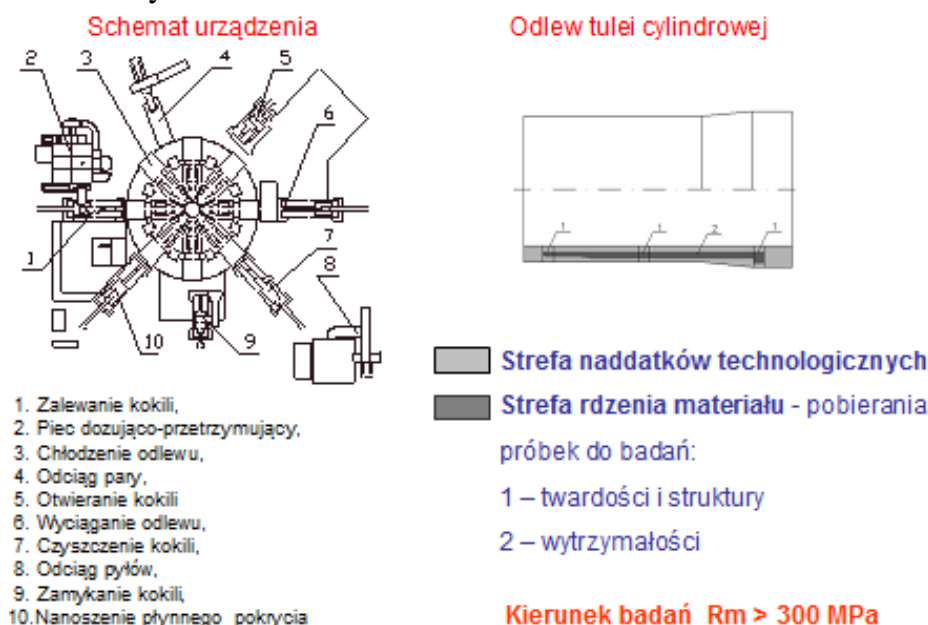
Zarówno półfabrykaty bloków jak i tuleje cylindrowych są kształtowane w procesie odlewania. Bloki żeliwne odlewa się w formach piaskowych metodą statyczną, bloki z stopów Mg/AL o dużych gabarytach w formach piaskowych a małe gabaryty bloków odlewa się w kokilach metodą ciśnieniową. Tuleje cylindrowe są odlewane metodą wirującej formy w procesie odlewania odśrodkowego z możliwością kształtowania odlewu wielokrotnego jak i również struktury powierzchni zewnętrznej tulei typu spin/rauguss ($R_y = 65 - 270 \mu m$, $S_m = 0,6 - 1,5 \mu m$) - rys.3.5a,b (Mercedes – silniki OM 642 i 668 ,M 271, Mitsubishi – silnik NNC, VW-EA 133 ,Volvo Car – silnik N2P24) lub typu hybryd - rys.11a,c (Mercedes platforma silników M266) do natryskiwania cieplnego przed zalewaniem w blokach aluminiowych.



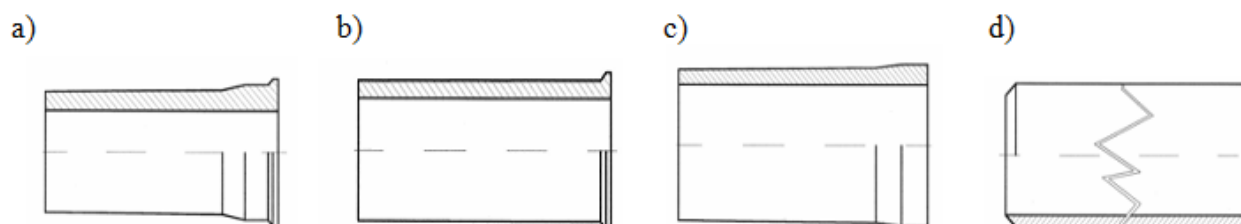
Rys.11.Obraz mikrostruktury (a) połączenia żeliwnej powierzchni zewnętrznej (b) tulei typu spin/rauguss z blokiem z stopu aluminiowego (c) tulei po pokryciu stopem AlSi metodą natrysku cieplnego z blokiem z stopu aluminiowego [13,15,20].

Metoda wirującej formy w procesie odlewania odśrodkowego (rys.12) pozwala na spełnienie wymagań konstrukcyjnych materiału tulei w zakresie wytrzymałości, twardości i struktury. Ma tę zaletę, że można nią kształtować odlewy żeliwne i stalowe ściśle związane z końcową postacią geometryczną tulei (rys.13). W zależności od potrzeb i przeznaczenia produkcji urządzenia odlewnicze tego typu ma możliwości mechanizacji i automatyzacji procesu. Typowymi kształtami odlewów uzyskiwanych metodą wirującej formy są odlewy:

- kołnierzowe (rys. 13.a, b) – stosowane dla tulei typu mokrego,
- bezkołnierzowe (rys. 13.c) – dla tulei typu suchego,
- wielokrotne (rys. 13.d) – mają zastosowanie dla tulei z przeznaczeniem do zalewania w blokach aluminiowych.



Rys.12. Schemat urządzenia odlewniczego do formowania odlewów żeliwnych tulei cylindrowych metodą wirującej formy: 1 – zalewanie kokili, 2 – piec dozująco-przetrzymujący, 3 – chłodzenie odlewu, 4 – odciąg pary, 5 – otwieranie kokili, 6 – wyciąganie odlewu, 7 – czyszczenie kokili, 8 – odciąg pyłów, 9 – zamykanie kokili, 10 – nanoszenie płynnego pokrycia



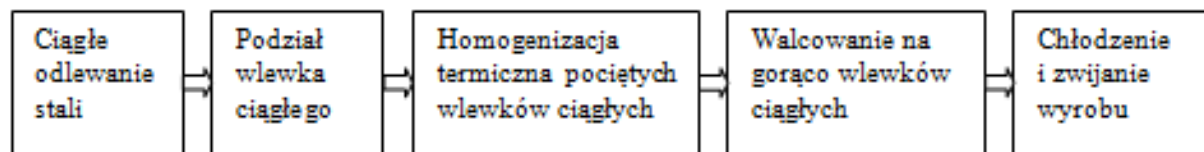
Rys. 13. Typowe kształty odlewów tulei cylindrowych odlewanych metodą odśrodkową: a, b) odlew kołnierzowy, c) odlew bezkołnierzowy, d) odlew wielokrotny typu rura

Aktualnie, w sytuacji masowej produkcji stali, stosuje się dwie metody odlewania stali:

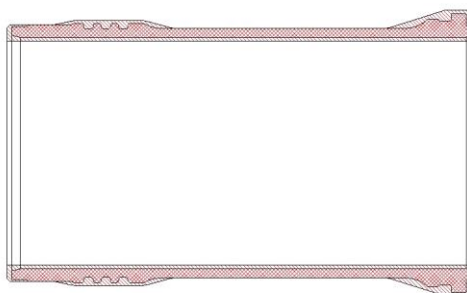
- metodę do wlewnic (rys.12), nazywaną również metodą konwencjonalną,
- metodę ciągłego odlewania i walcowania stali – najbardziej rozwijanego pod względem techniczno-technologicznym kierunku w metalurgii stali (rys.14).

Odlewane wlewki ciągłe, w systemach zintegrowanego odlewania i walcowania, mają kształty przekroju poprzecznego zbliżone do kształtu wyrobu gotowego. W odniesieniu do

tulei cylindrowych jest to rura (rys. 13d). Projekt modelu technologicznego stalowej tulei cylindrowej typu HDEP po procesie odlewania i walcowania przyrostowego przedstawiono na rysunku 15.



Rys. 14. Model zintegrowanego odlewania i walcowania stali [12]



Rys. 15. Model technologiczny odlewu stalowego tulei cylindrowej po procesie walcowania przyrostowego (projekt firmy TIMKEN)

4. STRUKTURA GEOMETRYCZNA WARSTWY POWIERZCHNIOWEJ

Drugą podstawową cechą określającą funkcjonalność tulei cylindrowej w układzie TPC silnika spalinowego jest struktura geometryczna powierzchni otworu, na którą składają się:

- struktura makro i z nią związane parametry błędów kształtu typu okrągłość i prostoliniowość lub współosiowość,
- struktura mikro związana z parametrami chropowatości powierzchni, kątem gładzenia, obrazem ukształtowania rys i głębokością ich deformacji oraz czystość powierzchni gładzi po procesie gładzenia.

Zadaniem struktury makro- i mikrogeometrii powierzchni otworu tulei w układzie z pierścieniami tłokowymi jest zapewnienie szczelności komory spalania i zapobieganie możliwościom przedostawania się oleju do komory spalania oraz niekorzystnego zjawiska przedmuchu spalin.

Dlatego w nowych konstrukcjach silników celem spełnienia wymagań związanych z emisją związków szkodliwych oraz zmniejszeniem zużycia oleju konstruktorzy silników ustalają założenia konstrukcyjne dla otworu tulei:

- tolerancję błędu kształtu na poziomie 6–10 μm [12, 15], pomimo że błąd ten ulega zwiększeniu po montażu tulei w kadłubie silnika (docisku uszczelki przez głowicę) i dalej poprzez oddziaływanie zmiennych ciśnień dynamiczno-termicznych w czasie pracy silnika do poziomu 30–60 μm [16, 20],
- ukształtowanie powierzchni gładzi tulei cylindrowej powinno gwarantować współpracę tribologiczną z pierścieniami tłokowymi z niskim współczynnikiem tarcia, przy zmniejszonym zużyciu oleju bez zatarć i przedmuchów spalin [12,15,16,20].

Stąd procesy technologiczne kształtowania struktury makro- i mikrogeometrii otworu tulei na przestrzeni ostatnich kilkunastu lat stały się przedmiotem intensywnego rozwoju głównie z powodu:

- możliwości technologicznych pozwalających na uzyskanie korzystnej pod względem eksploatacyjnym struktury geometrycznej powierzchni otworów gładzonych,

- dostosowania struktury powierzchni do zmiennych warunków smarowania w czasie pracy układu TPC oraz możliwości usunięcia śladów po poprzedniej obróbce konwencjonalnej (zgnioty i umocnienia oraz naprężenia powierzchniowe) [7-12, 15, 20],
- maszyn do gładzenia i przejścia z gładzenia jedno/dwustopniowego do gładzenia wielostopniowego z możliwością automatyzacji procesu gładzenia i pomiarów w zakresie błędów kształtu i jego korekty w toku procesu wraz z możliwością pomiarów i analiz SPC parametrów chropowatości powierzchni po zakończonym gładzeniu,
 - narzędzi skrawających o wydłużonej trwałości i jednorodnej strukturze kryształów, charakterystyce cięcia i samoostrzenia ziarna diamentowego (ND, MD) oraz ziarn z węgla krzemu (SiC), kubitronu (SGG) i ziarn Norton Quantum (NQG),
 - rozwoju technik stosowanych w pomiarach struktury geometrycznej warstwy powierzchniowej (pomiar stykowy, optyczny, wykorzystanie mikroskopii skaningowej), zwiększenia zakresu przyrządów (rozdzielczości, różne filtry i prędkości przesuwu, pomiary 2D i 3D) – łącznie około 300 parametrów profilu i kilkadziesiąt parametrów topograficznych wraz z możliwością graficznej prezentacji wyników [13, 133, 186, 200, 201],
 - wykorzystania laserów jako narzędzi technologicznych w procesie wielostopniowego gładzenia jako jeden ze stopni w tym procesie (nacinanie rys w formie zasobników olejowych, ablacji laserowej, nanoszenia pokryć [1, 2, 3, 7-12, 20].

Wynikiem rozwoju procesu gładzenia jest możliwość jego realizacji w wielu wariantach technologicznych (tabl. 2).

Tabela 2. Warianty procesu technologicznego gładzenia w zastosowaniu do tulei cylindrowych

Wariant	Ilość stopni gładzenia			Rodzaj narzędzi stosowanych w procesie gładzenia								
	2	3	4	Diament i /lub Ceramika					Szczotki	Ciecz + SiC/FG	Laser	
				ND	MD	SiC	SGG	NQG			Nacinanie rys	Hartowanie
1	Gładzenie normalne (dwustopniowe)											
2	Gładzenie plateau standardowe											
3	Gładzenie plateau gładkie											
4	Gładzenie plateau spiralne											
5	Gładzenie plateau spiralne gładkie											
6	Gładzenie plateau z nacięciem zasobników olejowych laserem											
7	Gładzenie plateau z hartowaniem powierzchni laserem											

Oznaczenia:

ND - ziarno diament naturalny
 MD - ziarno diament syntetyczny
 SiC - ziarno węgla krzemu
 SGG - ziarno kubitron

NQG - ziarno Norton Quantum
 FG - gładzenie strumieniem cieczy z ziarnem diamentowym

Z analizy literatury oraz badań opublikowanych w pracach [7-12] wynika, że po przejściu z gładzenia dwustopniowego do gładzenia trzystopniowego plateau uzyskuje się wyraźne polepszenie parametrów eksploatacyjnych silników spalinowych: skrócenie okresu docierania, zmniejszenie zużycia oleju, ograniczenie zjawiska przedmuchów i zatarć oraz zmniejszenie zużycia eksploatacyjnego współpracujących elementów układu TPC. Powyższe rozwiązania, pomimo upływu czasu, są do dziś stosowane w warunkach produkcyjnych. Proces gładzenia dwustopniowego odbywa się częściowo w procesie produkcji tulei

cyldrowych z przeznaczeniem na części zamienne lub w produkcji tulei jako półfabrykatów do dalszej obróbki przed montażem. Natomiast proces gładzenia trzystopniowego plateau jest stosowany w procesach produkcji tulei na pierwszy montaż. Dostępność pozostałych wariantów procesu gładzenia stała się przedmiotem wielokierunkowych badań ośrodków naukowych, producentów silników oraz producentów tulei cylindrowych głównie w zakresie:

- możliwości dalszego zmniejszenia zużycia oleju, zmniejszenia emisji cząstek stałych, współczynnika tarcia oraz zatarć i przedmuchiów spalin w powstających lub modernizowanych konstrukcjach silników typu HDD,
- dostępności nowych wariantów technologicznych gładzenia w warunkach produkcyjnych w sytuacji zmian materiałów na tuleje cylindrowe (warunek $R_m > 300$ MPa).

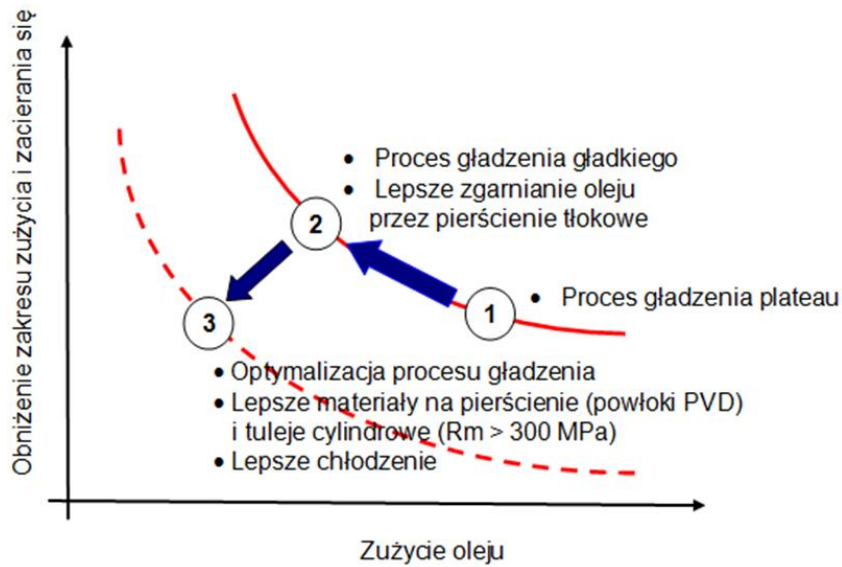
Na podstawie opublikowanych danych z badań poszczególnych wariantów technologicznych można sformułować następujące wnioski:

1. W ramach projektu AVL UE „Oil – Free Powertrain” [12, 15, 20], w którym uczestniczył producent tulei FM [163] oraz producent maszyn do gładzenia NAGEL badaniami symulacyjno-modelowym, silnikowym oraz optymalizującym poddano warianty technologiczne nr 2, 3, 5 i 7 (tab. 2), w wyniku których stwierdzono, że:
 - zużycie oleju, emisja cząstek stałych i tarcie są w znacznym stopniu zależne od obróbki powierzchni gładzi tulei cylindrowej i pierścieni tłokowych,

Tabela 3. Zmniejszenie zużycia oleju przez optymalizację procesu gładzenia i innowacyjne technologie (HDD)

Badane warianty gładzenia	Zużycie oleju [g/kWh]	Parametry chropowatości powierzchni gładzi							
		Ra	Rz	Rmax	Rpk	Rk	Rvk	Mr1	Mr2
		[μm]						[%]	
Standard	0,17	0,6	4,6	5,4	0,2	0,7	1,8	3,3	61
Gładkie	0,06	0,1	0,7	0,9	0,1	0,2	0,1	9,2	86
Pokrycie plazmą	0,04	–	–	–	<0,1	0,2–0,5	1,0–2,0	–	75–85

- przez konsekwentne rozwijanie i optymalizację trzystopniowego procesu gładzenia w kierunku gładzenia gładkiego i innowacyjne technologie dla gładzi cylindrowej silników HDD można sprostać wymaganiom w zakresie zużycia oleju (zmniejszenie > 50%) i emisji cząstek stałych (zmniejszenie ok. 20%) oraz związanym z tym kosztem (tab. 3, rys.16).
2. W ramach projektu nowej platformy silników VOLVO HDEP – MAHLE przeprowadzono wiele badań symulacyjno-modelowych i silnikowych z różnymi wariantami technologicznymi tulei gładzonych wraz z naciętymi laserem zasobnikami olejowymi oraz po procesie ablacji powierzchni gładzi laserem [3, 7-12, 15] i stwierdzono, że:
 - w wyniku zmiany procesu gładzenia plateau na gładzenie gładkie związane ze zmniejszeniem parametru Rk (rys. 17 i 18) zarówno w wariacie tulei gładzonych gładko, jak i w wariacie z użyciem lasera uzyskano zmniejszenie grubości filmu olejowego oraz współczynnika tarcia,

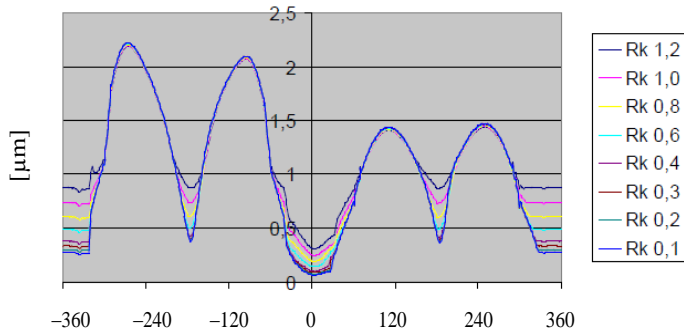


Rys. 16. Schemat wyników badań AVL w zakresie obniżenia zużycia liniowego i zacierania się w powiązaniu ze zużyciem oleju [20].

– bardzo istotny w próbach okazał się dobór pokrycia i parametru chropowatości pierścieni uszczelniających (na przykład z pokryciem PVC – *Physical Vapor Deposition*, $R_k \leq 0,1 \mu\text{m}$).

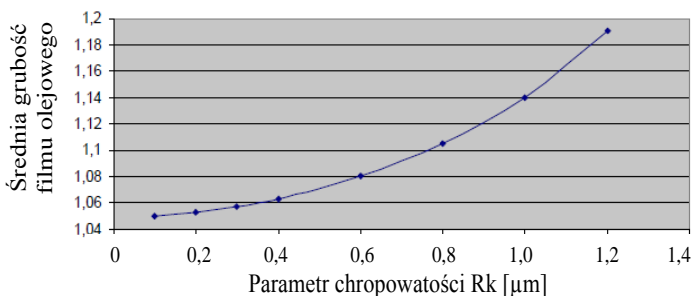
Wyniki badań symulacyjno-silnikowych stały się podstawą dalszych badań i prac w kierunku optymalizacji procesu gładzenia gładkiego w warunkach produkcyjnych [12].

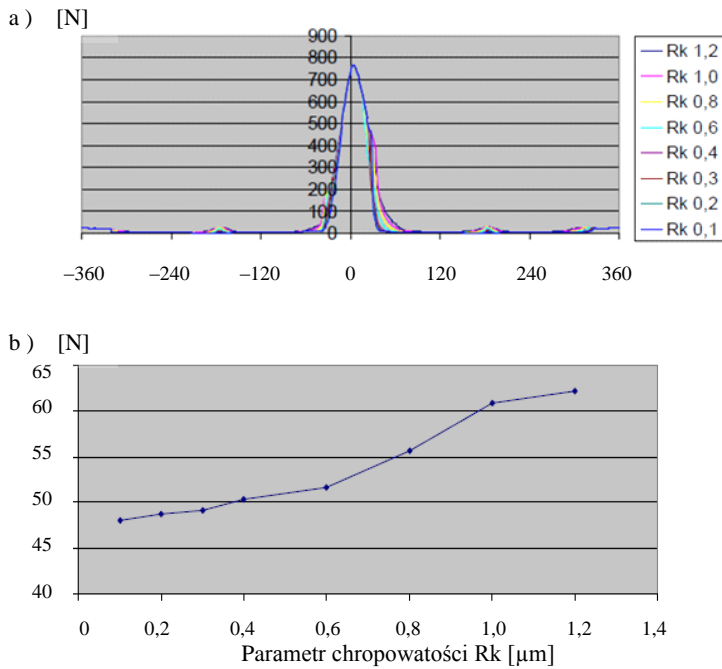
a)



17. Wynik badań symulacyjnych w zakresie zależności: a) grubości filmu olejowego od kąta obrotu wału korbowego, b) średniej grubości filmu olejowego od parametru chropowatości R_k (GMP przy 0°) [74]

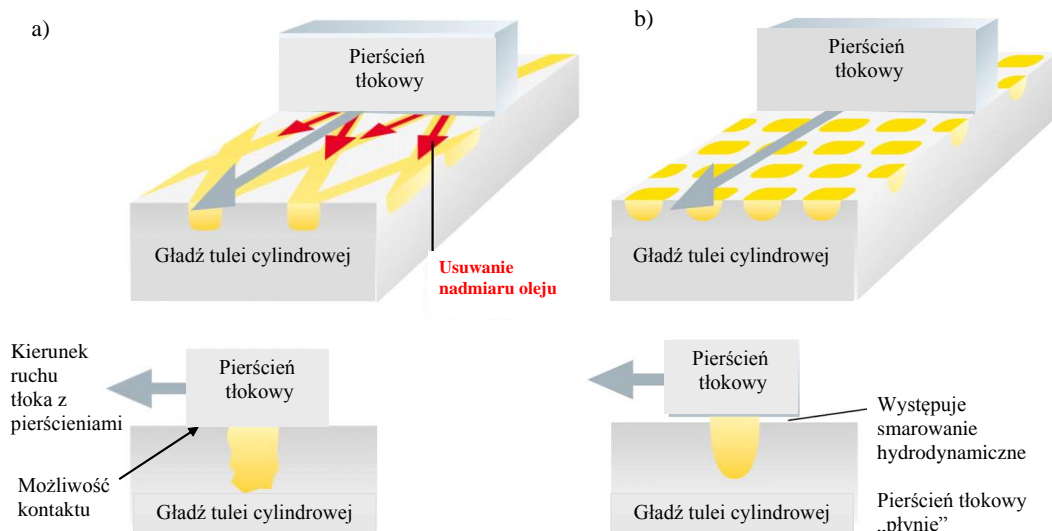
b) [µm]





Rys. 18. Wynik badań symulacyjnych: a) wielkości siły tarcia w zależności od kąta obrotu wału korbowego i od parametru chropowatości Rk, b) wielkości średniej siły tarcia w zależności od parametru chropowatości Rk (GMP przy 0°) [74]

3. W wyniku zastosowania czterostopniowej technologii gładzenia gładkiego „Diamant – FG” przez firmę VW kształtuje się system „komór mikrociśnieniowych” (rys. 19), który zapewnia hydrodynamiczne smarowanie pomiędzy pierścieniem a gładzią cylindra. Zmniejszeniu uległo zużycie oleju (średnio o 79% w stosunku do gładzi cylindra dwustopniowo gładzonego) i emisja cząstek. Mniejsze są straty tarcia oraz zmniejszyło się zużycie liniowe gładzi i pierścieni tłokowych. Powierzchnia gładzi charakteryzowała się parametrami chropowatości: $R_{pk} < 0,3 \mu\text{m}$, $R_k < 0,6 \mu\text{m}$ oraz $R_{vk} < 0,8 \mu\text{m}$ [177]



Rys. 19. Schemat transportu oleju na gładzi tulei cylindrowej w wyniku: a) systemu kanałów połączonych utworzonego w procesie gładzenia standardowego, b) mikrostruktury zapewniającej smarowanie hydrodynamiczne utworzonej w wyniku gładzenia „Diamant – FG”, nacięć laserem kieszeni olejowych oraz laserowego hartowania powierzchniowego w osłonie azotu [12]

4. Firma Deutz w ramach programu rozwoju silników TCD2012 L06 – 4V i TCD 20 10 LO4 – 4V badaniom poddała dwa warianty gładzenia:

- standardowe plateau (jako baza odniesienia o parametrach $R_{pk} = 0,2-0,8 \mu\text{m}$, $R_k = 0,5-1,5 \mu\text{m}$, $R_{vk} = 1,0-3,5 \mu\text{m}$) oraz gładzenie spiralne gładkie (o parametrach $R_{pk} = 0,18 \mu\text{m}$, $R_k = 0,4 \mu\text{m}$, $R_{vk} = 1,2-2,7 \mu\text{m}$).

W wyniku trwałościowych badań silnikowych stwierdzono:

- zmniejszenie zużycia liniowego cylindrów o około 40%
- zmniejszenie grubości filmu olejowego, co prowadzi do zmniejszenia zużycia oleju,
- brak skłonności do tworzenia się wyblyszceń w strefie współpracy z pierścieniami
- nie stwierdzono różnic w przedmuchu spalin [20].

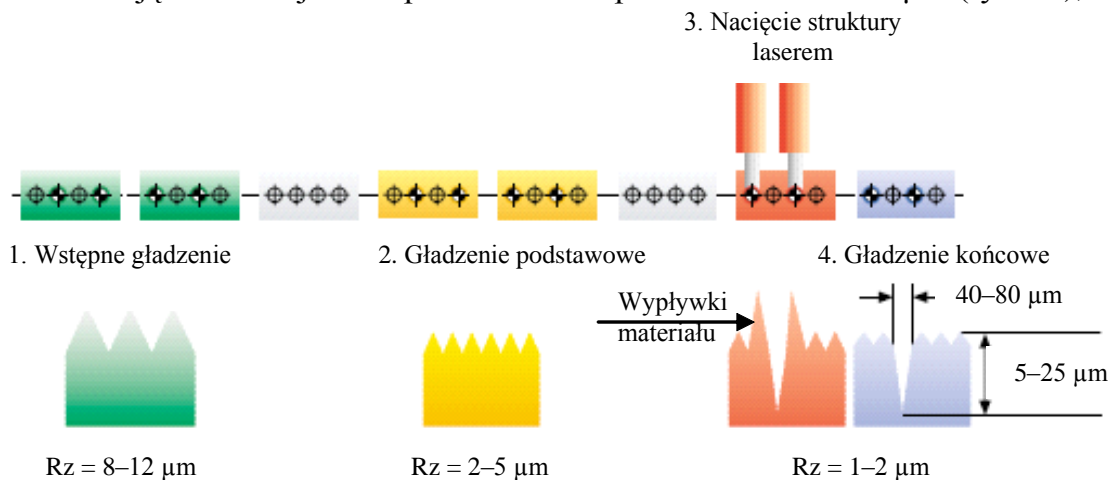
5. Zakres przeprowadzonych badań tulei cylindrowych z wykorzystania mikro-obróbki laserowej w formie:

- modyfikacji struktury powierzchni gładzi w procesie gładzenia przez nacięcie laserem kieszeni olejowych,
- laserowego hartowania powierzchniowego w osłonie azotu powierzchni gładzi po procesie gładzenia,
- pokrycia plazmą powierzchni otworu tulei stalowych

potwierdził możliwości zastosowania tego typu wariantów technologicznych w nowych konstrukcjach silników typu HDD [7-12, 15, 20].

5.1. W wyniku przeprowadzonych badań przez GM/Fiat przy współpracy z firmą Gehring stwierdzono, że:

- proces modyfikacji struktury powierzchni gładzi w formie nacięć laserem kieszeni olejowych w strefie GMP (przed gładzeniem końcowym) charakteryzuje się tendencją do zmniejszenia parametru chropowatości $R_z = 1-2 \mu\text{m}$ (rys. 20),



Rys. 20. Przebieg zoptymalizowanego procesu gładzenia ze strukturą nacięć laserem kieszeni olejowych według technologii firmy Gehring [1]

- zoptymalizowana struktura nacięć kieszeni olejowych tworzy system komór ciśnieniowych (rys. 19b), który zapewnia smarowanie hydrodynamiczne i z tym związane zmniejszenie zużycia oleju (o 15–30%), zmniejszenie emisji cząstek stałych oraz zmniejsza siłę tarcie i zużycie liniowe (o 40–50 %),
- istnieją technologiczne możliwości stosowania produkcyjnego tego typu wariantu gładzenia z udziałem lasera (na przykład silniki $1,3 \text{ dm}^3$ produkowane w zakładzie Fiata w Bielsku-Białej z poziomem Euro 4/5) [1, 7, 8].

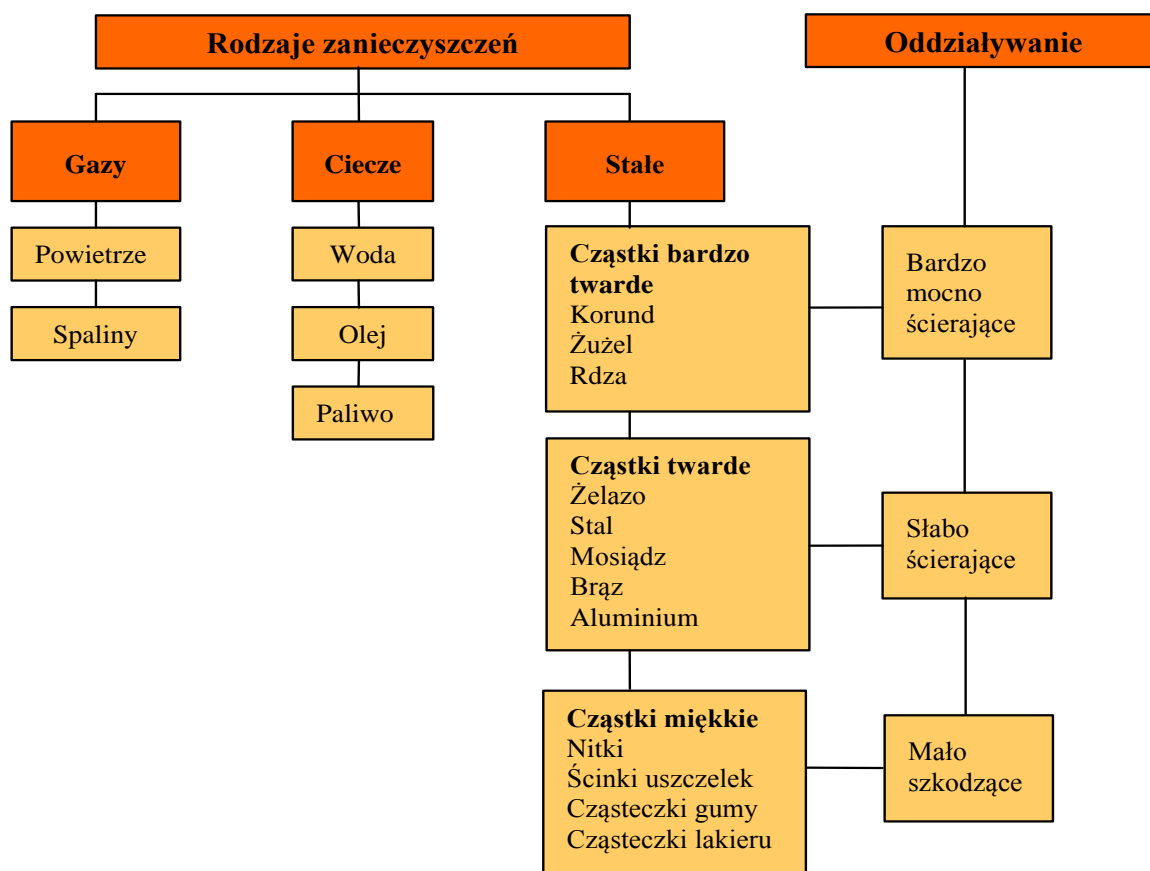
5.2. Struktura powierzchni gładzi poddana procesowi laserowego hartowania powierzchniowego w osłonie azotu według firmy Audi charakteryzuje się

nanokrystaliczną strukturą z udziałem azotu (16–18%) oraz systemem mikrokomór hydrodynamicznych (rys. 19). System mikrokomór hydrodynamicznych powstaje w miejscach wyjść grafitowych ze struktury żeliwa, które zostają odsłonięte przez laser. Badania trwałościowe silnika wysokoprężnego Audi 1,91/81 kW R4 TDI wykazały:

- redukcję zużycia oleju do 75%, redukcję ilości cząstek stałych PM oraz NO_x ; nastąpiło zmniejszenie strat tarcia do 40% oraz zużycia liniowego > 80%,
- dobre właściwości rozruchowe,
- możliwość zwiększenia ciśnienia doładowania [15, 20].

5.3. Struktura powierzchni gładzi stalowych tulei cylindrowych pokrytych plazmą (80% Fe, 20% ceramika) w ramach badań silnikowych w projekcie AVL UE „Oil-Free Powertrain” w porównaniu do struktur gładzonych standardowo i gładzonych z optymalizacją uzyskała najlepsze wyniki pod względem zużycia oleju (tab. 4) [20].

Nowością w wymaganiach określających jakość struktury warstwy powierzchniowej po procesie gładzenia jest parametr czystości. Zgodnie z zapisem normy ISO 16232-1 parametr czystość przyjmuje się jako stan powierzchni gładzi tulei cylindrowej, która charakteryzuje się brakiem zanieczyszczeń w postaci cząstek stałych. Jako cząstkę określa się materiał stały usuwalny w specyficznych warunkach i mający kohezję/spójność mechaniczną. Zanieczyszczenia na powierzchni gładzi mogą być wytworzone w wyniku gładzenia przez odrywające się cząstki materiału tulei lub materiału z narzędzi gładzących (ziarna diamentowe lub węgiel krzemu). Przyjmując, że w tłokowych silnikach spalinowych występują zanieczyszczenia zawarte w gazach (powietrze, spaliny), w cieczech (olej, paliwo) oraz bezpośrednio na powierzchniach elementów silnikowych (rys. 21).



Rys. 21. Rodzaje zanieczyszczeń

Zanieczyszczeniami wpływającymi na intensywność zużycia elementów silnikowych są:

- ziarniste substancje stałe, o różnym składzie granulometrycznym, fizycznym i chemicznym,
- substancje smoliste (na przykład laki, nagary),
- substancje chemiczne aktywne (powodujące zużycie na skutek procesów korozyjnych, utleniania i innych),
- substancje płynne, tworzące z płynami eksploatacyjnymi roztwory sprzyjające innym procesom zużycia (typu kawitacja, zmęczenie struktury warstwy wierzchniej i inne).

Są to typowe zanieczyszczenia zewnętrzne i wewnętrzne tworzące się w silniku podczas jego pracy oraz zanieczyszczenia przenoszone z procesu wytwarzania elementów silnikowych lub pozostające w nim po montażu. Znaczna część tego typu zanieczyszczeń jest eliminowana z silnika przez układy filtracyjne (powietrza, oleju czy paliwa).

Niektóre cząsteczkowe zanieczyszczenia (rys. 21) typu stałego, na przykład korund, żużel, rdza są bardzo twarde (ok. 900 N/mm^2), natomiast cząstki żelaza, stali, mosiądzu, brązu czy aluminium są twarde ($85\text{--}390 \text{ N/mm}^2$) i pozostając w silniku, powodują niekorzystne zjawiska w procesach tribologicznego zużycia typu ściernego, czy zmęczenie powierzchniowe [11, 12].

Jeżeli nie będą podjęte odpowiednie działania prewencyjne eliminujące cząstki bardzo twarde i twarde z przestrzeni elementów współpracujących, to nastąpią reakcje łańcuchowe prowadzące do tworzenia się coraz większej wielkości cząstek i tym samym zjawisko zużycia przybiera na sile. Powiększają się przyjęte luzy i z reguły dochodzi do zużyć awaryjnych, co jest niepożądane w rozwiązaniach konstrukcyjnych silników spalinowych.

Wymagania czystości powierzchni w stosunku do elementów układu TPC są bardzo zróżnicowane [11,12]. Z jednej strony są to wymagania bardzo ogólne w formie:

- podziału odpowiedzialności za czystość do momentu montażu,
 - rozpoznania materiałów w sytuacjach specjalnych (reklamacje, powstanie szkód),
- z drugiej strony producenci silników żądają od dostawców tulei cylindrowych (tab. 4):
- zdefiniowania procesów kontroli,
 - wielkości zanieczyszczeń (maksymalne cząstki, liczba, waga, skład),
 - rozdziału wielkości cząstek,
 - przeprowadzania badań czy audytów.

Technologicznie cechy funkcjonalne związane ze strukturą geometryczną warstwy powierzchniowej otworu tulei cylindrowych w zakresie:

- makro – odchyłki kształtu,
- mikro – układu rys,
 - kąta gładzenia,
 - chropowatości,
 - głębokości deformacji,
- czystości powierzchni

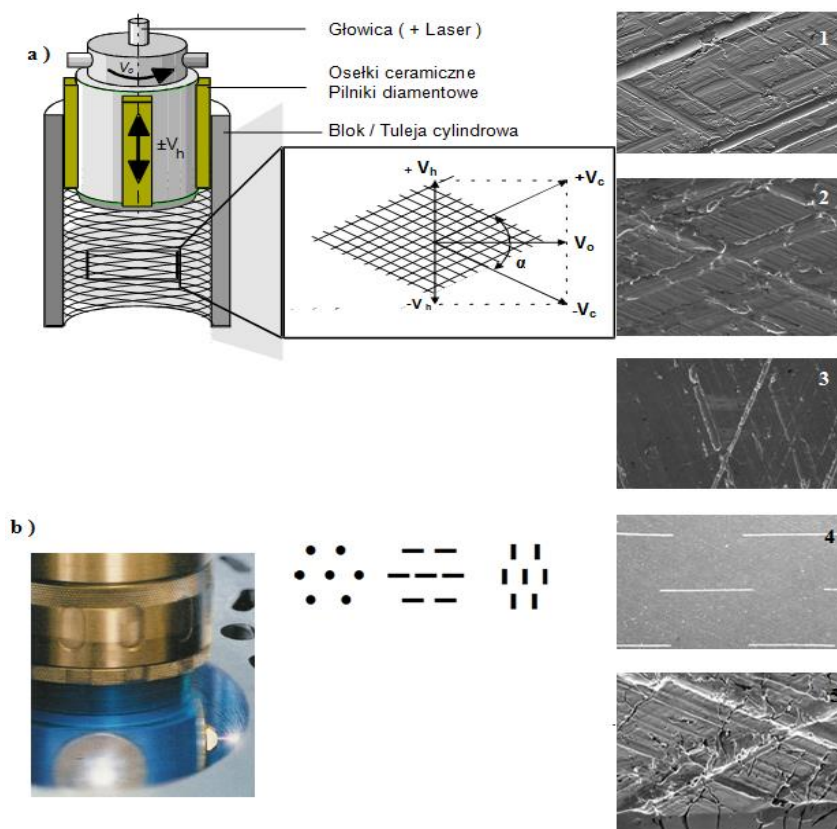
są kształtowane w końcowych operacjach obróbki mechanicznej, w procesie gładzenia wielozabiegowego (rys. 22).

W wyniku procesu gładzenia uzyskuje się strukturę anizotropową o wyraźnie ukierunkowanym kształcie skrzyżowanych rys pod kątem α oraz określonej wielkości i odległości rys (rys. 22, 23).

Dla celów konstrukcyjno-technologicznych i badań tribologicznych niezbędny jest opis i pomiar struktury geometrycznej powierzchni gładzi. Z tego względu w warunkach

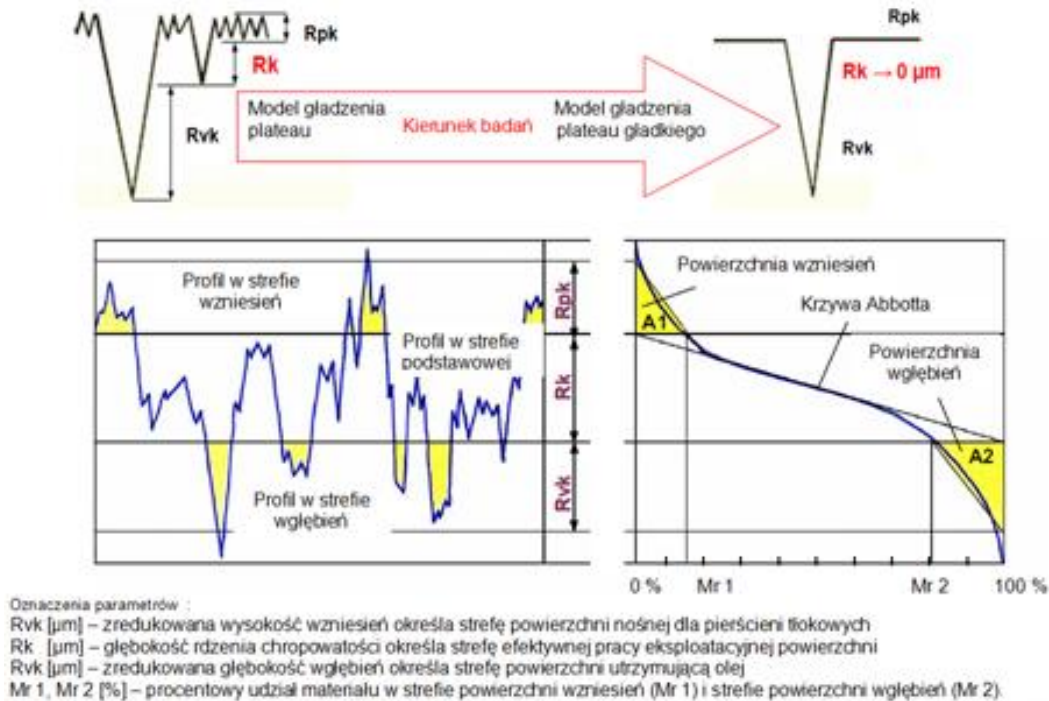
Tablica 4. Zakres wymagań czystości powierzchni dla elementów układu TPC

Producent silnika	Masa zanieczyszczeń	Rozmiar i liczba cząstek	KOD
Volvo	10 mg/1000 cm ²	750 cząstek/mm ²	—
DAF	10 mg/1000 cm ² 20 mg/10000 cm ² dla cząstek miękkich	– max dopuszczalny obliczony poziom: $\geq 1000 \mu\text{m}$ (pierwsza wartość), $\geq 15 \mu\text{m} < 100 \mu\text{m}$ (druga wartość), $\geq 5 \mu\text{m} < 15 \mu\text{m}$ (trzecia wartość), – rozmiar max cząstki twardej: $1000 \times 100 \times 100 \mu\text{m}$, – rozmiar max cząstki miękkiej: $2000 \times 100 \times 100 \mu\text{m}$, – rozmiar max włókna $\text{Ø}100 \times 10000 \mu\text{m}$	7/14/18 dla cząstek metalicznych
PSA	10 mg/1000 cm ²	– max 1000 cząstek $> 150 \mu\text{m}$, – 0 cząstek $> 700 \mu\text{m}$	—
Renault	10 mg/1000 cm ²	– 0 cząstek $> 500 \mu\text{m}$ – 32 cząstki $> 400 \mu\text{m}$ – 1000 cząstek $> 150 \mu\text{m}$ – 130 000 cząstek $> 15 \mu\text{m}$	—
VW	5 mg/element	– 0 cząstek $> 1000 \mu\text{m}$	—
Fiat	4 mg/element	—	—

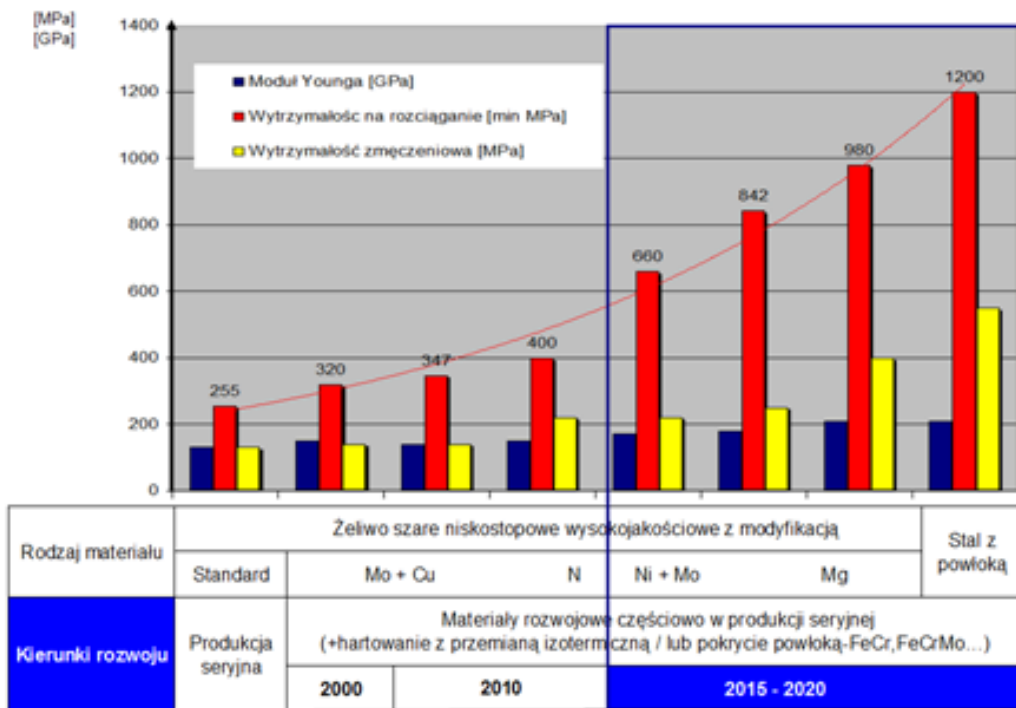


Rys.22. Schemat procesu gładzenia z zastosowaniem narzędzi diamentowo-ceramicznych (a) oraz głowicy laserowej (b), obraz ukształtowanej powierzchni zdjęcie SEM 1-gładzenie plateau, 2- 3 gładzenie plateau gładkie ze zmianą kąta α 50 /140°, 4-5 z użyciem lasera, 4-nacięcie zasobników olejowych, 5-ablacja laserowa.

procesów produkcyjnych przyjmuje się metodykę pomiarów odchyłek kształtu otworu i parametrów chropowatości opartą na dwuwymiarowym przekroju profilu (2D) zmierzonej powierzchni o określonym położeniu punktów pomiarowych względem powierzchni nominalnej. Wynika to z praktycznego podejścia, ponieważ w warunkach przemysłowych obecnie jeszcze nie ma możliwości realizacji szybkich pomiarów w układzie 3D [3,7-12].



Rys. 23. Opis parametrów chropowatości określonych metodą profilową na podstawie krzywej udziału materiałowego (Abbotta)

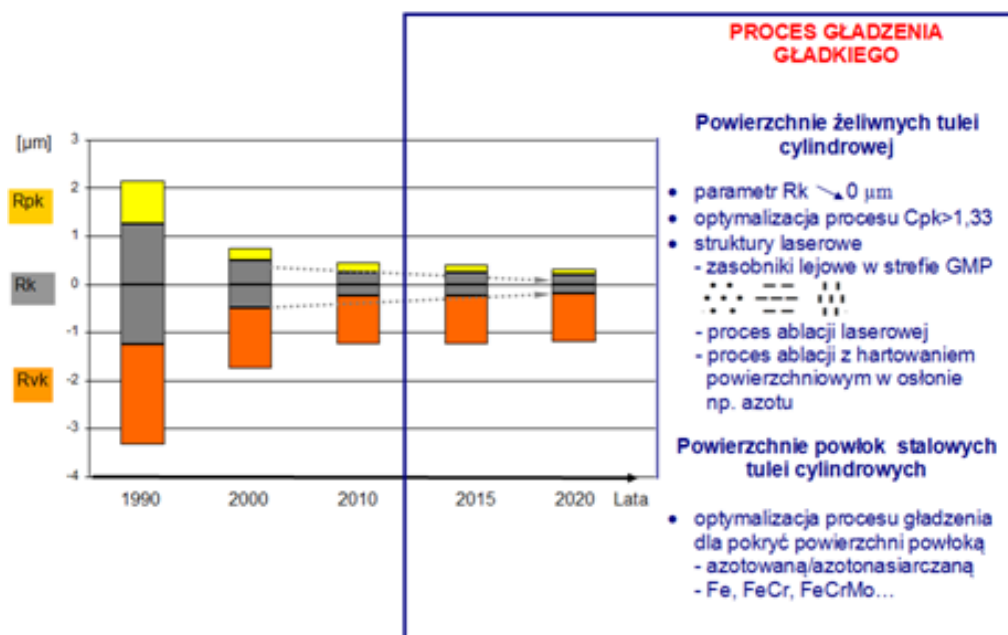


Rys. 24. Kierunki rozwoju materiałów stosowanych w konstrukcji tulei cylindrowych

5. Kierunki rozwoju technologicznego tulei cylindrowych

Wyniki badań literaturowych [12] oraz własnych badań technologicznych [3,7-12] pozwalają na określenie kierunków rozwoju technologicznego materiałów stosowanych w konstrukcji tulei cylindrowych (rys. 24) oraz struktury geometrycznej warstwy powierzchniowej kształtowanej metodą gładzenia (rys.25).

Dla materiałów jako kryterium kwalifikacji przyjęto podstawowe parametry oceny mechanicznej materiału, jakimi są minimalna doraźna wytrzymałość na rozciąganie i z tym związane parametry wytrzymałości zmęczeniowej oraz modułu sprężystości Younga . Są to podstawowe parametry, jakich wymagają konstruktorzy silników spalinowych ZS w nowych rozwiązaniach konstrukcyjnych silników, przede wszystkim z powodu obciążeń, jakie obecnie (230–250 MPa) i w najbliższej przyszłości będą występować w cylindrze (≥ 300 MPa).



Rys. 25. Kierunki rozwoju technologicznego struktury geometrycznej warstwy powierzchniowej gładzi w zakresie parametrów chropowatości

6. PODSUMOWANIE

Nowe rozwiązania konstrukcyjne silników spalinowych wymagają od tulei cylindrowych spełnienia ściśle określonych cech funkcjonalnych, które mają wpływ na zmniejszenie zużycia oleju i emisji cząstek stałych. Cechy te również stanowią podstawę wyboru określonej technologii wytwarzania tulei cylindrowych. Stąd ważnym aspektem w spełnieniu wymagań środowiskowych przez nowe konstrukcje silników spalinowych jest dobór parametrów opisujących te cechy w konstrukcji tulei cylindrowej, a następnie wybór określonej technologii ich wytwarzania.

Rozwiązania konstrukcyjno-technologiczne tulei cylindrowych powinny mieć wpływ na spełnienie wymagań nowych rozwiązań konstrukcyjnych silników spalinowych w zakresie:

- zmniejszenia zużycia oleju i emisji cząstek stałych,
- dużej odporności na zużycie ścierne, korozyjne i kawitacyjne,
- dobrej zdolności do tłumienia drgań i związanej z tym odporności na zjawiska kawitacji,

- dobrej przewodności cieplnej i możliwości przeniesienia zwiększonych obciążeń mechaniczno-termicznych, przy zachowaniu trwałości kształtu w zakresie makro- i mikrogeometrii otworu,
- struktura warstwy powierzchniowej gładzi tulei cylindrowej powinna zapewnić współpracę tribologiczną z pierścieniami tłokowymi z niskim współczynnikiem tarcia, przy zmniejszonym zużyciu oleju bez zatarć i przedmuchów spalin,
- o wyborze nowego materiału tulei powinny decydować technologiczne możliwości jego kształtowania na etapie odlewania jak i jego dalszej obróbki mechanicznej, w szczególności na etapie gładzenia przez dobór określonego wariantu gładzenia oraz jego optymalizację dla danego typu silnika,
- bardzo istotny jest też dobór pokrycia i parametru chropowatości pierścieni uszczelniających.

Zmiany w kształtowaniu struktury warstwy powierzchniowej gładzi tulei cylindrowej powinny uwzględniać rachunek uzasadnionych kosztów wytwarzania, na który zwracają szczególną uwagę konstruktorzy silników.

Skróty i oznaczenia

- APS – technologia nakładania powłok natryskiwanych plazmą w atmosferze powietrza rozpylonego/*Atmospheric Plasma Spraying*
- EGR - system recyrkulacji spalin / *Exhaust Gas Recirculation*
- HVOF – technologia nakładania powłok metodą płomieniową o dużej szybkości/ *High Velocity Oxygen Fuel*
- HDD – wysilone silniki ZS/*heavy duty diesel*
- HDEP- platforma silników ZS/ *heavy duty engine platform*
- TAW – technologia nakładania powłok z drutu przetopionego i rozpylonego w łuku elektrycznym/*Twin Arc Wire*
- PTWA – technologia natryskiwania powłoki z drutu przy użyciu łuku plazmowego/ *Plasma Transferred Wire Arc*
- ZI – zapłon iskrowy/*spark ignition*
- ZS – zapłon samoczynny/*compressed ignition*

Literatura

1. Bobzin K., Ernst F., Zwick J., Schlaefel T., Cook D., Kowalsky K., Bird K., Gerke H., Sharp R.E., Raab K.R., Lindon S.: Thermal spraying of cylinder bores with the PTWA internal coating system. Proceedings of the ASME Internal Combustion Engine Division Fall 2007 Technical Conference, October 14 - 17, 2007, Charleston, South Carolina, USA
2. Hountalas D. T., Kouremenos A. D.: Development of fast and simple simulation model for the fuel injection system of diesel engines. *Advanced in Engineering Software* vol. 26, No. I, pp.13-28, 1998.
3. Carras S., Gruszka J., Mathia T.G., Mazuyer D., Ninove F-P., Pawlus P.: Multi scale morphological metrology of piston-ring textured cylinder liners assembly in relation to their tribological properties. ISMQC- 2010 10th International Symposium on Measurement and Quality Control 2010 September 5 - 9 2010, Osaka, Japan
4. Cipolla G.: Silniki o zapłonie samoczynny w perspektywie rynku globalnego. *Silniki Spalinowe*, nr 2/2007 (129), str.33-37
5. Dawson S.: Compacted graphite iron – A material solution for modern diesel engine cylinder blocks and heads, 68th WFC – World Foundry Congress 7th - 10th February, 2008, pp. 93-99

6. Guzik E.: Procesy uszlachetniania żeliwa wybrane zagadnienia. Monografia Nr 1M, Archiwum Odlewnictwa, Katowice 2001, s.29-85
7. Gruszka J., Suchecki A.: Nowe metody kształtowania powierzchni cylindrów silników spalinowych. Silniki Spalinowe nr 3/2007, str.:16-26,
8. Gruszka J.: Topografia powierzchni tulei cylindrowych kształtowanych techniką laserową. X Międzynarodowa Konferencja EM '09 Bydgoszcz 2009. Inżynieria Ma- szyn. Rok 12, Zeszyt 4 Obróbka laserowa i hybrydowa, 2009, str.: 42-53.
9. Gruszka J.: Topografia powierzchni gładzi cylindrowej, Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji. Komisja Budowy Maszyn PAN Oddział w Poznaniu, Vol. 30,nr 2,Poznań 2010, s.73-78
10. Gruszka J.: Badania czystości elementów układu tłokowo-cylindrowego. Silniki Spalinowe 2009-SC1-157, s.350-357
11. Gruszka J.: Technologiczne kształtowanie cech funkcjonalnych warstwy powierzchniowej tulei cylindrowych.Nr 465 Rozprawy, Poznań 2012 WPP
12. Guesser W.L, Fundições T., Duran P.V., Krause W.,: Compacted Graphite Iron for Diesel Engine Cylinder Blocks, Congres Le diesel: aujourd'hui et demain- Page 11,Ecole central Lyon-12 et 13 mai 2004
13. Hountalas D. T., Kouremenos A. D.: Develoment of fast and simple simulate model for the fuel injection system of diesel engines. Advanced in Engineering Software vol.26 No.I.pp.13-28,199
14. Informacje techniczne VOLVO, DAF, MAN PSA-BMW z spotkań projektowych MAHLE. Materiały niepublikowane, Krotoszyn 2005-2010
15. Mahle Diesel Symposium, Stuttgart 2005
16. Materiały z forum dyskusyjnego- Przyszłość samochodowych silników spalinowych: tendencje, czynniki rozwoju rynku, współzawodnictwo technologii. Silniki spalinowe nr 3/2005
17. Miyake S., Goto T., Jakobsen B.: Develop ment of Spray- Coated Cylinder Liner for Diesel Engine, CIMAC Congress 2004, Kyoto, Paper No. 172
18. Merkisz J.: Tendencje rozwojowe silników spalinowych. Silniki spalinowe, nr 1/2004 (118)
19. NAGEL: 2. Honsymposium 13 – 14 Juni 2005, 3. Honsymposium, 25 - 26. November 2009
20. Pietrowski St.: Kompendium wiedzy o żeliwie wermikularnym. Krzepnięcie Metali i Stopów Rok 2000,Rocznik 2,Nr 44 PAN–Katowice PL ISSN 0208-9386,s.280-292
21. Zylinderkomponenten ,Eigenschaften, Anwendungen, Werkstoffe MAHLE GmbH (Hreg.),Stuttgart 2009,s.97-127

Abstract

In the monograph presents the issues related to new technologies in the processes of cylinder liners. Discusses the factors which stimulated their development, presents trends in the Example of the author in projects MAHLE: PSA-BMW, Mercedes ,engines platforms HDEP-DAF, VOLVO,Daimler AG and Daimler, Truck, Scania, MAN.

KSZTAŁTOWANIE STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ W PROCESIE SZLIFOWANIA KÓŁ ZĘBATYCH

ŻYŁKA Łukasz⁶, ZABOROWSKI Tadeusz⁷, PODWYSZYŃSKI Andrzej⁸

Słowa kluczowe: szlifowanie kół zębatych, obróbka cieplna, diagnostyka

W pracy przedstawiono proces technologiczny obróbki lotniczych kół zębatych. Poddano analizie proces obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej oraz jego wpływ przebieg procesu szlifowania. Omówiono metody poprawy jakości kół zębatych poddawanych procesom obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej. Przedstawiono metody diagnostyki procesu szlifowania oraz wyniki badań doświadczalnych nadzorowania procesu szlifowania obwiedniowo-podziałowego uzębień kół walcowych.

1. Wprowadzenie

Jedną z dziedzin techniki, gdzie zastosowanie mają przekładnie lotnicze jest przemysł lotniczy. Z uwagi na to, że koła zębate stosowane w samolotach są odpowiedzialne za bezpieczeństwo i życie człowieka stawiane są wobec nich wysokie jakościowe. Wymagania te ciągle wzrastają wraz z rozwojem technik wytwarzania. Obecnie produkowane koła zębate muszą charakteryzować się wysoką dokładnością wykonania, dużą wytrzymałością oraz żywotnością, z czym związany jest odpowiedni stan warstwy wierzchniej. Wymaga to ciągłego doskonalenia oraz nadzorowania metod ich obróbki.

Proces technologiczny obróbki kół zębatych stosowanych w lotnictwie jest złożony i składa się zazwyczaj z następujących etapów:

- obróbka w stanie miękkim,
- obróbka cieplna i cieplno-chemiczna,
- obróbka wykończeniowa,
- obróbka powierzchniowa.

Obróbka kół zębatych w stanie miękkim obejmuje wszystkie operacje, które wykonywane są przed obróbką cieplną, gdy materiał obrabiany ma twardość w granicach 30 HRC. Obróbka ta wykonywana jest w zakresie tolerancji 0,01-0,02 mm. Uzyskanie wysokiej jakości powierzchni obrobionej ułatwia obróbkę cieplną (umożliwia uzyskać równomierny rozkład węgla po nawęglaniu) oraz pozwala na zastosowanie mniejszych naddatków na obróbkę wykończeniową. Zazwyczaj obróbka w stanie miękkim obejmuje następujące operacje: toczenie, frezowanie, wiercenie, nacinanie uzębień, fazowanie krawędzi zębów. Obróbka uzębień w stanie miękkim może być realizowana metodą kształtową bądź metodą obwiedniową. W metodzie kształtowej zarys zęba powstaje w wyniku odzwierciedlenia kształtu narzędzia. Zaś w metodzie obwiedniowej kształt zęba powstaje ze złożenia odpowiednich ruchów narzędzia i przedmiotu obrabianego [1].

Najczęściej stosowanymi w przemyśle lotniczym metodami obróbki uzębień jest frezowanie obwiedniowe stosowane w przypadku wieńców posiadających odpowiednią ilość miejsca na wybieg narzędzia oraz dłutowanie obwiedniowe w przypadku uzębień ze stosunkowo krótkim wybiegiem.

⁶ Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

⁷ Politechnika Poznańska, Pl. Marii Curie-Skłodowskiej 5, 60-965 Poznań

⁸ WSK "PZL-RZESZÓW" S. A., ul. Hetmańska 120, 35-078 Rzeszów

Kolejnym etapem procesu technologicznego wytwarzania kół zębatach jest obróbka cieplna bądź cieplno-chemiczna zapewniająca odpowiednią wytrzymałość materiału [1, 8]. Jednakże podczas tego procesu dochodzi zazwyczaj do zmian wymiaru bądź kształtu obrabianej części w wyniku działania wysokiej temperatury. Dlatego też konieczne jest stosowanie obróbki wykończeniowej, którą jest zazwyczaj obróbka ścierna. Celem jej stosowania jest uzyskanie żądanych parametrów jakościowych uzębienia: wymiaru, kształtu, chropowatości powierzchni oraz prawidłowego stanu warstwy wierzchniej.

2. Obróbka cieplna i cieplno-chemiczna kół zębatach

Obróbka cieplna takich części jak koła zębata decyduje o ich wytrzymałości a idąc dalej również o ich trwałości. Można stwierdzić, że wszystkie rodzaje lotniczych kół zębatach poddawane są procesowi obróbki cieplnej. Ze względu na czynniki wpływające na kształtowanie struktury i właściwości materiałów stosowanych na koła zębatach, obróbkę cieplną można podzielić na [2]:

- obróbkę cieplną zwykłą,
- obróbkę cieplno-chemiczną.

Obróbka cieplna zwykła

W przypadku obróbki cieplnej zwykłej zmiany struktury i właściwości mechanicznych są spowodowane głównie zmianami temperatury i czasu. Głównymi operacjami obróbki cieplnej zwykłej, której poddawane są koła zębatach to hartowanie i odpuszczanie, nazywane też ulepszeniem cieplnym. Do najważniejszych zabiegów tych operacji należą

- nagrzewanie, polegające na ciągłym lub stopniowym podwyższaniu temperatury przedmiotu obrabianego cieplnie,
- wygrzewanie, polegającym na wytrzymaniu przedmiotu obrabianego cieplnie w docelowej lub pośredniej temperaturze,
- chłodzenie, ciągłe lub stopniowe obniżanie temperatury przedmiotu.

Celem operacji hartowania jest znaczne zwiększenie twardości a tym samym podniesienie właściwości mechanicznych danej części. Koła zębatach stosowane w lotnictwie poddaje się procesom hartowania objętościowego i hartowania powierzchniowego (hartowanie indukcyjne). Hartowanie objętościowe polega na nagraniu przedmiotu na wskroś do temperatury austenizacji, wygrzaniu w tej temperaturze przez wymagany czas i następnie szybkim chłodzeniu w oleju, dzięki czemu uzyskuje się strukturę martenzytyczną. Po operacji hartowania objętościowego wykonuje się operację odpuszczania w zakresie temperatur 400 – 600 °C w wyniku czego uzyskuje się strukturę martenzytu odpuszczonego z dyspersyjnymi wydzieleniami cementytu. Proces ulepszenia cieplnego kół zębatach wykonuje się najczęściej w piecach elektrycznych wglębnych lub komorowych. Jako ośrodek chłodzący w procesie hartowania objętościowego najczęściej stosuje się olej hartowniczy.

Tak obrabiane cieplnie koła zębatach, tj. ulepszone cieplnie, mogą być dodatkowo poddawane procesowi hartowania powierzchniowego, np. procesowi hartowania indukcyjnego. Hartowanie indukcyjne polega na austenizowaniu cienkiej warstwy powierzchniowej przedmiotu z następnym szybkim chłodzeniem. W wyniku tego procesu w warstwie wierzchniej następuje rozdrobnienie struktury martenzytycznej, a tym samym wzrost twardości i odporności na ścieranie powierzchni obrabianej. Procesowi temu poddawane są powierzchnie kół zębatach narażone głównie na zużycie ścierne. Są to bieżnie pod łożyska, czy zęby wieńca zębatach lub wielowypustu. Po procesie hartowania

indukcyjnego wykonuje się proces niskiego odpuszczania w zakresie temperatur 130 – 180 °C, co jest konieczne aby usunąć naprężenia strukturalne materiału powstałe w procesie gwałtownego studzenia uprzednio nagrzanej powierzchni. Brak operacji odpuszczania może powodować powstanie pęknięć w warstwie zahartowanej powierzchniowo.

Proces hartowania indukcyjnego przeprowadza się przy zastosowaniu generatorów prądu zmiennego. Grzanie odbywa się prądem elektrycznym indukowanym w obrabianym cieplnie przedmiocie przez zmienne pole magnetyczne. Pole magnetyczne jest wytwarzane przez wzbudnik, tj. cewkę zasilaną prądem wytwarzanym przez generatory. Materiały stosowane do produkcji kół zębatach poddawanych procesowi ulepszenia cieplnego i/lub hartowania indukcyjnego to stale stopowe o zawartości węgla od 0,25 – 0,45%.

Obróbka cieplno-chemiczna

Obróbka cieplno-chemiczna kół zębatach, stosowanych w lotnictwie to głównie nawęglanie lub azotowanie. Procesy te polegają na dyfuzyjnym nasyceniu powierzchniowej warstwy stali węglem lub azotem, w wyniku czego uzyskujemy znaczny wzrost twardości powierzchni nawęglanych lub azotowanych a co zatem idzie wzrost odporności na ścieranie przy zachowaniu ciągłego rdzenia. Podczas obróbki cieplno-chemicznej zachodzą następujące procesy, które warunkują kinetykę nasycania: reakcje chemiczne w ośrodku, które decydują o dostarczaniu aktywnych atomów węgla lub azotu, adsorpcja aktywnych atomów na powierzchni oraz dyfuzja zaadsorbowanych atomów w głąb materiału.

Nawęglanie to proces polegający na dyfuzyjnym nasyceniu powierzchniowej warstwy stali węglem. Po procesie nawęglania, koła zębata poddaje się procesowi hartowania i niskiego odpuszczania. Do nawęglania stosuje się stale niskowęglowe o zawartości węgla 0,08 - 0,25 %, zawierające pierwiastki stopowe takie jak: chrom, nikiel, mangan, molibden. Proces nawęglania gazowego kół zębatach stosowanych w przemyśle lotniczym przeprowadza się w piecach elektrycznych komorowych lub węgłnych. Źródłem aktywnych atomów węgla jest rozkład węglowodorów, najczęściej metanu. Piece do nawęglania są wyposażone w układ regulacji atmosfery nawęglającej, tj. sondy tlenowe, które odpowiadają za płynną, automatyczną regulację atmosfery nawęglającej w trakcie procesu.

W ostatnich latach rozwinął się proces nawęglania próżniowego, który w porównaniu z nawęglaniem gazowym cechuje się wyższą równomiernością rozkładu głębokości warstwy nawęglonej na powierzchniach średnicy podziałowej i średnicy stóp wieńca zębatego. Proces nawęglania próżniowego daje również lepsze efekty, tj. równy rozkład głębokości warstwy nawęglonej w otworach nieprzelotowych. W przemyśle lotniczym jest on stosowany sporadycznie ze względu na wymóg zatwierdzenia tego procesu przez odpowiednie instytucje lotnicze.

Azotowanie to proces polegający na nasyceniu powierzchniowej warstwy kół zębatach azotem w postaci atomowej, otrzymywanym z rozkładu amoniaku, który przy temperaturach azotowania stykając się z materiałem ulega dysocjacji. Wskutek tej reakcji wydziela się azot w postaci atomowej. Azotowaniu poddaje się koła zębata po procesie ulepszenia cieplnego i jest to ostatni proces obróbki cieplnej w całym procesie technologicznym. Warunkiem koniecznym jest to, aby temperatura azotowania była niższa od temperatury odpuszczania w procesie ulepszenia cieplnego. Ma to na celu, aby w czasie azotowania nie zachodziły zmiany strukturalne w materiale. Oprócz dużej odporności na ścieranie warstwa azotowana cechuje się również odpornością korozyjną. Głównym czynnikiem utwardzającym powierzchnię są azotki, z tym że azotki żelaza utwardzają się w

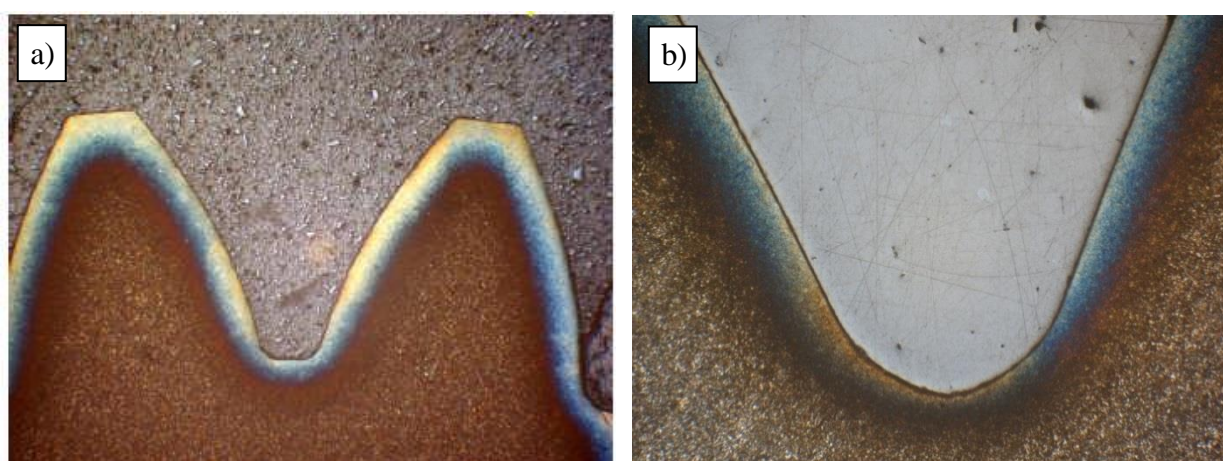
małym stopniu, stąd stale do azotowania zawierają w swoim składzie takie pierwiastki jak aluminium, mangan, chrom, wanad, które stwarzają warunki do osiągnięcia dużych twardości materiału. Azotowanie przeprowadza się w specjalnych piecach wglębnych lub komorowych wyposażonych w szczelną retortę, w której umieszczane są przedmioty przeznaczone do azotowania.

3. Sposoby poprawy jakości kół zębatych poddawanych procesom obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej

Obróbka cieplna i cieplno-chemiczna są bardzo ważną częścią procesu technologicznego wytwarzania kół zębatych stosowanych w przemyśle lotniczym. Koło zębate poddawane jest działaniu wysokiej temperatury oraz chłodzone z dużą prędkością. Prowadzi to bardzo często do powstawania deformacji materiału poddanego obróbce cieplnej. Ponieważ koło zębate po obróbce cieplnej poddawane jest obróbce wykończeniowej np. szlifowaniu, deformacje materiału powstałe na etapie obróbki cieplnej mają negatywny wpływ na przebieg i wynik obróbki mechanicznej. Deformacje materiału powodują powstawanie zmiennego naddatku obróbkowego, co może skutkować przypaleniami szlifierskimi trwale uszkadzającymi warstwę wierzchnią szlifowanych zębów. Można temu zapobiec poprzez:

- uwzględnienie wielkości deformacji materiału w procesie obróbki wykończeniowej,
- optymalizację geometrii koła zębatego przed procesem obróbki cieplnej,
- zastosowanie specjalnych przyrządów hartowniczych.

Niezwykle istotnym zagadnieniem w procesie obróbki cieplnej jest minimalizowanie odkształceń materiału. W wyniku deformacji koła zębatego w procesie obróbki cieplnej może powstać nierównomierny rozkładu naddatków szlifierskich. Zjawisko to bezpośrednio wpływa na jakość szlifowania, wykończenia powierzchni szlifowanych jak też na nierównomierność rozkładu grubości warstwy utwardzanej, np. nawęglanej czy azotowanej, w całym obwodzie wieńca koła zębatego. Deformacje w procesie obróbki cieplno-chemicznej są bardzo niepożądanym zjawiskiem ze względu na ryzyko zeszlifowania warstwy utwardzonej (rys. 1).



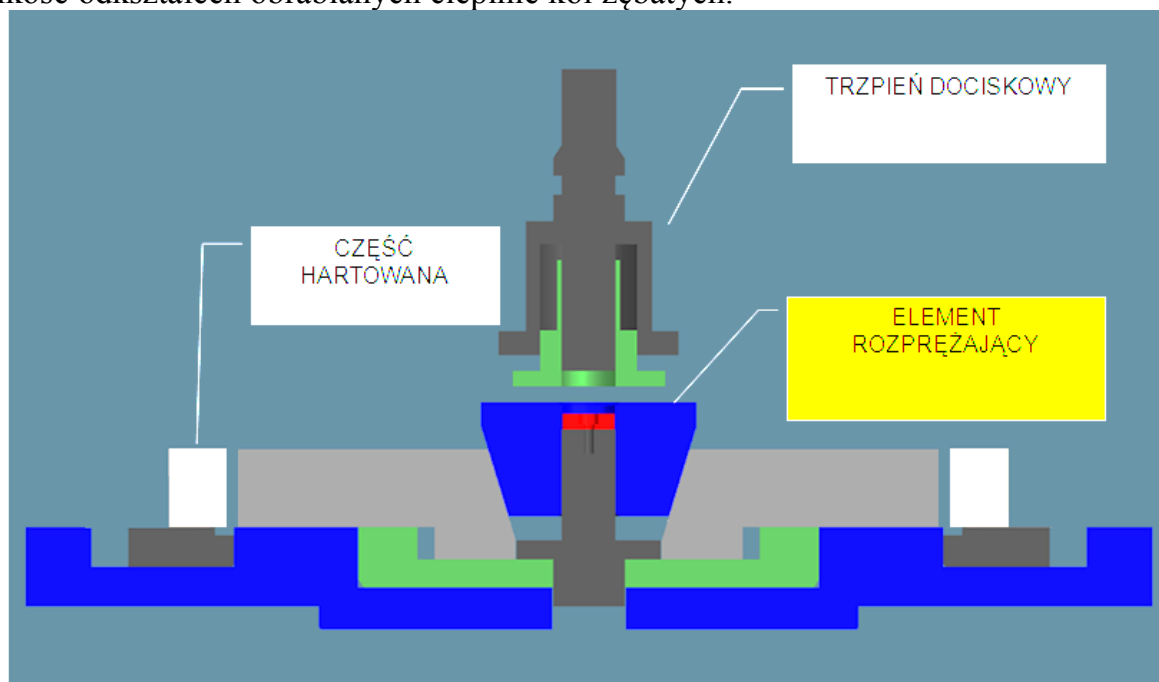
Rys. 1. Głębokość warstwy nawęglonej: a) prawidłowy rozkład warstwy nawęglonej, b) nierównomiernie zebrana warstwa nawęglona w wyniku deformacji materiału

Jednym ze sposobów zabezpieczenia przed tym niekorzystnym zjawiskiem jest rozwiązanie konstrukcyjno-technologiczne, które polega na wprowadzeniu podcięcia zarysu zęba w obszarze średnicy podziałowej zwanego protuberancją. Protuberancję stanowi celowo

zaprojektowane osłabienie zęba w okolicy stopy o kilkanaście procent w postaci podcięcia, którego wartość jest dokładnie obliczana. Od strony technologicznej podcięcie zęba charakteryzuje się wieloma zaletami. Wykonywane jest ono podczas obróbki w stanie miękkim, jeszcze przed obróbką cieplno-chemiczną, np. nawęglaniem. Dzięki temu eliminuje się ryzyko zeszlifowania warstwy utwardzonej w okolicy stopy zęba, co zazwyczaj spowodowane jest znacznymi deformacjami materiału powstałymi w trakcie procesów obróbki cieplnej bądź cieplno-chemicznej.

W trakcie procesu azotowania przedmioty ulegają odkształceniom wskutek powstawania naprężeń wewnętrznych. Ponieważ stygnięcie po azotowaniu jest powolne to zazwyczaj symetryczne przedmioty nie ulegają deformacji, pomimo pewnego wzrostu objętości warstwy azotowanej. Natomiast deformacji podlegają przedmioty niesymetryczne. Z przeprowadzonych badań wynika, że wzrost wymiarów wskutek azotowania wynosi około 0,01 mm na 0,1 mm grubości warstwy azotowanej. Wyliczone zmiany wymiarów należy uwzględnić w obróbce mechanicznej przed azotowaniem lub zastosować obróbkę wykończeniową po azotowaniu. Zeszlifowanie 0,02 do 0,05 mm warstwy azotowanej jest wskazane gdyż odsłania najtwardszą warstwę oraz usuwa kruchą warstwę zewnętrzną [9].

W procesie nawęglania wielkość deformacji jest większa w porównaniu z procesem azotowania [2, 9]. Jest to związane z wyższymi temperaturami stosowanymi w tym procesie, jak też z wyższą szybkością chłodzenia po zakończeniu procesu. Jednym z rozwiązań jest stosowanie odpowiedniego oprzyrządowania. Przedmioty w procesie nawęglania powinny być układane na specjalnych podstawkach, wykonanych z materiałów żarowytrzymałych. Ich zastosowanie ma za zadanie wyrównywanie przekrojów części, co obniża naprężenia cieplne w czasie nagrzewania i studzenia a tym samym zmniejsza wielkość odkształceń obrabianych cieplnie kół zębatych.



Rys. 2. Przyrząd hartowniczy.

Jednakże największe deformacje kół zębatych występują w procesie hartowania, który jest przeprowadzany po procesie nawęglania. Są one efektem dużych naprężeń cieplnych wywołanych gwałtownym schłodzeniem uprzednio nagrzaną część do temperatury austenitizacji, tj. 800 - 830 °C, w ośrodku jakim zazwyczaj jest olej hartowniczy. Dlatego

też proces ten przeprowadza się przy użyciu pras hartowniczych oraz odpowiednio skonstruowanych do tego procesu przyrządów hartowniczych (rys. 2).

Koła zębate przeznaczone do hartowania w przyrządach hartowniczych muszą posiadać do tego przygotowane tzw. bazy technologiczne. Są to powierzchnie, na których oparta jest konstrukcja przyrządu. Proces hartowania w prasach hartowniczych jest procesem kosztownym, gdyż oprócz przyrządów hartowniczych są niezbędne próby technologiczne, w czasie których dobierane są parametry nastawy prasy takie jak: naciski na poszczególne powierzchnie części, przepływy oraz temperatura oleju hartowniczego, czas cyklu schładzania olejem. Do ustalenia tych parametrów niezbędne są próby technologiczne oraz części testowe. W zależności od stopnia skomplikowania części, w praktyce proces uruchomienia takiego procesu hartowania, połączony z optymalizacją konstrukcji przyrządu hartowniczego oraz parametrów hartowania wymaga zużycia od 15 do 20 części testowych.

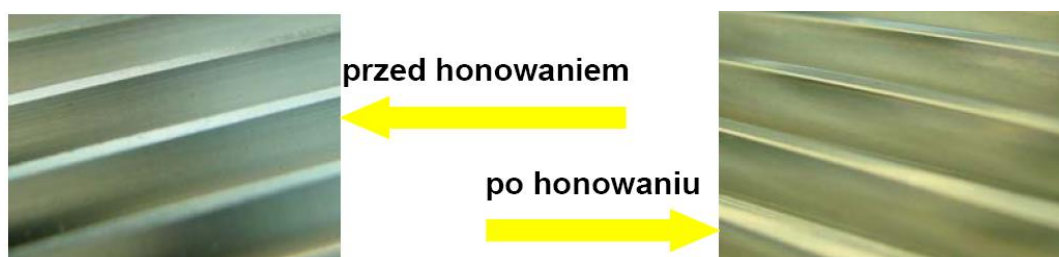
4. Szlifowanie kół zębatych

Z uwagi na deformacje przedmiotu obrabianego występujące podczas obróbki cieplnej niezbędne jest przeprowadzanie obróbki wykończeniowej uzębień. Celem tejże obróbki jest uzyskanie żądanej chropowatości powierzchni oraz dokładności wymiarowo-kształtowej. Istotnym jest również zapewnienie odpowiedniego stanu warstwy wierzchniej (WW) powierzchni bocznych zębów.

Proces obróbki wykończeniowej może być realizowany różnymi metodami. Do najczęściej stosowanych procesów wykończeniowej obróbki ubytkowej uzębień zalicza się docieranie, gładzenie (honowanie), dogładzanie wibracyjne i szlifowanie.

Docieranie to proces bardzo pracochłonny i stosuje się go w przypadku, gdy konstrukcja uzębienia uniemożliwia zastosowanie procesu szlifowania. Zastosowanie procesu docierania umożliwia uzyskiwanie wysokiej dokładności zarysu, linii zęba, podziałki oraz minimalizacji bicia. Narzędziem wykorzystywanym w tym procesie jest docierak, który jest konstruowany i wykonywany dla każdego rodzaju uzębienia.

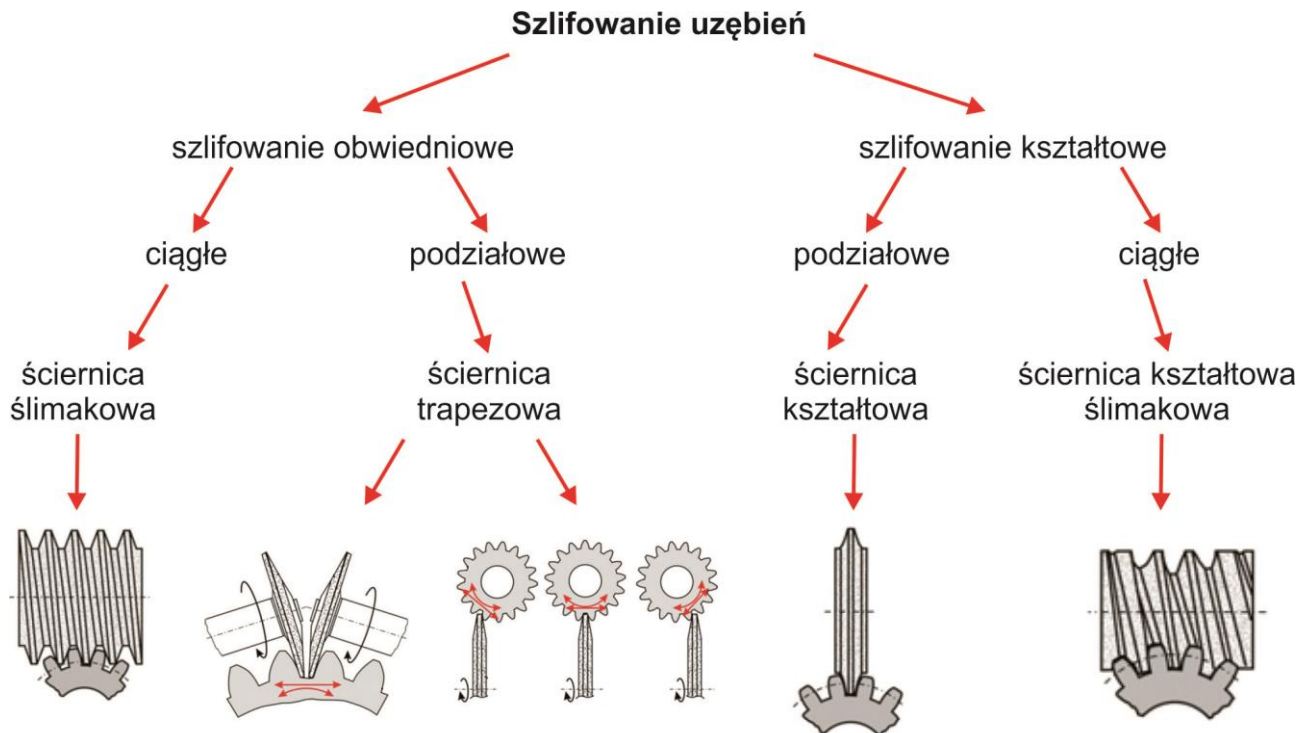
W celu uzyskania niższej chropowatości powierzchni koła zębate po procesie szlifowania mogą być poddawane procesowi gładzenia (rys. 3). Ponadto w procesie tym możliwe jest uzyskanie kierunkowości struktury geometrycznej powierzchni. Proces honowania przeprowadza się z użyciem specjalnie zaprojektowanych dla każdego koła zębatego narzędzi zwanych honownikami.



Rys. 3. Wygląd uzębienia przed honowaniem i po honowaniu.

Najlepsze efekty wykończenia powierzchni uzyskuje się w wyniku dogładzania wibracyjnego. Proces ten polega na ściśle zadanym oddziaływaniu chemicznym na nierówności tworzące chropowatość i następnie mechanicznym usuwaniu z powierzchni zębów powstałych w czasie reakcji związków chemicznych. Proces dogładzania realizowany jest w bębnach z odpowiednio dobranymi kształtkami wykonującymi określony ruch oscylacyjny.

W praktyce przemysłowej najczęściej stosowanym procesem obróbki wykończeniowej uzębień jest szlifowanie [3, 8]. W procesie tym można uzyskać modyfikację zarysu zęba, tj. ścięcie głowy jak i podcięcie stopy zęba. Możliwa jest również w procesie szlifowania modyfikacja linii zęba. Ponadto proces szlifowania zapewnia uzyskiwanie wysokich dokładności wymiaru i kształtu oraz dobrej jakości powierzchni. Wadą procesu szlifowania jest większe niż w przypadku pozostałych metod obróbki ryzyko uszkodzenia warstwy wierzchniej obrabianej powierzchni. W przemyśle lotniczym stosuje się zazwyczaj szlifowanie uzębień metodą kształtową bądź obwiedniową. Podział metod szlifowania uzębień przedstawiono na rys. 4.



Rys. 4. Podział metod szlifowania uzębień.

Szlifowanie kształtowe charakteryzuje duża wydajność obróbki, wysoka dokładność szlifowanego zarysu oraz jakość powierzchni. Główną wadą tej metody jest to, że ściernice stosowane do szlifowania kształtowego są ściśle związane z parametrami geometrycznymi kształtowanego koła zębatego. Oznacza to, że każde koło zębate, które różni się kątem przyporu, modulem, współczynnikiem korekcji lub liczbą zębów, wymaga ściernicy o określonym profilu. Ponadto stosowanie do profilowania ściernic obciążaczy kształtowych bądź sterowanych numerycznie jest bardzo kosztowne. Rozwój ściernic CBN spajanych galwanicznie, konstruowanych specjalnie do obróbki określonego uzębienia spowodował, że metoda kształtowa znalazła zastosowanie w produkcji wielkoseryjnej [1].

Szlifowanie obwiedniowe podziałowe uzębień charakteryzuje się tym, że podczas obróbki występuje ruch skrawający, np. postępowo-zwrotny oraz ruch odtaczania składający się z ruchu obrotowego oraz postępowego. W związku z tym istotną wadą tej metody jest niska wydajność obróbki i złożona kinematyka. Ściernica i obrabiane koło zębate zachowują się tak jak współpracująca para koła zębate-zębatka. Znacznie większa wydajność zapewnia szlifowanie obwiedniowe ciągłe realizowane metodą Reishauera. Ściernice stosowane w procesach szlifowania obwiedniowego mają zarys niezwiązany z

przedmiotem obrabianym, co jest największą zaletą tych metod. Mogą być one stosowane do obróbki uzębień o różnych modułach, liczbie zębów itd.

5. Wpływ procesu szlifowania na stan warstwy wierzchniej uzębień

WW jest jednym z bardzo istotnych parametrów decydującym o jakości i trwałości uzębień.

Warstwa wierzchnia to część materiału ograniczona z góry przez rzeczywistą powierzchnię kształtowanego przedmiotu, która obejmuje tę powierzchnię i warstwę materiału poniżej o zmienionych właściwościach fizycznych, czasem chemicznych, w stosunku do wyjściowego stanu materiału [5, 6]. Proces obróbki działa na kształtowaną warstwę wierzchnią różnymi oddziaływaniami procesowymi: fizycznymi (ciepło, siły, dyfuzja), chemicznymi (utlenianie) oraz strukturalnymi (metalurgicznymi), które mogą powodować zmiany właściwości WW. Działania te zmieniają geometryczne lub strukturalne właściwości materiału w ograniczonej objętości. Podczas obróbki wykończeniowej (np. szlifowania), w wyniku przedostawania się ciepła do przedmiotu obrabianego może dochodzić do zmiany właściwości fizycznych warstwy wierzchniej (struktury, twardości i naprężeń własnych).

Podczas szlifowania, w wyniku obciążenia termicznego przedmiotu wynikającego z niekontrolowanego miejscowego zwiększenia głębokości szlifowania (skutek deformacji po obróbce cieplnej) bądź z osiągnięcia końca okresu trwałości ściernicy w WW mogą zachodzić następujące procesy: dyfuzja, rekrytalizacja, przemiany fazowe oraz reakcje chemiczne. Prowadzą one do powstawania wad powierzchni w postaci:

- zmian mikrotwardości,
- mikropeknięć,
- rozciągających naprężeń własnych,
- przypaleń szlifierskich.

Wszelkie uszkodzenia WW, jakie mogą wystąpić podczas szlifowania mają negatywny wpływ na jej właściwości eksploatacyjne i mogą prowadzić do jej przyspieszonego i niekontrolowanego zużycia. Najpoważniejszym uszkodzeniem WW jest przypalenie szlifierskie, którego wystąpienie trwale uszkadza i dyskwalifikuje wyrób [3].

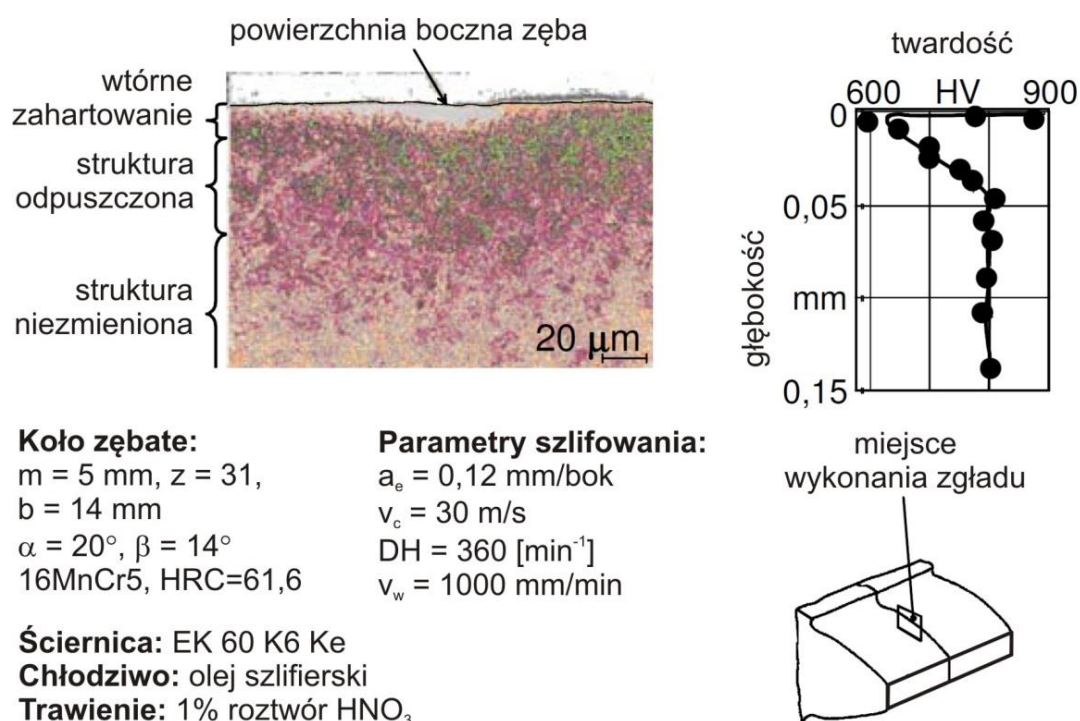
Pojęciem przypalenia szlifierskiego określa się zazwyczaj zmieniony stan struktury szlifowanej WW przedmiotu obrabianego powstały w wyniku zewnętrznego, termicznego oddziaływania strefy styku ściernicy z przedmiotem obrabianym [5]. Przypalenie szlifierskie klasyfikowane jest jako uszkodzenie WW przedmiotu, które może wpłynąć negatywnie w istotny sposób na charakterystykę użytkową obrabianego przedmiotu. Silne uszkodzenie termiczne można rozpoznać „gołym okiem” jako niebieskawe zabarwienie powierzchni powstałe w wyniku utleniania, jednakże uszkodzenia w stopniu lekkim lub średnim są niewidoczne [6]. Dlatego też konieczne jest stosowanie odpowiednich metod kontrolnych, umożliwiających niezawodne wykrywanie przypaleń niewidocznych gołym okiem, np. trawienie nitałem.

W procesie szlifowania występują krótko-czasowe ciepłe i mechaniczne obciążenia, zależące od wielkości parametrów technologicznych, które oddziałują na przedmiot obrabiany [5, 6]. Podczas szlifowania stali obrabianych cieplnie, w wyniku dużego obciążenia termicznego może dochodzić do powstawania zmian w strukturze materiału WW w postaci odpuszczenia lub wtórnego zahartowania. Wtórne zahartowanie powodowane jest silnym nagraniem WW powyżej temperatury występowania austenitu i szybkim schładzaniem w wyniku działania cieczy obróbkowej, krótkim czasem styku ściernicy z

przedmiotem obrabianym oraz odprowadzaniem ciepła do wnętrza przedmiotu [6]. Strefy wtórnie zahartowane zawierają nieodpuszczony martenzyt, który w procesie trawienia widoczny jest jako tzw. „biała warstwa”. Warstwa ta charakteryzuje się dużą twardością oraz dużą kruchością (rys. 5) [6].

Natomiast podczas szlifowania, na skutek przedostawania się ciepła do przedmiotu obrabianego mogą również wystąpić obszary materiału odpuszczonego (rys. 5). Obszary te mogą powstawać również poniżej wtórnie zahartowanej warstwy, gdy występują temperatury niższe niż wymagane do austenitowania struktury.

W przypadku części maszyn, które podczas eksploatacji poddawane są obciążeniu dynamicznemu, jak np. łożyska toczne, koła zębate, lokalne termiczne oddziaływania na WW mogą wywołać poważne skutki. W wyniku nadmiernej temperatury w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym może dojść do powstawania nie tylko przypaleń szlifierskich, ale również odchyłek wymiarów, zmian mikro-twardości, przemiany naprężeń ściskających w naprężenia rozciągające, a także powstawania mikro-pęknięć [4, 11].



Rys. 5. Przypalenie szlifierskie na powierzchni bocznej szlifowanego zęba [4].

Z przeprowadzonych badań dotyczących wytrzymałości przekładni zębatych wynika, że przypalenia szlifierskie obniżają wytrzymałość boku zęba, powodując przyspieszone zużycie typu „pitting” w postaci wżerów na powierzchni bocznej zęba [1]. Na uszkodzonych na skutek przypaleń powierzchniach bocznych zębów podczas eksploatacji tworzą się rysy i mikro-pęknięcia oraz miejscowe mikro-zagłębienia. Przyspieszone zużycie zaczyna się przeważnie w najbardziej obciążonych obszarach zęba [1]. Wraz z rozprzestrzenianiem się powstawania zagłębień, powstają odpryski materiału, które mogą spowodować wyłamanie fragmentów boku zęba, co w konsekwencji prowadzi do wyłamania całego zęba [1]. Dlatego bardzo duże znaczenie ma jednoznaczne wykrywanie termicznych uszkodzeń WW, i nie dopuszczenie uszkodzonych przedmiotów do eksploatacji.

Przyczyną powstawania przypaleń szlifierskich może być:

- nadmierne zużycie ściernicy (przekroczenie okresu trwałości),
- wady materiału obrabianego,
- odkształcenia po obróbce cieplnej (zmiana kształtu i wymiarów przedmiotu) powodujących niekontrolowany miejscowy wzrost naddatku obróbkowego.

W niniejszym artykule przedstawiono metody poprawy jakości kół zębatych poddawanych procesom obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej a następnie szlifowanych polegające na optymalizacji procesu projektowania, procesu obróbki cieplnej bądź procesu obróbki mechanicznej. Jednakże w wielu przypadkach nie da się uniknąć negatywnego wpływu obróbki cieplnej lub cieplno-chemicznej na proces obróbki wykończeniowej uzębień. Dlatego też ważnym zagadnieniem jest diagnostyka i nadzorowanie procesu szlifowania mające na celu zapewnienie prawidłowego przebiegu obróbki i unikania powstawania wad w warstwie wierzchniej szlifowanych powierzchni bocznych zębów.

6. Diagnostyka procesu szlifowania kół zębatych

Kontrola stanu WW przedmiotów po szlifowaniu może być realizowana w praktyce za pomocą metod nieniszczących, które stosuje się po obróbce. Do kontroli stanu warstwy wierzchniej po szlifowaniu stosuje się metody oceny bazujące na wykorzystaniu różnych właściwości materiału bądź różnych zjawisk fizycznych lub chemicznych. Do najczęściej stosowanych metod kontroli stanu WW zalicza się [7, 9, 10,11]:

- trawienie „nitalem” polegające na trawieniu części w wodnych bądź alkoholowych roztworach kwasów w celu ujawnienia zmian struktury materiału (wtórnego zahartowania bądź odpuszczenia) a następnie wzrokowej oceny uszkodzenia,
- kontrola magnetyczna polegająca na magnesowaniu przedmiotu i analizie mikromagnetycznych właściwości fizycznych materiału względnie szumu Barkhausena, jest to metoda porównawcza,
- metoda prądów wirowych polegająca na polegają na wykrywaniu różnic fizycznych właściwości materiału badanego przedmiotu za pomocą zmiennego pola magnetycznego,
- kontrola fluorescencyjna zaliczana do metod penetracyjnych polega na wnikanii penetrantów fluorescencyjnych w postaci cieczy do nieciągłości znajdujących się na badanej powierzchni, a następnie ujawnianiu tych nieciągłości przez zastosowanie wywoływaczy, światła UV,
- pomiar mikrotwardości WW, np. na zgładzie,
- pomiar naprężeń własnych, np. metodą rentgenograficzną.

Do głównych wad przedstawionych metod zalicza się:

- kontrola następuje po zakończeniu procesu obróbki,
- wysoki koszt zakupu niezbędnej aparatury,
- kontrola realizowana na oddzielnym stanowisku,
- pomiar porównawczy z wzorcem, konieczna interpretacja wyników.

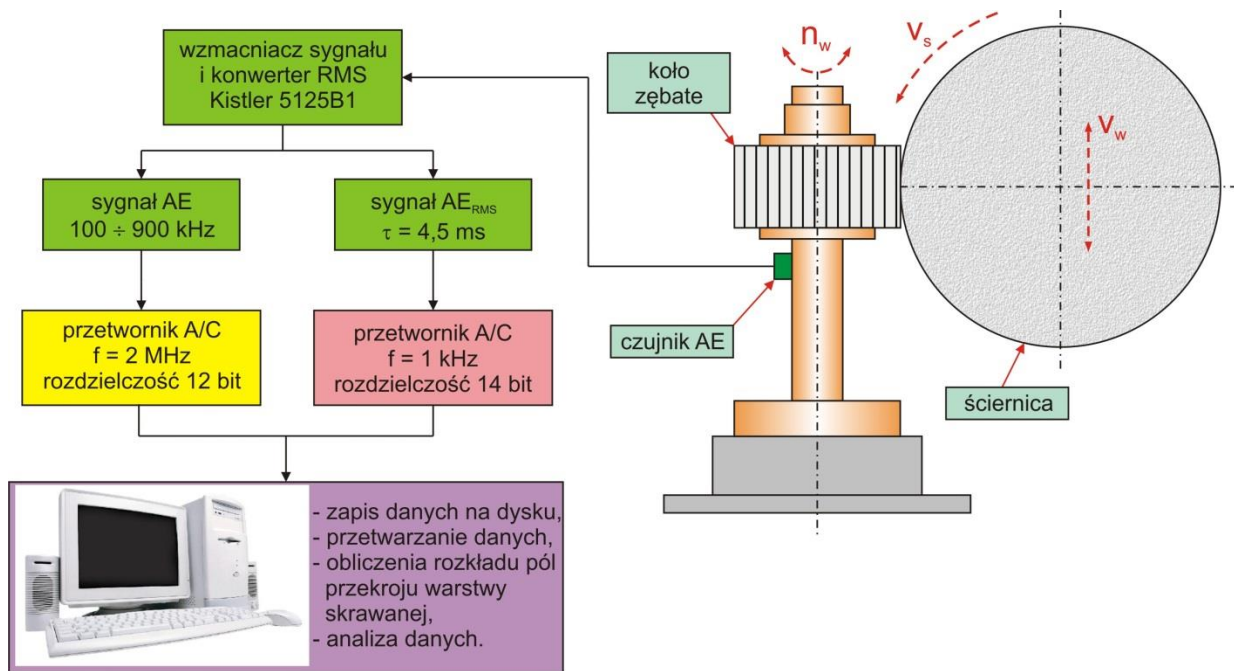
Ze względu na powyższe wady przedstawionych metod ważnym kierunkiem rozwoju jest diagnostyka procesu obróbki i wykrywanie uszkodzeń WW w trybie on-line.

Stałe nadzorowanie procesu obróbki w trybie on-line to jedna z metod zapewniających uzyskanie odpowiedniej jakości kół zębatych po szlifowaniu. Od wielu lat prowadzone są prace z zakresu diagnostyki i nadzorowania procesu szlifowania [1, 11]. Głównym celem tych prac jest opracowanie systemu zdolnego do wykrywania nieprawidłowości występujących w trakcie trwania procesu szlifowania, np. powstawania przypaleń szlifierskich trwale i nieodwracalnie uszkadzających przedmiot. Największy problem

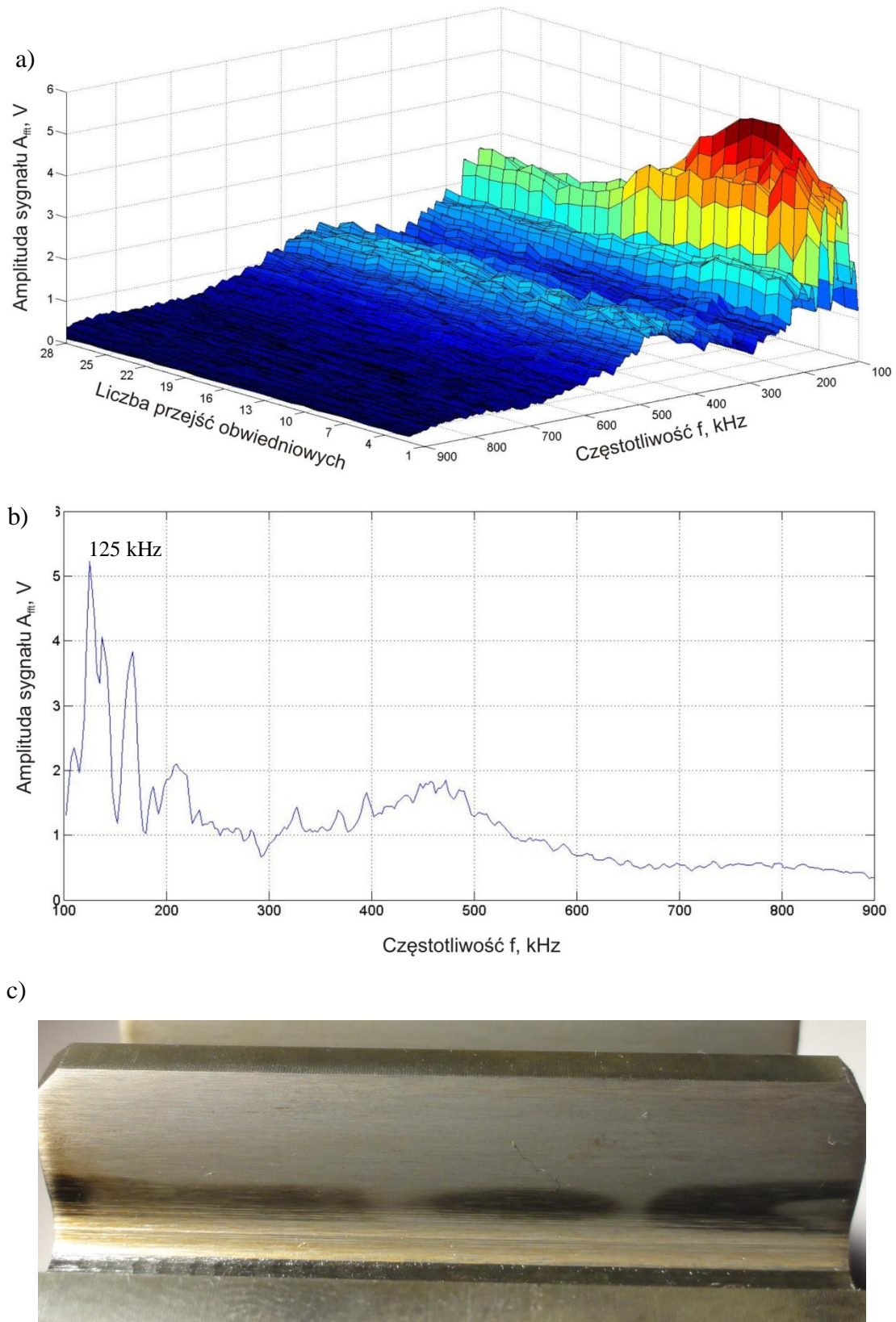
sprawia wybór odpowiedniego sygnału diagnostycznego niosącego informacje o przebiegu procesu obróbki. Opracowane zostały już systemy oparte na pomiarze siły szlifowania, pomiarze intensywności barwy iskier, optycznym nadzorowaniu stanu ściernicy itp. Jednakże najskuteczniejszym sygnałem diagnostycznym okazał się sygnał emisji akustycznej.

Emisja akustyczna (AE) jest to powstawanie i rozchodzenie się fal sprężystych generowanych w materiale w wyniku wyzwalania energii wiązań międzycząsteczkowych, powodowanego odkształceniami, pękaniem i przemianami fazowymi [10]. Zatem sygnał AE może stanowić źródło informacji o zmianach struktury wewnętrznej materiału a przez to umożliwiać wykrywanie powstawania przypaleń szlifierskich. Jednak w procesie szlifowania występują również inne zjawiska będące źródłem AE. Powoduje to konieczność przeprowadzenia odpowiedniej obróbki sygnału.

Jedną z metod nadzorowania procesu szlifowania uzębień kół walcowych z wykorzystaniem emisji akustycznej jako sygnału diagnostycznego jest metoda wykrywania powstawania przypaleń szlifierskich w procesie szlifowania metodą Nilesa [10]. Metoda ta polega na analizie amplitudowo-częstotliwościowej sygnału AE oraz na analizie zmian jego wartości skutecznej (AE_{RMS}) w okresie trwałości ściernicy. Taki dwutorowy sposób działania podyktowany jest dwiema głównymi przyczynami powstawania przypaleń szlifierskich. Po pierwsze przypalenia mogą powstawać w wyniku zużycia ściernicy. W celu zapobiegania ich powstawaniu kontrolowany jest poziom sygnału AE_{RMS} i określana jest jego graniczna wartość, dla której proces szlifowania należy przerwać i obciągnąć ściernicę (jeszcze przed pojawieniem się pierwszych przypaleń). Po drugie przypalenia szlifierskie mogą powstawać na skutek nagłego miejscowego zwiększenia naddatku obróbkowego na skutek zmian wymiarów bądź kształtów koła zębatego po obróbce cieplnej i/lub cieplno-chemicznej. W celu wykrywania takiego zdarzenia analizowane jest widmo częstotliwościowe sygnału AE. Schemat takiego układu nadzorowania przedstawia rys. 6.



Rys. 6. Schemat blokowy układu nadzorowania procesu szlifowania uzębień.



Rys. 7. Widmo sygnału AE z przypaleniem w okolicy stopy zęba:
 a) widmo częstotliwościowe dla wszystkich przejść obwiedniowych kształtujących jeden ząb,
 b) widmo częstotliwościowe dla jednego PO,
 c) widok przypalenia szlifierskiego ujawnionego w procesie trawienia „nitałem”.

Z przeprowadzonych badań wynika, że wraz z postępującym zużyciem ściernicy zwiększa się wartość skuteczna znormalizowanego sygnału emisji akustycznej AE_{RMS} [10]. Można wyznaczyć wartość graniczną poziomu sygnału AE_{RMS} , dla której proces szlifowania należy przerwać i przeprowadzić proces obciążania ściernicy. Pozwoli to uniknąć indukowaniu przypaleń szlifierskich, które mogłyby powstać na skutek nadmiernego zużycia ściernicy.

Jednakże największym problemem procesu szlifowania jest powstawanie przypaleń szlifierskich na skutek niekontrolowanego miejscowego wzrostu głębokości szlifowania powstającego w wyniku deformacji przedmiotu podczas obróbki cieplnej bądź cieplno-chemicznej. Przewidywanie takiej sytuacji jest niemożliwe na etapie procesu szlifowania lecz możliwe jest wykrywanie takich sytuacji na podstawie analizy amplitudowo-częstotliwościowej sygnału AE.

Z przeprowadzonych badań doświadczalnych szlifowania metodą obwiedniowo-podziałową nawęglanych kół zębatych wykonanych ze stali 20MnCr5 o twardości 57 HRC wynika, że powstawaniu przypaleń szlifierskich towarzyszy wyraźny wzrost amplitudy sygnału AE w zakresie częstotliwości 100 - 200 kHz [10]. Na rys. 7 przedstawiono zarejestrowane widmo częstotliwościowe sygnału AE z wyraźnym wzrostem poziomu sygnału w niskich częstotliwościach spowodowanym powstaniem przypalenia szlifierskiego w okolicy stopy zęba.

Na podstawie analizy stanu wiedzy i badań własnych można również stwierdzić, że zmiana widma częstotliwościowego nie ma bezpośredniego związku z przemianą fazową zachodzącą w materiale obrabianym. Energia sygnału AE pochodząca od przemian fazowych w materiale jest wielokrotnie niższa niż energia pochodząca od innych źródeł AE występujących w procesie szlifowania (tarcie, pękanie ziaren, formowanie wióra, itp.). Ponadto przemiana fazowa występująca podczas topnienia bądź krzepnięcia materiału jest źródłem impulsów szpilkowych sygnału AE, które są sygnałem szerokopasmowym o niewielkiej amplitudzie i nie powodują wyraźnego wzrostu sygnału w żadnym zakresie częstotliwości [10]. Opierając się na badaniach przeprowadzonych przez Saxlera i Malkina można przypuszczać, że powstawanie przypaleń szlifierskich powoduje wzrost amplitudy sygnału w związku z [6, 11]:

- wzrostem temperatury i plastyczności materiału obrabianego,
- zanikaniem chłodzenia i smarowania,
- zwiększaniem adhezji materiału obrabianego i ziaren ściernych.

Dlatego też sygnał AE umożliwia wykrywanie powstawania przypaleń szlifierskich.

7. Podsumowanie i wnioski

Z przeprowadzonej analizy procesu technologicznego obróbki kół zębatych stosowanych np. w lotnictwie wynika, że bardzo szybki rozwój techniki oraz duża konkurencja wymagają poszukiwań nowych metod obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej oraz doskonalenia i optymalizacji dotychczasowych procesów w celu maksymalnego zwiększenia trwałości projektowanych konstrukcji. W przypadku bardzo dokładnych lotniczych kołach zębatych występujące problemy techniczne muszą być ciągle analizowane w trakcie realizacji procesu technologicznego. Jednym z najważniejszych etapów procesu wytwarzania kół zębatych mającym znaczny wpływ na uzyskiwane parametry jakościowe uzębienia jest obróbka cieplna i cieplno-chemiczna. Dlatego też w procesie obróbki cieplno-chemicznej należy utrzymać minimalne zmiany kształtu oraz zapewnić ich powtarzalność dla kolejnych serii części, co pozwoli odpowiednio dobrać naddatki do dalszej

mechanicznej obróbki wykończeniowej. Pomocnym narzędziem w zapewnieniu jakości kół zębatach mogą być układy nadzorowania procesu wytwarzania. Jak dowodzą przeprowadzone badania doświadczalne procesu szlifowania kół zębatach metodą obwiedniowo-podziałową możliwe jest nadzorowanie on-line procesu szlifowania i wykrywanie oraz zapobieganie powstawania przypaleń szlifierskich. Pomocnym narzędziem okazała się rejestracja i analiza sygnału emisji akustycznej generowanej w procesie szlifowania. Odpowiednia analiza sygnału AE umożliwi zapobieganie powstawaniu uszkodzeń WW na skutek nadmiernego zużycia ściernicy oraz wykrywanie uszkodzeń spowodowanych błędami obróbki cieplnej lub cieplno-chemicznej.

Literatura

1. BAUSCH T.: Innovative Zahnradfertigung. Expert-Verlag GmbH. Renningen 2010.
2. DOBRZAŃSKI L., Metaloznawstwo z podstawami nauki o materiałach. Warszawa, WNT, 1999.
3. KĘDZIERSKI J., OCHENDUSZKO R., Szlifowanie i przypalenia szlifierskie kół zębatach. Konferencja Naukowo – Techniczna „Wytwarzanie i eksploatacja przekładni zębatach”, Politechnika Poznańska, Rydzyna 1984.
4. KLOCKE F., KÖNIG W.: Fertigungsverfahren 2. Schleifen, Honen, Läppen. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 2005.
5. KRUSZYŃSKI B.: Ciepło w procesie szlifowania kół zębatach – studium teoretyczne i eksperymentalne. Zeszyty naukowe, nr 655, Łódź 1992
6. MALKIN S., CHANGSHENG G.: Grinding technology. Theory and Applications of Machining with Abrasives. Industrial Press, 2008
7. OCHENDUSZKO R., PENAR J.: Sprawdzenie kół zębatach do przekładni lotniczych. IV Konferencja Naukowo – Techniczna „Wytwarzanie i eksploatacja przekładni zębatach”, Politechnika Poznańska, Rydzyna, 1985
8. OCHENDUSZKO R., TUPAJ S., Wytwarzanie i montaż kół zębatach w przekładniach lotniczych. Konferencja Naukowo – Techniczna „Wytwarzanie i eksploatacja przekładni zębatach”, Politechnika Gdańska, Gdańsk 1988.
9. OCHENDUSZKO R., ZABOROWSKI T., Ocena geometryczna warstwy podpowierzchniowej zębów kół zębatach po obróbce cieplnej. Konferencja Naukowo – Techniczna „Koła zębate”, Gorzów Wielkopolski, Politechnika Poznańska, 1989.
10. ŻYŁKA Ł., Diagnostyka procesu szlifowania uzębień kół walcowych metodą emisji akustycznej. Rozprawa doktorska, Rzeszów, 2012.
11. SAXLER W., Erkennung von Schleifbrand durch Schallemissionsanalyse. VDI-Verlag, Aachen, 1997

THE FORMATION OF SURFACE LAYER IN THE GEAR GRINDING PROCESS

This paper presents the technological process of manufacturing of aircraft gears. There was analyzed the process of heat treatment and thermochemical treatment and their influence on grinding process. There were also discussed methods of improving the quality of gears after processes of heat treatment and thermochemical treatment. There were presented methods of diagnosis of the grinding process and results of experimental studies of monitoring of the generating gear grinding process.

KSZTAŁTOWANIE CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI W SZLIFOWANIU STOPU INCONEL Z POSUWEM PEŁZAJĄCYM

ŻYŁKA Łukasz⁹, BABIARZ Robert¹⁰, PŁODZIENŃ Marcin¹¹

Słowa kluczowe: szlifowanie z posuwem pełzającym, stop Inconel, chropowatość powierzchni

W artykule przedstawiono charakterystykę szlifowania z posuwem pełzającym w zastosowaniu do obróbki zamków łopatek silników lotniczych. Przeprowadzono badania doświadczalne szlifowania z zastosowaniem różnych typów ściernic oraz z różnymi wartościami parametrów nastawnych procesu obciągania. Określono wpływ charakterystyk ściernic oraz procesu obciągania na chropowatość szlifowanej powierzchni.

1. Szlifowanie z posuwem pełzającym

Proces szlifowania w ujęciu klasycznym wiąże się z małymi wartościami naddatków obróbkowych oraz z obróbką wykończeniową przedmiotów. Natomiast proces szlifowania z posuwem pełzającym (CFG – Creep Feed Grinding) charakteryzuje się dużymi wartościami głębokości szlifowania a_e , które osiągają wartości nawet do 5 mm (rys. 1) [6, 8, 16]. Powoduje to, że w procesie szlifowania CFG można uzyskiwać wydajność obróbki na poziomie procesu frezowania. Jednakże stosowanie bardzo dużych wartości dosuwu szlifowania wiąże się z koniecznością szlifowania z bardzo wolnym posuwem, który zwany jest posuwem pełzającym v_w . Pomimo szlifowania z niewielkim posuwem proces CFG pozwala uzyskiwać wysoką produktywność. Kolejną zaletą procesu szlifowania z posuwem pełzającym jest możliwość obróbki trudnoskrawalnych materiałów konstrukcyjnych takich jak hartowane stale, stopy tytanu, stopy na osnowie niklu czy nawet ceramika [2, 11]. Ponadto odpowiednia charakterystyka ściernic stosowanych w tej odmianie szlifowania umożliwia stosunkowo łatwe modyfikowanie ich kształtu w procesie obciągania. Dzięki temu proces szlifowania CFG może być stosowany do obróbki złożonych kształtów.

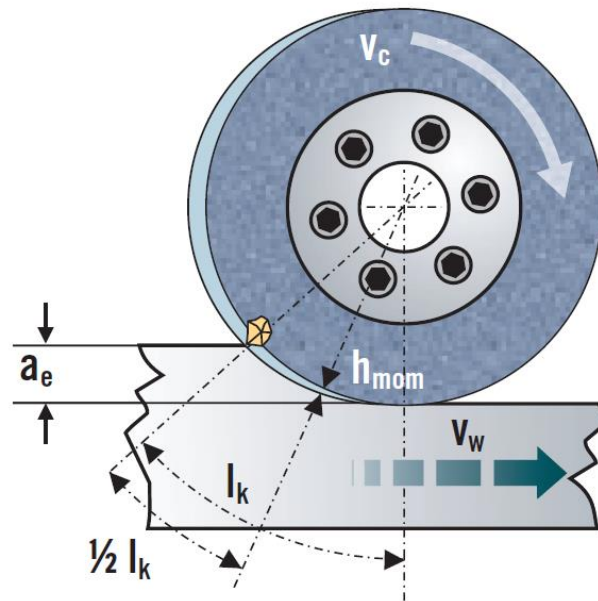
Pomimo wielu wymienionych zalet proces CFG posiada szereg wad. Duże wartości głębokości szlifowania powodują wzrost składowych siły szlifowania, mocy szlifowania jak również ciepła generowanego w strefie szlifowania [7, 18]. Powoduje to zwiększone ryzyko powstawania przypaleń szlifierskich. Ryzyko to może być zredukowane poprzez stosowanie odpowiednich warunków chłodzenia strefy szlifowania, dużych ciśnień i wydatków strumienia cieczy chłodząco-smarującej oraz odpowiednio skonstruowanych dysz [10]. Jednym z najważniejszych praktycznych zastosowań szlifowania z posuwem pełzającym jest produkcja części silników lotniczych takich jak łopatki czy wirniki [4, 5]. Części te są zazwyczaj wykonywane z materiałów na osnowie niklu. Przykładem takiego materiału może być stop Inconel [11]. Dlatego też w niniejszym artykule przedstawiono wyniki badań doświadczalnych szlifowania CFG jednej z odmian tego stopu, Inconelu 718.

W przypadku łopatek silników lotniczych obróbce poddawane są różne powierzchnie łopatek a najtrudniejszą w obróbce jest powierzchnia zamka (rys. 2a). Charakteryzuje się ona złożonym profilem. Ponadto powierzchnia ta odpowiada za prawidłowe mocowanie

⁹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji

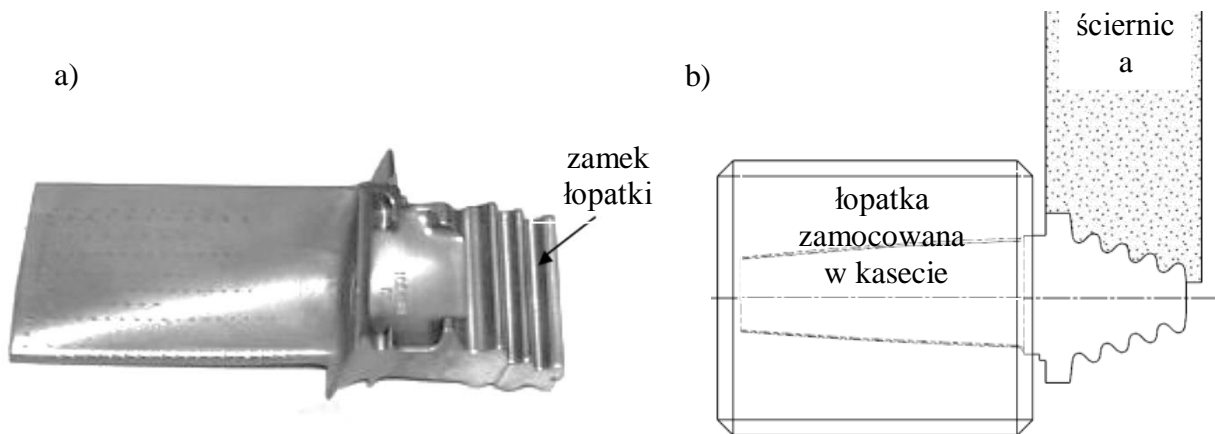
¹⁰ Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji

¹¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji



Rys. 1. Proces szlifowania z posuwem pełzającym (CFG) [16].

łopatki w zespole, dlatego też musi charakteryzować się wysoką dokładnością wymiaru i kształtu oraz niską chropowatością powierzchni.



Rys. 2. Łopatka silnika lotniczego: a) powierzchnia zamka łopatki, b) proces szlifowania CFG zamka łopatki ściernicą kształtową.

W procesie technologicznym obróbki łopatka mocowana jest w kasecie (rys. 2b) i zalewana stopem Wooda. Następnie jest szlifowana za pomocą ściernicy kształtowej o zarysie odpowiadającym zarysowi szlifowanego zamka.

Proces szlifowania z posuwem pełzającym zamka łopatki wykonanego ze stopu Inconel jest możliwy dzięki odpowiedniej charakterystyce ściernicy [12]. Parametry techniczne ściernicy muszą zapewniać uzyskanie odpowiedniej chropowatości powierzchni, wysokiej dokładności wymiaru i kształtu jak również właściwego stanu warstwy wierzchniej wolnego od przypaleń szlifierskich. Ściernice stosowane w szlifowaniu kształtowym z posuwem pełzającym stopów Inconel mają następującą charakterystykę:

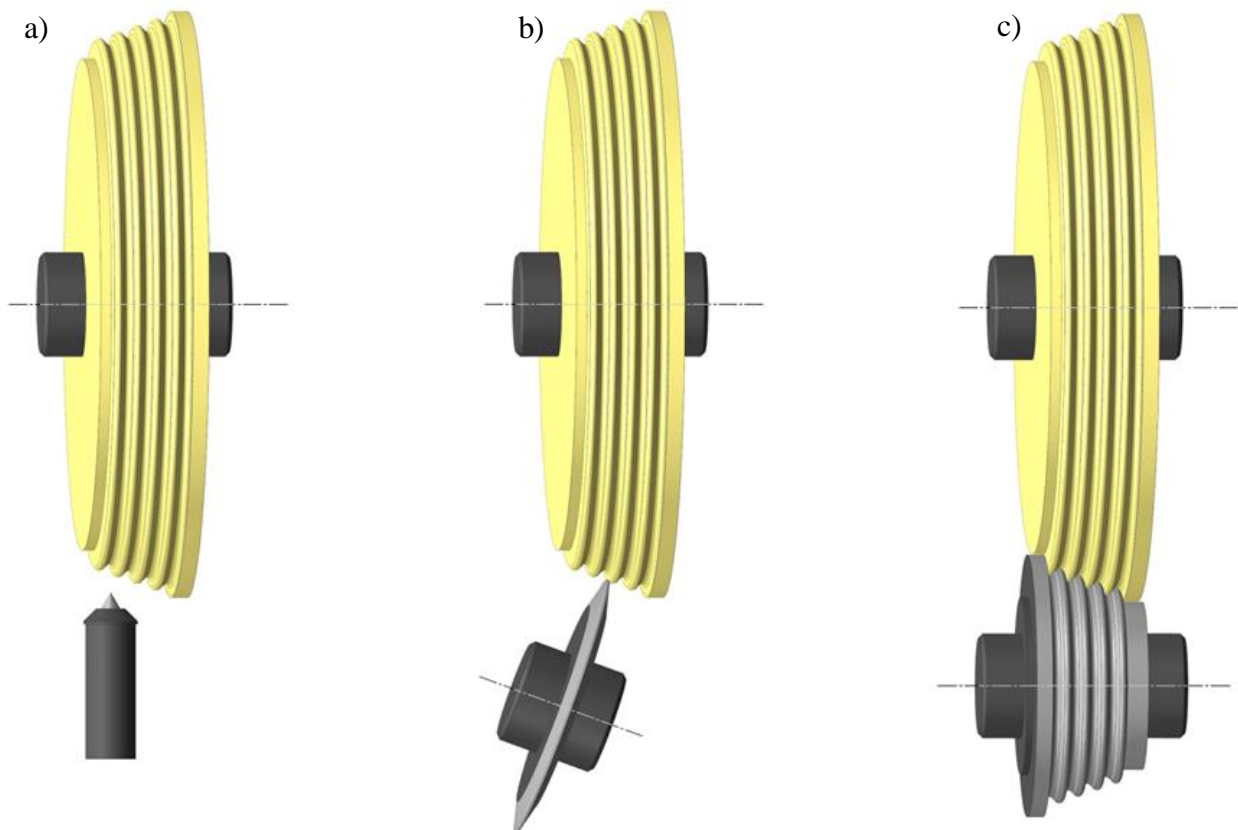
- ziarno ściernic: elektrokorund szlachetny, rubinowy, różowy, korund spiekany oraz mieszanki tych materiałów w różnych proporcjach,
- spoiwo: ceramiczne,

- struktura: otwarta 14 – 15 zapewniająca transportowanie chłodziwa do strefy obróbki i ewakuację wiórów,
- wielkość ziarna: średnia 60 – 80, zależy od wymaganej chropowatości szlifowanej powierzchni,
- twardość: miękka lub bardzo miękka F – I.

Odpowiedni dobór charakterystyki ściernicy gwarantuje prawidłowy przebieg procesu szlifowania oraz uzyskanie wysokiej jakości powierzchni.

2. Proces kształtowania czynnej powierzchni ściernicy kształtowej

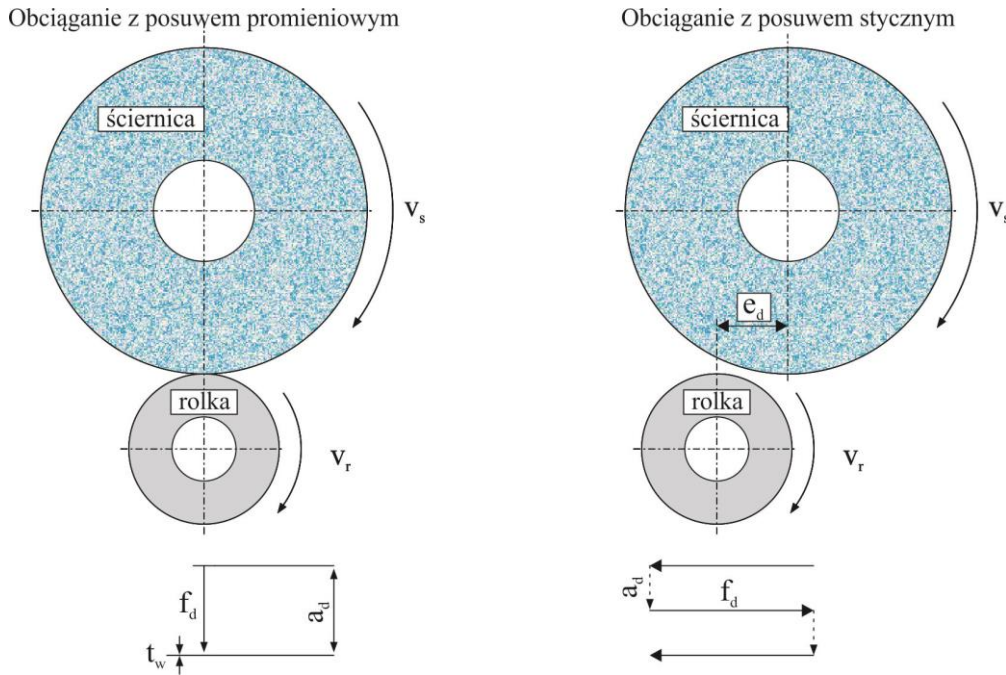
Ściernica jest jednym z najważniejszych elementów składowych procesu szlifowania. Czynna powierzchnia ściernicy (CPS) oraz jej profil kształtowane są w procesie obciągania [1, 13]. W szlifowaniu CFG zamków łopatek silników lotniczych stosuje się ściernice kształtowe o złożonym zarysie odpowiadającym zarysowi zamka łopatki. Takie ściernice mogą być obciągane za pomocą różnych metod (rys. 3) [15].



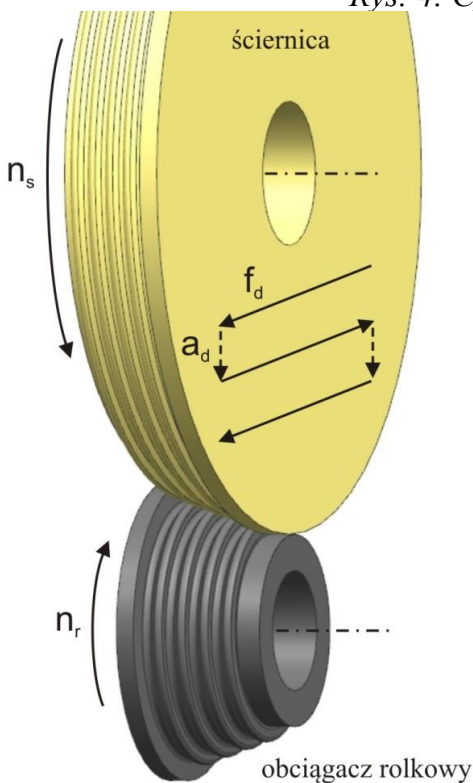
Rys. 3. Kształtowanie CPS za pomocą:
a) obciągacza stojącego, b) rolki formującej, c) rolki kształtowej.

Obciąganie ściernic kształtowych za pomocą obciągacza stojącego bądź rolki formującej (rys. 3a,b) stosowane jest zazwyczaj w produkcji jednostkowej lub małoseryjnej gdyż proces ten jest czasochłonny a sterowanie ruchami obciągacza musi odbywać się w wielu osiach za pomocą sterownika CNC. Natomiast w produkcji seryjnej najczęściej stosowaną metodą kształtowania CPS jest obciąganie za pomocą rolki kształtowej (rys. 3c) [14, 17]. Proces ten charakteryzuje się wysoką dokładnością kształtowanego profilu ściernicy oraz krótkim czasem pracy. Ponadto kinematyka tego procesu jest stosunkowo prosta. Może być on realizowany w dwóch odmianach kinematycznych, z posuwem promieniowym bądź z posuwem stycznym, co przedstawia rys. 4 [3].

Opcja obciągania z posuwem promieniowym charakteryzuje się bardzo prostą kinematyką i może być realizowana nawet na obrabiarkach konwencjonalnych. Ściernica ustawiana jest naprzeciw rolki kształtowej a następnie przemieszcza się z ciągłym posuwem wglębnym realizowanym w kierunku promieniowym, aż do osiągnięcia żądanej wartości dosuwu a_d . W drugim wariantcie obciągania ściernica przesunięta jest względem osi rolki o wartość e_d a następnie przemieszcza się z posuwem stycznym oraz realizuje okresowy dosuw a_d aż do osiągnięcia całkowitej wartości dosuwu obciągania.



Rys. 4. Cykle obciągania rolką kształtową.



Rys. 5. Kinematyka procesu obciągania

W niniejszym opracowaniu przebadano proces obciągania z posuwem stycznym (rys. 5). Charakteryzuje się on tym, że ściernica obraca się z prędkością obrotową n_s , natomiast

rolka obraca się z prędkością obrotową n_r , a ich względny ruch opisuje parametr q_d równy ilorazowi prędkości obwodowych ściernicy v_s i rolki v_r wyrażony zależnością $q_d=v_r/v_s$. Ponadto ściernica wykonuje styczny ruch posuwowy f_d oraz okresowy dosuw w kierunku promieniowym a_d .

Oprócz parametrów technologicznych procesu obciążania, które można wyrazić liczbowo wyróżnia się 3 dodatkowe parametry nastawne tego procesu. Ściernica z ustalonym dosuwem realizuje posuw styczny, który może być współbieżny bądź przeciwbieżny. W praktyce kierunek realizacji posuwu obciążania ma znikomy wpływ na stan CPS po obciążaniu, dlatego też w cyklu obciążania ściernica przemieszcza się z posuwem f_d naprzemiennie współbieżnie i przeciwbieżnie [2]. Ponadto na końcu procesu obciążania może być nastawiony tzw. czas wyiskrzania, który powoduje uzyskiwanie lepszej jakości powierzchni po szlifowaniu.

Wartość dosuwu obciążania a_d determinowana jest topografią powierzchni obciążacza rolkowego. Maksymalna wartość dosuwu obciążania ograniczona jest maksymalną wysokością ziaren diamentowych wystających z metalowej osnowy rolki. Dla badanej rolki maksymalna wartość dosuwu w jednym przejściu wynosiła $a_{d(max)}=0,02$ mm.

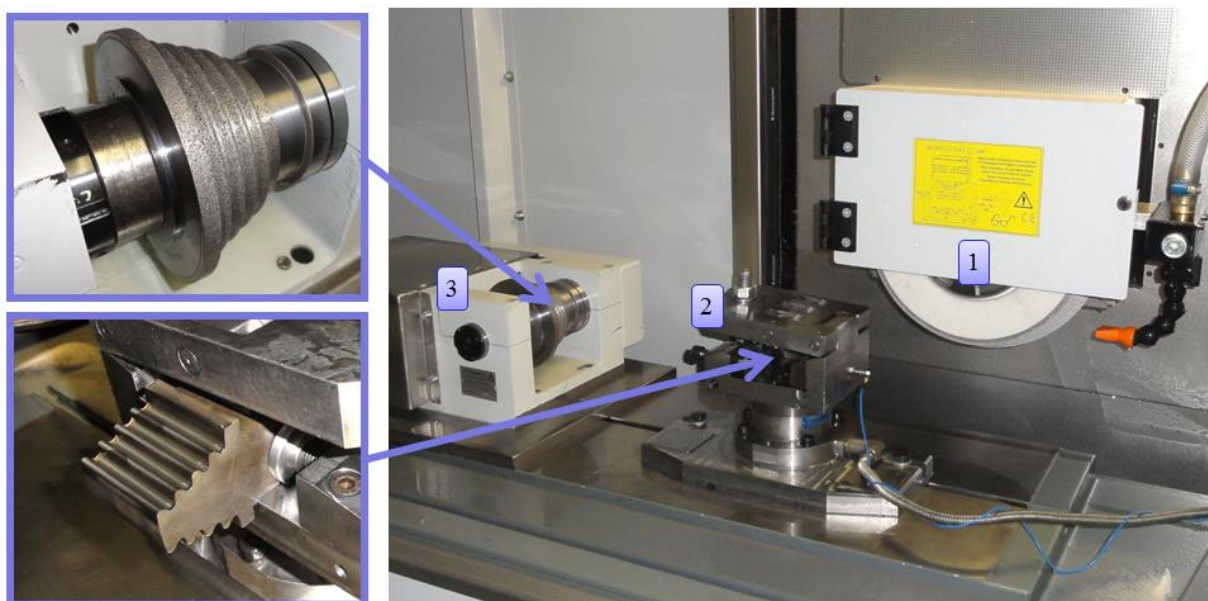
Bardzo ważnym parametrem technologicznym procesu obciążania rolką kształtową jest stosunek prędkości q_d ściernicy i rolki [5, 6]. Ponieważ rolka może obracać się współbieżnie lub przeciwbieżnie do kierunku obrotów ściernicy, dlatego też parametr q_d może przyjmować wartości dodatnie lub ujemne. Na podstawie analizy literatury oraz własnych wstępnych badań przyjęto, że rolka będzie obracać się w kierunku przeciwbieżnym do kierunku obrotów ściernicy.

Wartości w/w parametrów nastawnych procesu obciążania wywierają istotny wpływ na stan CPS po obciążaniu, co z kolei przekłada się na jakość szlifowanej powierzchni. W związku z tym bardzo ważnym zagadnieniem jest dobór odpowiednich parametrów obciążania w celu uzyskania żądanych parametrów jakościowych powierzchni po szlifowaniu [1]. Do najważniejszych z nich zalicza się posuw obciążania f_d oraz iloraz prędkości q_d .

3. Warunki badań doświadczalnych

Biorąc powyższe pod uwagę przeprowadzono badania doświadczalne, które miały na celu określenie wpływu procesu szlifowania oraz charakterystyk ściernic na chropowatość szlifowanej powierzchni. W tym celu wykonano stanowisko badawcze procesu szlifowania zamków łopatek silników lotniczych w oparciu o szlifierkę CNC do płaszczyzn i profili producenta Geibel&Hotz typ FS 640 Z. Zostało ono dodatkowo doposażone w układ napędu i sterowania procesem obciążania obrotową diamentową rolką kształtową (rys. 6). Szlifowano próbki wykonane z materiału Inconel 718 o zarysie odpowiadającym zarysowi zamka łopatki silnika lotniczego. Przyjęto następujące stałe parametry technologiczne:

- prędkość obwodowa v_s = 25 m/s;
- dosuw obciążania a_d = 0,02 mm (obciążanie w 10 przejściach);
- długość szlifowania l_p = 60 mm;
- dosuw szlifowania a_e = 0,3 mm;
- prędkość posuwu v_w = 30 mm/min;



Rys. 6. Stanowisko badawcze: 1) ściernica, 2) uchwyt, 3) napęd obciążacza rolkowego.

W badaniach doświadczalnych zmianom ulegały parametry nastawne procesu obciążania:

- posuw obciążania $f_d = 50; 100; 150; 200; 250; 300 \text{ mm/min}$;
- stosunek prędkości $q_d = 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5; 0,6; 0,7; 0,8$.

Ponadto przeprowadzono próby szlifowania dla różnych typów ściernic różniących się przede wszystkim rodzajem ziarna ściernego:

- 35A80G14 elektrokorund szlachetny biały,
- 43A70G15 mieszanka różowego elektrokorundu,
- 75A60H14 mieszanka korundu spiekane.

Na rys. 7 przedstawiono widok struktury wybranych ściernic w powiększeniu.

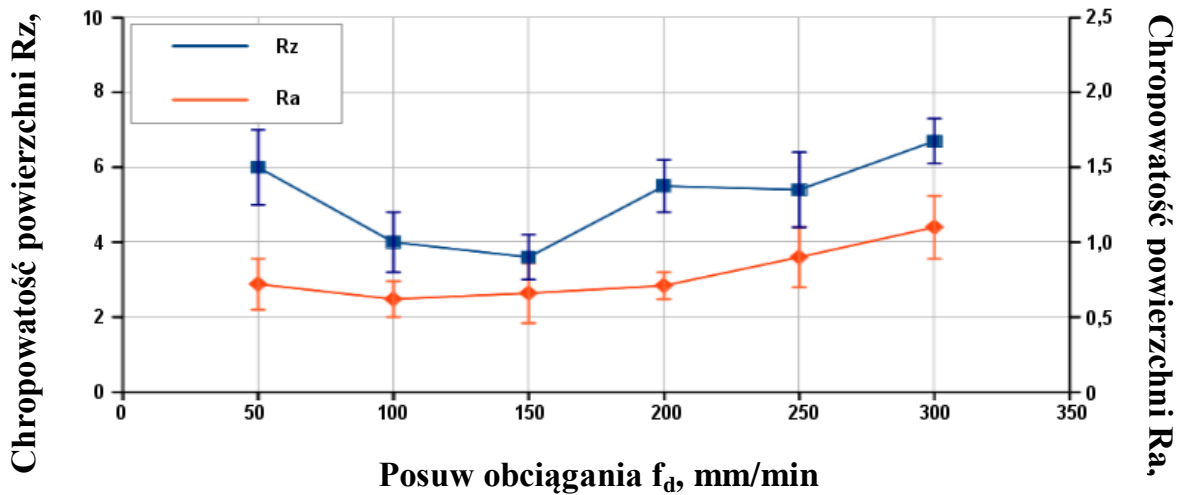


Rys. 7. Struktura ściernic:
a) elektrokorund szlachetny, b) mieszanka elektrokorundu różowego,
c) mieszanka korundu spiekane.

Po każdej próbie szlifowania dokonywano pomiaru chropowatości powierzchni za pomocą przenośnego urządzenia MarSurf M 300 w kierunku prostopadłym do kierunku realizacji posuwu szlifowania.

4. Wyniki badań doświadczalnych

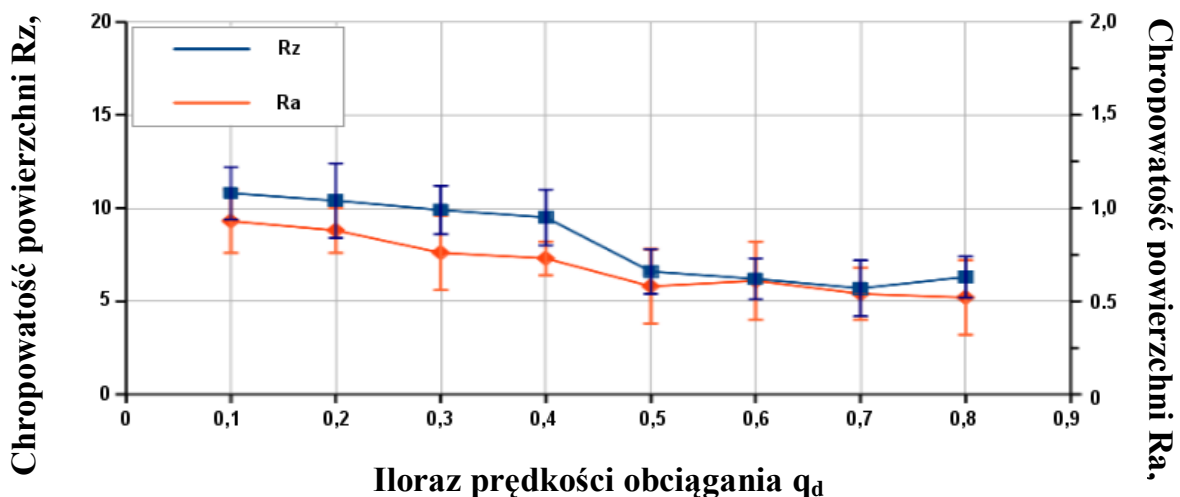
Na początku badań doświadczalnych przebadany został proces kształtowania CPS z zastosowaniem obciążacza rolkowego. Określono wpływ parametrów nastawnych tego procesu na parametry chropowatości powierzchni po szlifowaniu. Na rys. 8 przedstawiono zmianę parametrów chropowatości powierzchni w funkcji posuwu obciążania f_d .



Rys. 8. Zmiana chropowatości powierzchni w funkcji posuwu obciążania f_d

Z przedstawionej zależności wynika, że chropowość powierzchni po szlifowaniu zależy od wartości posuwu obciążania, a zależność ta jest nieliniowa. Zaobserwowano, że dla małych wartości posuwu obciążania rzędu 50 mm/min jakość powierzchni pogarsza się a dla przyjętych warunków badań wartość parametru $Ra=1,5 \mu\text{m}$. Znaczne pogorszenie chropowatości powierzchni związane było ze zbyt „drobnym” ukształtowaniem CPS co z kolei skutkowało pojawianiem się drgań w procesie szlifowania. Drgania powodowały pogorszenie jakości powierzchni pomimo małej wartości posuwu obciążania.

Kolejne zwiększanie wartości posuwu obciążania powodowało spadek wartości parametrów chropowatości. Najlepszą jakość powierzchni uzyskano dla wartości posuwu obciążania 150 mm/min. Uzyskano chropowość powierzchni na poziomie parametru $Ra < 1 \mu\text{m}$. Dalsze zwiększanie posuwu obciążania prowadziło do stopniowego zwiększania chropowatości powierzchni, aż do uzyskania wartości parametru $Ra=1,7 \mu\text{m}$ dla posuwu obciążania 300 mm/min. Sytuacja ta związana była z zbyt „grubym” ukształtowaniem CPS. Kolejny etap badań polegał na zbadaniu wpływu ilorazu prędkości q_d na parametry chropowatości powierzchni po szlifowaniu. Przyjęto założenie, że badania przeprowadzone zostaną dla przeciwbieżnego kierunku ruchu obrotowego obciążacza rolkowego i ściernicy. Na rys. 9 przedstawiono zmianę parametrów chropowatości powierzchni Ra i Rz w funkcji ilorazu prędkości rolki i ściernicy q_d .

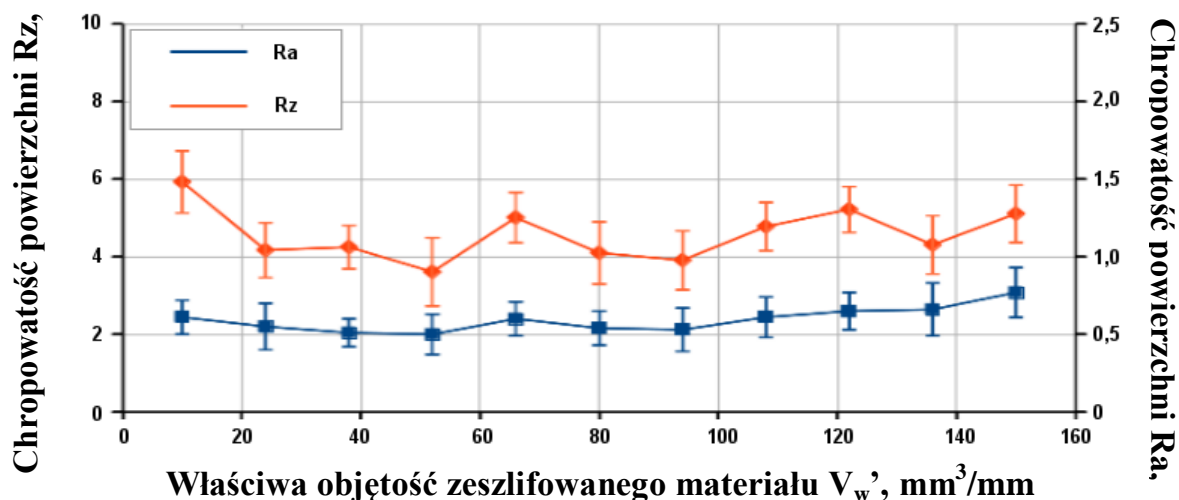


Rys. 9. Zmiana chropowatości powierzchni w funkcji ilorazu prędkości q_d

Z przedstawionych przebiegów wynika, że zwiększanie wartości ilorazu prędkości q_d powoduje stopniowy wzrost jakości szlifowanej powierzchni. Zmiana ilorazu prędkości w zakresie $0,1 \div 0,8$ skutkuje dwukrotną zmianą parametru chropowatości Ra z $1 \mu\text{m}$ do $0,5 \mu\text{m}$. Wskazuje to na to, że parametr ilorazu prędkości jest istotnym parametrem nastawnym procesu obciążania. Jednakże nie należy przyjmować skrajnych wartości parametru q_d wynoszących $0,1$ bądź $0,8$ gdyż podczas szlifowania po obciążeniu ściernicy z takimi wartościami ilorazu prędkości zarejestrowano drgania. Wskazuje to na wpływ tego parametru nastawnego również na siłę szlifowania.

Następnie skupiono się na analizie wpływu rodzaju ziarna ściernego na jakość szlifowanej powierzchni i przebadano trzy rodzaje ściernic. Na rys. 10 przedstawiono zmianę parametrów chropowatości powierzchni Ra i Rz dla ściernicy wykonanej z białego elektrokorundu szlachetnego mierzonych w okresie trwałości ściernicy.

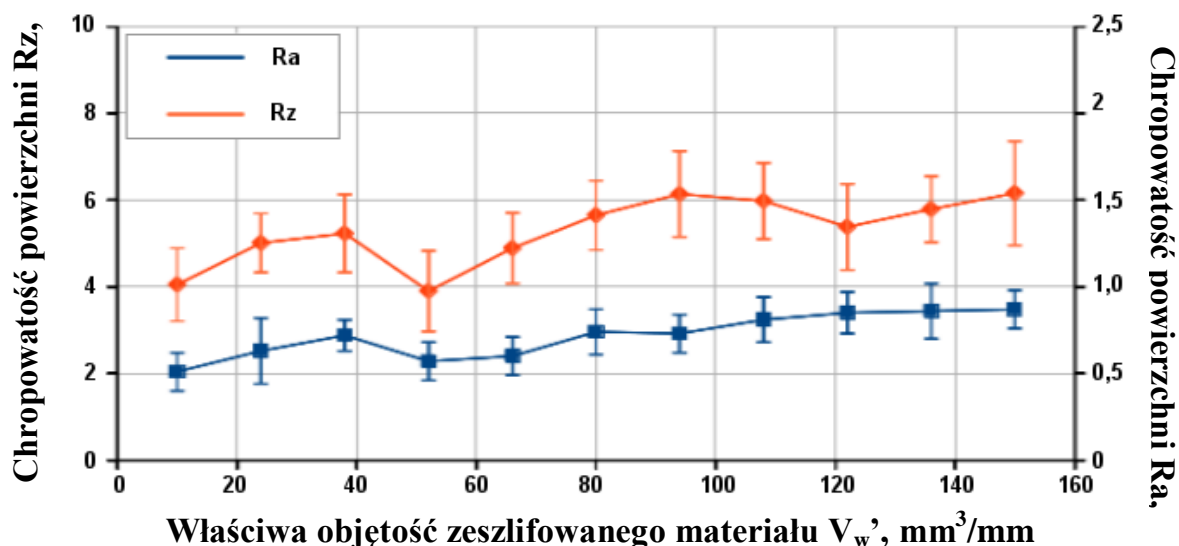
Z przedstawionych przebiegów wynika, że dla badanego typu ściernicy chropowatość szlifowanej powierzchni nie ma istotnego związku z mikro-zużyciem ściernicy postępującym w okresie jej trwałości. Nawet po przeszlifowaniu $150 \text{ mm}^3/\text{mm}$ materiału wartość parametru Ra nie przekroczyła $1,5 \mu\text{m}$. Zaobserwować można również, że parametr Ra ulegał w okresie trwałości ściernicy zmianie w zakresie $0,8 \div 1,3 \mu\text{m}$, niezależnie od stopnia zużycia ściernicy. Wynika z tego, że elektrokorund szlachetny zapewnia dużą stabilność wartości parametrów chropowatości powierzchni w okresie trwałości ściernicy. Przymuszczalnie jest to wynikiem dominującej formy zużycia ściernicy w postaci tępienia ziaren ściernych [9].



Rys. 10. Zmiana chropowatości powierzchni w funkcji względnej objętości zeszlifowanego materiału dla ściernicy wykonanej z białego elektrokorundu szlachetnego

Następnie poddano analizie ściernicę wykonaną z mieszanki elektrokorundu różowego. Na rys. 11 przedstawiono zmianę parametrów chropowatości powierzchni Ra i Rz dla tej ściernicy, które były mierzone w okresie trwałości ściernicy.

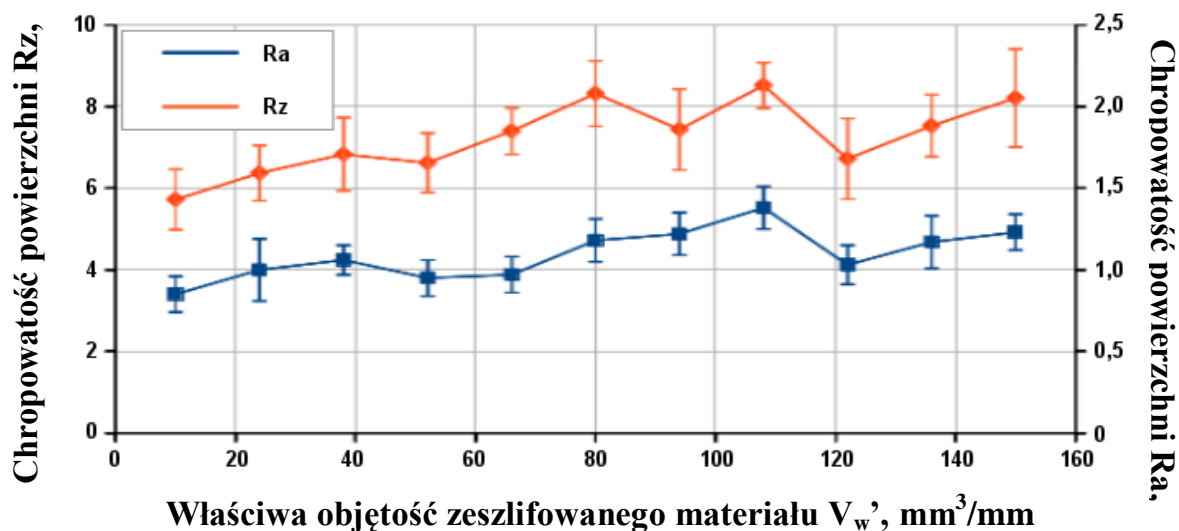
W przypadku tej ściernicy, w przeciwieństwie do poprzedniej zaobserwowano wyraźny trend zmiany parametrów chropowatości powierzchni w funkcji objętości zeszlifowanego materiału. Wraz z postępującym zużyciem ściernicy rejestrowano coraz większe wartości parametrów Ra i Rz . Wartość parametru Ra pod koniec okresu trwałości ściernicy osiągnęła $1,5 \mu\text{m}$.



Rys. 11. Zmiana chropowości powierzchni w funkcji względnej objętości zeszlifowanego materiału dla ściernicy wykonanej z mieszanki elektrokorundu różowego

Na podstawie przedstawionych przebiegów można stwierdzić, że ściernica wykonana z mieszanki elektrokorundu różowego charakteryzuje się nieznaczną, lecz stopniową zmianą parametrów chropowości w okresie trwałości. Może to być wynikiem wykruszania bądź wrywania ziaren ściernych, co powoduje pogarszanie jakości powierzchni po szlifowaniu [9].

Ostatnią ściernicą poddaną testom była ściernica wykonana z mieszanki korundu spiekanego. Na rys. 12 przedstawiono zmianę parametrów chropowości powierzchni R_a i R_z dla tej ściernicy w okresie jej trwałości.

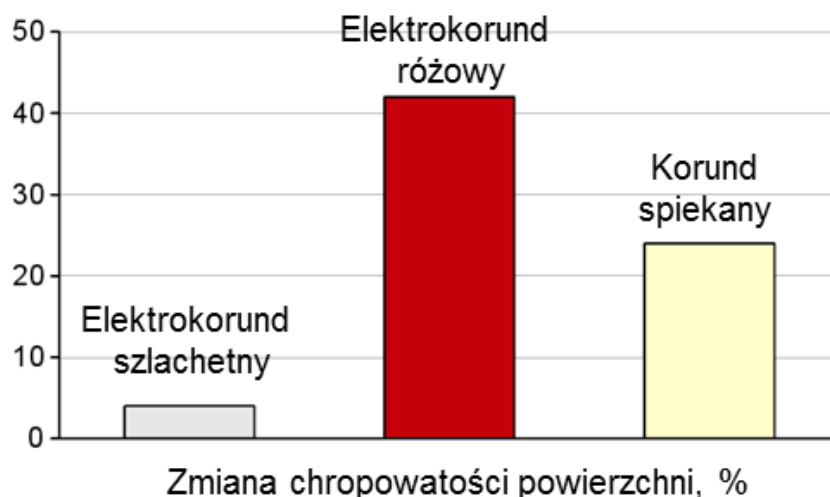


Rys. 12. Zmiana chropowości powierzchni w funkcji względnej objętości zeszlifowanego materiału dla ściernicy wykonanej z mieszanki korundu spiekanego

W tym przypadku zaobserwowano, podobnie jak dla ściernicy z elektrokorundu różowego tendencję wzrostową parametrów chropowości powierzchni w okresie trwałości ściernicy. Jednakże zanotowano znacznie większe wartości parametrów chropowości. Pod koniec okresu trwałości parametr R_a niejednokrotnie przekroczył wartość $2 \mu\text{m}$. W tym przypadku

jednak, trzeba wziąć pod uwagę wielkość ziarna badanej ściernicy. Badana ściernica posiadała ziarna ściernic o numerze 60. W przypadku pozostałych ściernic ziarno było drobniejsze o numerach 70 lub 80. Prawdopodobnie to właśnie większa wielkość ziarna była powodem tak znacznego wzrostu chropowatości powierzchni po szlifowaniu ściernicą z korundu spiekanego.

Dla celów porównawczych przedstawiono na rys. 13 procentowe zmiany chropowatości powierzchni dla trzech badanych ściernic w okresie ich trwałości.



Rys. 13. Zmiana chropowatości powierzchni w okresie trwałości ściernicy

Z przedstawionego zestawienia wynika, że największą stabilność jakości szlifowanej powierzchni w okresie trwałości ściernicy zapewnia ziarno elektrokorundu szlachetnego. Zmiana chropowatości powierzchni w przypadku ściernicy z ziarnami z elektrokorundu szlachetnego nie przekroczyła 5 %. Najmniejszą stabilność parametrów chropowatości powierzchni w okresie trwałości ściernicy zapewnia ziarno elektrokorundu różowego. Dla tej ściernicy zmiany chropowatości powierzchni przekroczyły aż 40 %. Korund spiekany charakteryzuje się wahaniami chropowatości na poziomie 22 % w okresie trwałości ściernicy. Tak duże różnice pomiędzy trzema wybranymi do badań ściernicami wynikają zapewne z różnych dominujących form zużycia jakim podlegają różne ziarna ściernic, np. pękanie, wykruszenia czy wyłamywanie ziaren ścierniczych.

5. Podsumowanie i wnioski

Proces szlifowania z posuwem pełzającym ma coraz większe zastosowanie w produkcji przemysłowej z uwagi na dużą wydajność obróbki i możliwość kształtowania powierzchni o złożonym profilu. Jednym z zastosowań tego procesu szlifowania jest wytwarzanie zamków łopatek silników lotniczych wykonanych z trudnoskrawalnego stopu Inconel. Frezowanie bądź przeciąganie takich przedmiotów jest bardzo trudne w realizacji i nieekonomiczne. Dlatego też zamki łopatek silników lotniczych kształtowane są głównie za pomocą szlifowania CFG.

Z przeprowadzonych badań doświadczalnych wynika, że bardzo ważnym zagadnieniem jest dobór odpowiedniej charakterystyki ściernic, głównie rodzaju ziarna ściernego. Przebadano trzy najczęściej stosowane w praktyce rodzaje ziaren ścierniczych i zmierzono zmiany chropowatości szlifowanej powierzchni w okresie trwałości ściernic. Na podstawie przeprowadzonych badań wpływu charakterystyki ściernic, głównie rodzaju ziarna

ściernego na jakość powierzchni po szlifowaniu można sformułować następujące wnioski szczegółowe:

- Dla ściernicy wykonanej z elektrokorundu szlachetnego zarejestrowano chropowatość szlifowanej powierzchni na poziomie $Ra < 1,5 \mu\text{m}$. Po przeszlifowaniu $150 \text{ mm}^3/\text{mm}$ materiału chropowatość szlifowanej powierzchni nie uległa znacznemu pogorszeniu i wynosiła $Ra = 1,3 \mu\text{m}$. Zmiany chropowatości w okresie trwałości ściernicy nie przekroczyły 5 %.
- Ściernica wykonana z mieszanki elektrokorundu różowego charakteryzowała się stopniowym wzrostem chropowatości powierzchni w okresie jej trwałości. Jednakże w tym przypadku chropowatość była gorsza niż dla ściernicy wykonanej z elektrokorundu szlachetnego i pod koniec okresu trwałości ściernicy wynosiła $Ra > 1,5 \mu\text{m}$. Zmiany chropowatości powierzchni w okresie trwałości ściernicy były największe i przekroczyły 40 %.
- W przypadku ściernicy z ziarnami z korundu spiekane go zmierzono największą wartość chropowatości powierzchni na poziomie $Ra > 2 \mu\text{m}$. Ponadto zaobserwowano wzrost chropowatości wraz z postępującym zużyciem ściernicy. Tak duża wartość chropowatości może być związana z większym ziarnem, nr 60.
- Zmiany parametrów chropowatości w okresie trwałości ściernicy były najmniejsze dla ściernicy wykonanej z elektrokorundu szlachetnego i wynosiły ok. 5%. Ściernica ta charakteryzowała się największą stabilnością chropowatości szlifowanej powierzchni w okresie jej trwałości.

Wyniki przeprowadzonych badań dowodzą również, że istotny wpływ na jakość szlifowanej powierzchni ma proces obciążania, a zwłaszcza parametry nastawne tego procesu. Na podstawie analizy stanu wiedzy i własnych badań wstępnych wybrano dwa najistotniejsze parametry technologiczne procesu obciążania diamentowa rolka kształtową i określono ich wpływ na chropowatość powierzchni po szlifowaniu. Z badań tych wynika, że:

- Wartość posuwu obciążania f_d wpływa istotnie na chropowatość szlifowanej powierzchni. Dla małych wartości posuwu obciążania w zakresie $50 \div 100 \text{ mm/min}$ obserwuje się chropowatość powierzchni na poziomie $Ra = 1,0 \div 1,5 \mu\text{m}$, jednakże dla $f_d = 50 \text{ mm/min}$ zarejestrowano znaczne pogorszenie jakości powierzchni na skutek pojawienia się drgań podczas szlifowania. Dla dużych wartości posuwów rzędu $200 \div 300 \text{ mm/min}$ jakość powierzchni ulega ponownemu pogorszeniu oraz powstają rysy.
- Wartość ilorazu prędkości rolki i ściernicy q_d wywiera wpływ na chropowatość szlifowanej powierzchni, jednakże w mniejszym stopniu niż parametr posuwu obciążania. Mała wartość ilorazu prędkości prowadzi do większych wartości chropowatości oraz zwiększa tendencję do powstawania drgań. Większe wartości ilorazu prędkości pozwalają uzyskać lepszą jakość powierzchni jednakże jest to okupione wyższymi wartościami składowych siły szlifowania, co powoduje zwiększone ryzyko powstania przypaleń szlifierskich.

Badania realizowane w ramach Projektu "Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (PO IG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

Literatura

12. BESSE J. R.: Understanding and controlling wheel truing and dressing forces when rotary plunge dressing. *Cutting Tool Engineering*, Vol. 64, Issue 6, June 2012.
13. BHADURI D., SOOA S.L., ASPINWALL D.K., NOVOVIC D., HARDEN P., BOHR S., MARTIN D.: A study on ultrasonic assisted creep feed grinding of nickel based superalloys, 5th CIRP Conference on High Performance Cutting (2012). *Procedia CIRP* 1 (2012) 376 – 381.
14. EMMERICH D.: Instrukcja programowania szlifierki FS 640 Z CNC do płaszczyzn i profili. Geibel & Hotz GmbH, Homberg/Ohm, 2010.
15. EZUGWU, E.O., BONNEY, J., YAMANE, Y.: An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 134, no. 2, 2003, p. 233-253.
16. EZUGWU E.O., WANG Z.M., MACHADO A.R.: The machinability of nickel-based alloys: a review, *Journal of Materials Processing Technology* 86 (1999), pp.1-16.
17. KLOCKE F., KÖNIG W.: *Fertigungsverfahren 2. Schleifen, Honen, Läppen*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 2005.
18. MAKSOUD T.M.A.: Heat transfer model for creep-feed grinding. *Journal of Materials Processing Technology* 168 (2005) 448–463
19. MALKIN S., CHANGSHENG G.: *Grinding technology. Theory and Applications of Machining with Abrasives*. Industrial Press, 2008
20. OCZOŚ K., PORZYCKI J., *Szlifowanie*. WNT, Warszawa, 1986.
21. OĞUZ ÇOLAK: Investigation on Machining Performance of Inconel 718 under High Pressure Cooling Conditions. *Journal of Mechanical Engineering* 58(2012)11, 683-690.
22. PEI-LUM T.: Study on the grinding of Inconel 718, *Journal of Materials Processing technology* 55 (1995), pp. 421 – 426.
23. SEDIGHI M., AFSHARI D.: Creep feed grinding optimization by an integrated GA-NN system. *J Intell Manuf* (2010) 21:657–663
24. SAAD A., BAUER R., WARKENTIN A.: Investigation of single-point dressing overlap ratio and diamond-roll dressing interference angle on surface roughness in grinding. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, Vol. 34, No. 2, 2010.
25. STEINMETZ: *Requirements for the use of diamond roller dressers*. Steinmetz Schleiftechnik, Karlstein.
26. WINTER: *Dressing tools. Winter diamond tools for dressing grinding wheels*. Norderstedt, #1761, Edition 2010.
27. WINTERTHUR TECHNOLOGY GROUP: *Handbook Creep-feed and surface grinding*.
28. WENDT: *Rotary Diamond Dressers. Wendt/Rotary Dressers/1209/1/SWE*
29. XU, X.P., YU, Y.Q., XU, H.J.: Effect of Grinding Temperatures on the Surface Integrity of a Nickel-Based Alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, 129 pp. 359-353.

THE FORMATION OF SURFACE ROUGHNESS IN THE GRINDING PROCESS OF INCONEL ALLOYS USING CREEP FEED

This paper presents the characteristics of creep-feed grinding which was used in the machining of aircraft turbine blade roots. The experimental study was performed using different types of grinding wheels and with different values of dressing process parameters. There was determined the influence of the characteristics of grinding wheels and dressing process on the roughness of the grounded surface.

BADANIA STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ PO WYCINANIU ELEKTROEROZYJNYM - WEDM

DĄBROWSKI Lucjan¹², ONISZCZUK Dorota¹², ŚWIERCZ Rafał¹²

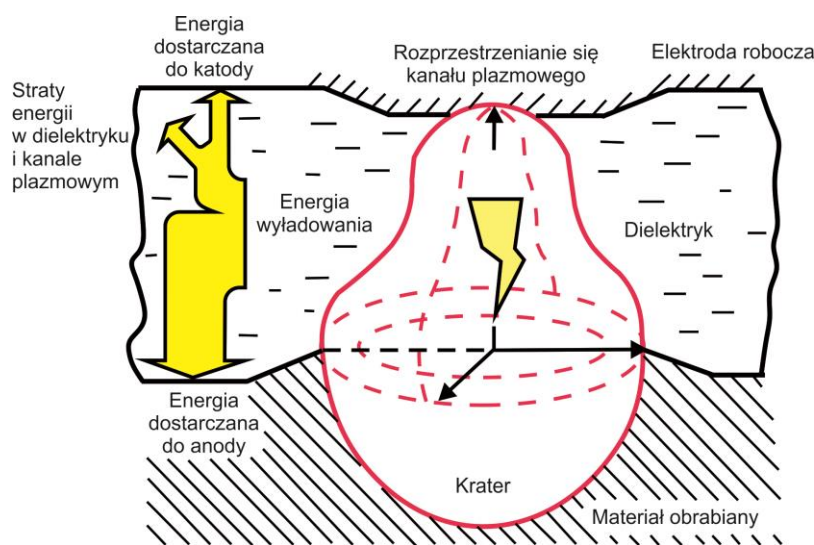
Słowa kluczowe: WEDM, warstwa wierzchnia, chropowatość, mikrostruktura materiału

W pracy przedstawiono analizę wpływu warunków obróbki wycinania elektroerozyjnego na wybrane składowe warstwy wierzchniej. Na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych opracowano statystyczne modele matematyczne opisujące wpływ parametrów elektrycznych wyładowań na wybrane parametry chropowatości.

1. Wprowadzenie.

Obróbka elektroerozyjna zaliczana jest do precyzyjnych metod kształtowania przedmiotów zarówno o prostej jak i złożonej geometrii. Początki procesu datuje się na rok 1770, kiedy to angielski naukowiec Joseph Priestley odkrył efekt erozyjny ładunku elektrycznego na metal. Jednak dopiero w roku 1944 rosyjscy naukowcy B.R. Lazarenko i N.I. Lazarenko opracowali metodę kontrolowania efektu erozji materiału, co pozwoliło na wykorzystanie jej w procesach produkcyjnych [19, 32].

Proces elektroerozji polega na usunięciu materiału z przedmiotu obrabianego w wyniku wyładowań elektrycznych zachodzących pomiędzy elektrodą roboczą a powierzchnią przedmiotu obrabianego. Elektroda i materiał obrabiany podłączone są do generatora impulsów elektrycznych. Mechanizm usuwania materiału w procesie elektroerozji jest w głównej mierze wynikiem oddziaływania cieplnego wyładowania elektrycznego w wyniku którego następuje lokalny wzrost temperatury (rzędu od 8 000 – 12 000°C) prowadzącego do topnienia i parowania w lokalnych warstwach powierzchniowych zarówno powierzchni przedmiotu obrabianego jak i elektrody roboczej (rys. 1). [1, 20, 23, 26]. Ciepło powoduje również odparowanie cieczy dielektrycznej i indukuje wysokie fale ciśnieniowe, które wyplukują stopiony i/lub wyparowany metal [5, 6, 14, 16].

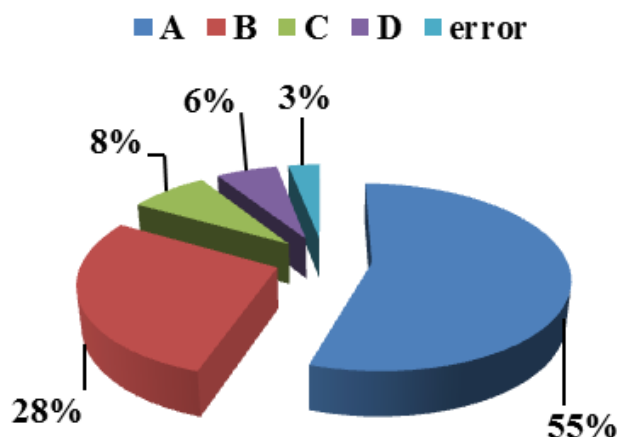


Rys. 1. Rozkład energii wyładowania wraz ze schematem tworzenia kraterów na powierzchni elektrod [10]

¹² Instytut Technik Wytwarzania, Politechnika Warszawska

Jednym z podstawowych czynników determinujących zastosowanie obróbki elektroerozyjnej w kształtowaniu przedmiotów, jest ich wynikowy stan warstwy wierzchniej, który obejmuje cechy stereometryczne powierzchni jak również właściwości mikrostruktury [21].

Kumar [17] na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych przedstawił procentowy wpływ parametrów elektrycznych obróbki (A – czas impulsu, B – czas przerwy, C – natężenie prądu, D – napięcie wyładowania) na chropowatość powierzchni (rys. 2). Według autora głównymi czynnikami wpływającymi na wartość parametru chropowatości Ra jest czas impulsu oraz czas przerwy.



Rys. 2. Procentowy udział parametrów elektrycznych wpływających na parametr chropowatość powierzchni Ra [17]

Wielu autorów w swoich pracach [2, 8, 12 - 15, 27 - 30, 32, 34 - 37, i inni] wykazuje, że parametr chropowatości powierzchni Ra po obróbce elektroerozyjnej wzrasta wraz ze wzrostem energii wyładowania elektrycznego. Badacze podkreślają, iż dominującym czynnikiem wpływającym na parametr chropowatości powierzchni Ra jest czas impulsu. Decyduje on o ilości energii cieplnej dostarczonej do materiału obrabianego, a tym samym istotnie wpływa na ilość erodowanego materiału.

Złożoność zjawisk fizycznych występujących podczas wycinania elektroerozyjnego determinuje naukowców do analizy wpływu zarówno parametrów elektrycznych jak i hydromechanicznych na strukturę geometryczną powierzchni. Kumar wraz z zespołem [17] koncentruje się na przewidywaniu wpływu parametrów obróbki na chropowatość powierzchni za pomocą sztucznych sieci neuronowych oraz metody analizy wariancji ANOVA. Zespół wykazał, że chropowatość powierzchni rośnie wraz ze wzrostem prędkości cięcia. Zgodne jest to z wynikami badań uzyskanymi przez Aliasa [2], Spendinga [33].

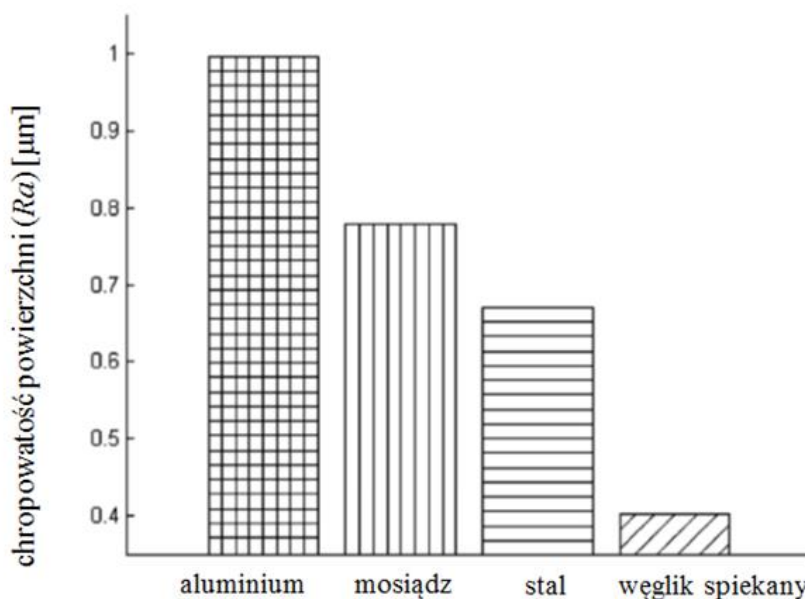
Sarkar [31] oraz Yang [38] wykazali, że parametry takie jak: naciąg elektrody roboczej oraz przepływ dielektryka mają nieznaczny wpływ na chropowatość powierzchni. Sprzeczne jest to z wynikami Hascalyka [13] oraz Tosuna [36]. Według autorów wraz ze wzrostem ciśnienia podawania dielektryka parametr Ra maleje. Spadek chropowatości wynika z szybszego chłodzenia oraz bardziej wydajnego odprowadzania produktów erozji, które nie osadzają się na powierzchni obrabianej.

Według Kuriakose [18] parametrem wpływającym na chropowatość powierzchni (oprócz energii) jest prędkość przewijania elektrody roboczej. Przy małej prędkości drut ulega znacznemu zużyciu (dłużej pracuje w szczelinie). Wraz ze wzrostem prędkości przewijania elektrody roboczej spada wartość chropowatości powierzchni. Wynika to ze

zwiększonej stabilności wyładowań elektrycznych – wyładowania powstają pomiędzy przedmiotem obrabianym a stosunkowo „świeżą” elektrodą roboczą [8, 16].

Gokler [9] na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych wykazał, że wysokość przedmiotu obrabianego oraz offset nie wpływają znacząco na parametr chropowatości Ra.

Han wraz z zespołem [12] przeprowadził badania dotyczące wpływu materiału obrabianego na chropowatość powierzchni. Wykazał, iż przy ustalonych warunkach obróbki, wraz ze wzrostem twardości materiału, wartość chropowatości powierzchni spada (rys. 3).

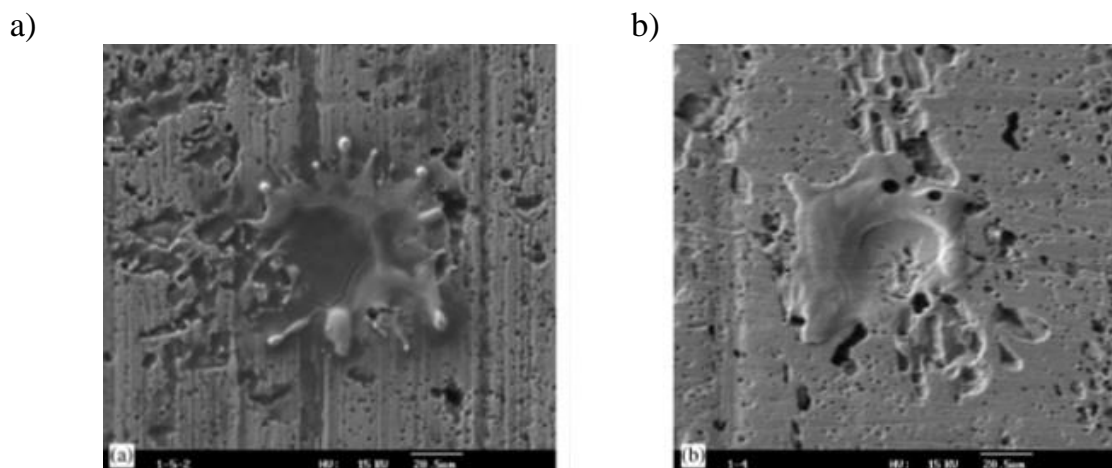


Rys. 3. Zależność chropowatości powierzchni od rodzaju materiału obrabianego [12]

Podstawowymi parametrami charakteryzującymi proces erozji jest zatem wartość energii dostarczonej do elektrod, kształt oraz wielkość kanału plazmowego oraz mechanizm usuwania materiału, zależny od rodzaju zastosowanej elektrody roboczej, materiału obrabianego i typu dielektryka.

W miejscu wyładowania powstaje krater, część roztopionego metalu „wyrzucana” jest do szczeliny międzyelektrodowej i usuwana wraz z przepływającym dielektrykiem. Roztopiony metal, który nie został usunięty z powierzchni krateru, ponownie na nim zastyga, tworząc cienką warstwę (rzędu kilku – kilkunastu mikrometrów) o zmienionych właściwościach w stosunku do materiału rdzenia [12, 26]. Podczas obróbki występują setki wyładowań elektrycznych, które tworzą charakterystyczną dla procesu WEDM strukturę geometryczną powierzchni (SGP), formowaną poprzez nakładanie się kraterów z pojedynczych wyładowań.

Kształt kraterów definiuje zatem otrzymaną topografię. Han wraz z zespołem [12] analizował wpływ długości czasu impulsu t_{on} na wielkość powstałych kraterów. Autorzy wykazali, że powierzchnia uzyskana w wyniku działania długich czasów impulsów, ukształtowana jest poprzez płytkie kratery o dużej średnicy (rys. 4b). Natomiast głębokie kratery o małej średnicy charakterystyczne były dla czasów krótkich (rys. 4a). Stwierdzono ponadto, że głębokość krateru uzyskana przy stałej energii wyładowania, ale w krótkim czasie impulsu jest 3 – 4 razy większa niż w przypadku zastosowaniu impulsów o dłuższym czasie.



Rys. 4. Krater powstały w wyniku wyładowania elektrycznego przy zastosowaniu a) krótkiego czasu impulsu t_{on} , b) dłuższego czasu impulsu t_{on} [11]

Garg [8], Sadeghi [30] wykazali, że głównym parametrem wpływającym na wielkość kraterów jest natężenie prądu. Autorzy zaobserwowali, że wraz ze wzrostem natężenia prądu wzrasta średnica i głębokość kraterów. Ponadto stwierdzono, że krótkie czasy przerwy prowadzą do zwiększenia wzrostu liczby wyładowań w jednostce czasu, czego wynikiem jest powstanie głębokich kraterów na powierzchni obrabianej.

Oddziaływanie lokalnych gwałtownych procesów termicznych powstałych w wyniku wyładowań elektrycznych prowadzi do przemiany struktury metalograficznej powierzchni po WEDM. Na podstawie badań mikroskopowych, w przypadku obróbki stali, stwierdzono występowanie 3 charakterystycznych warstw: przetopionej (białej), zahartowanej i odpuszczonej [18].

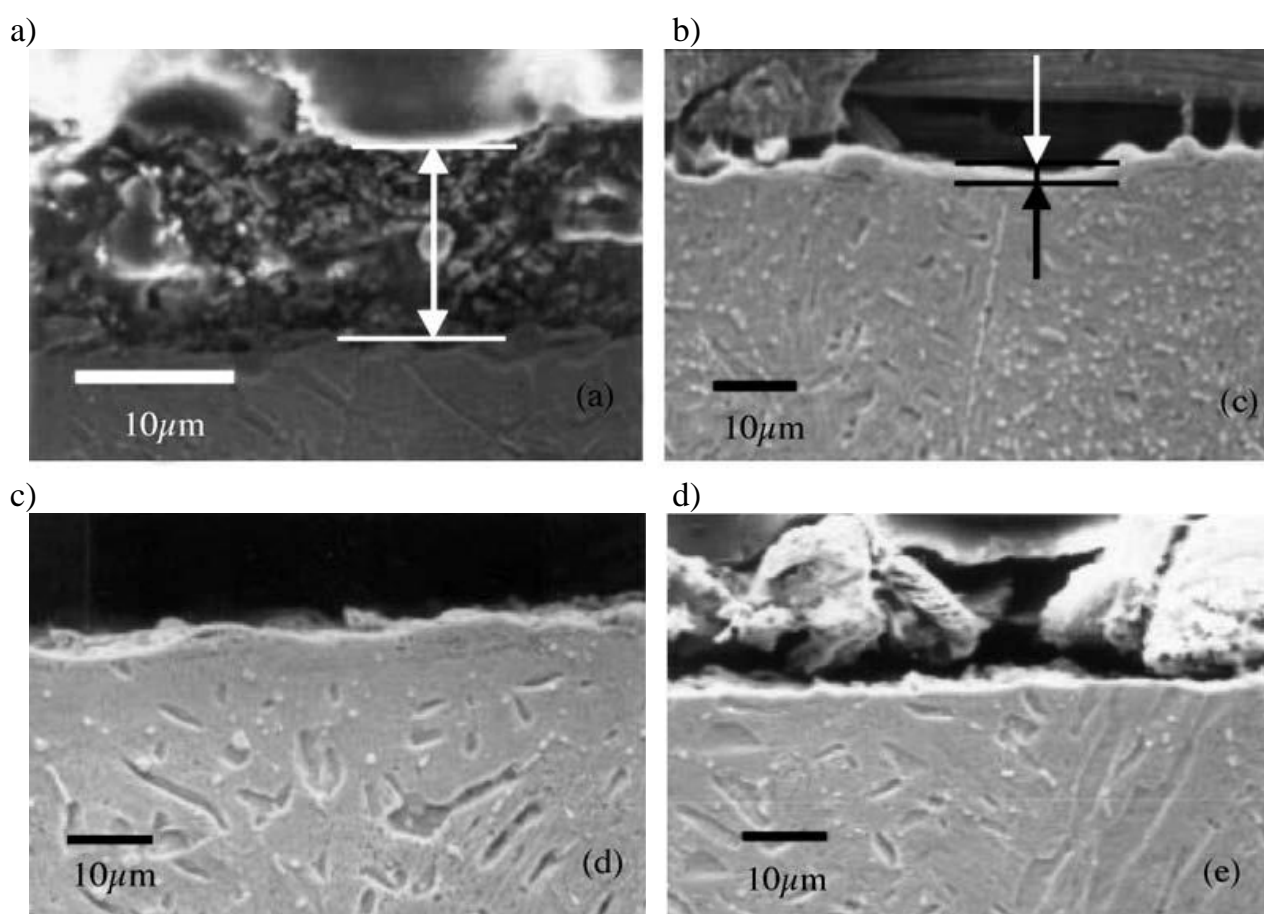
Warstwa biała powstaje w wyniku krzepnięcia uprzednio roztopionego metalu, który w procesie erozji nie został usunięty z kanału wyładowania i ponownie zakrzepł na powierzchni krateru. Warstwa ta charakteryzuje się obecnością pierwiastków zarówno materiału rodzimego jak również elektrody roboczej. Twardość warstwy przetopionej jest niższa w stosunku do materiału rdzenia, jest to warstwa krucha o strukturze kolumnowo - dendrytycznej [4].

Warstwa wpływów cieplnych znajduje się bezpośrednio pod warstwą przetopioną i posiada strukturę martenzytyczną. Charakteryzuje się podwyższoną twardością w stosunku do materiału rodzimego. Wzrost twardości wynika z szybkiego chłodzenia około 10^6 K/s [4] (warstwa została zahartowana). Natomiast warstwa odpuszczona charakteryzuje się najczęściej zmniejszoną twardością w stosunku do materiału rodzimego.

Hascalyk [13] na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych stwierdził, że wraz ze wzrostem czasu impulsu i napięcia wyładowania wzrasta grubość warstwy białej. W warstwie przetopionej zaobserwowano powstanie mikropęknięć, które (w zależności od dostarczonej energii do powierzchni przedmiotu obrabianego) propagują do warstwy zahartowanej. Mikropęknięcia są zjawiskiem niepożądanym. Mogą powodować korozję międzykrystaliczną, jak również obniżają wytrzymałość zmęczeniową [3].

Puri w swojej pracy [27] badał wpływ parametrów obróbki (czasu impulsu, odległości pomiędzy elektrodą roboczą i materiałem obrabianym oraz prędkości cięcia) na grubość warstwy białej. Wykazał, że w przypadku obróbki zgrubnej wraz ze wzrostem czasu impulsu grubość warstwy białej wzrasta. Zaobserwowano również, że grubość warstwy białej spada wraz ze zmniejszeniem odległości pomiędzy materiałem obrabianym

i elektrodą roboczą. Autorzy stwierdzają, iż zmniejszenie odległości pomiędzy elektrodami powoduje obniżenie wytrzymałości elektrycznej ośrodka a tym samym następuje szybsza inicjacja wyładowania o mniejszej energii. Badania prowadzone przez Huang [14] potwierdziły tezy stawiane przez Puriego. Według autora rodzaj obróbki (zgrubna bądź wykończeniowa) i ilość przejść wykończeniowych wpływa na grubość warstw zmienionych powstałych w wyniku oddziaływania efektów cieplnych wyładowania elektrycznego. W pracy wykazano, że grubość warstwy przetopionej zmniejsza się wraz z zastosowaniem dodatkowych przejść wykończeniowych (z 10 do 1 μm w trzecim przejściu przy zastosowaniu polaryzacji prostej – rys. 5a, b, c). Autorzy stwierdzili ponadto, że zastosowanie polaryzacji odwrotnej prowadzi do dalszej redukcji warstwy białej jak również osadzania się pierwiastków elektrody roboczej na powierzchni materiału (stopowanie elektroerozyjne – rys. 5d). Zastosowanie odwrotnej biegunowości powoduje większą erozję elektrody roboczej niż przedmiotu obrabianego.



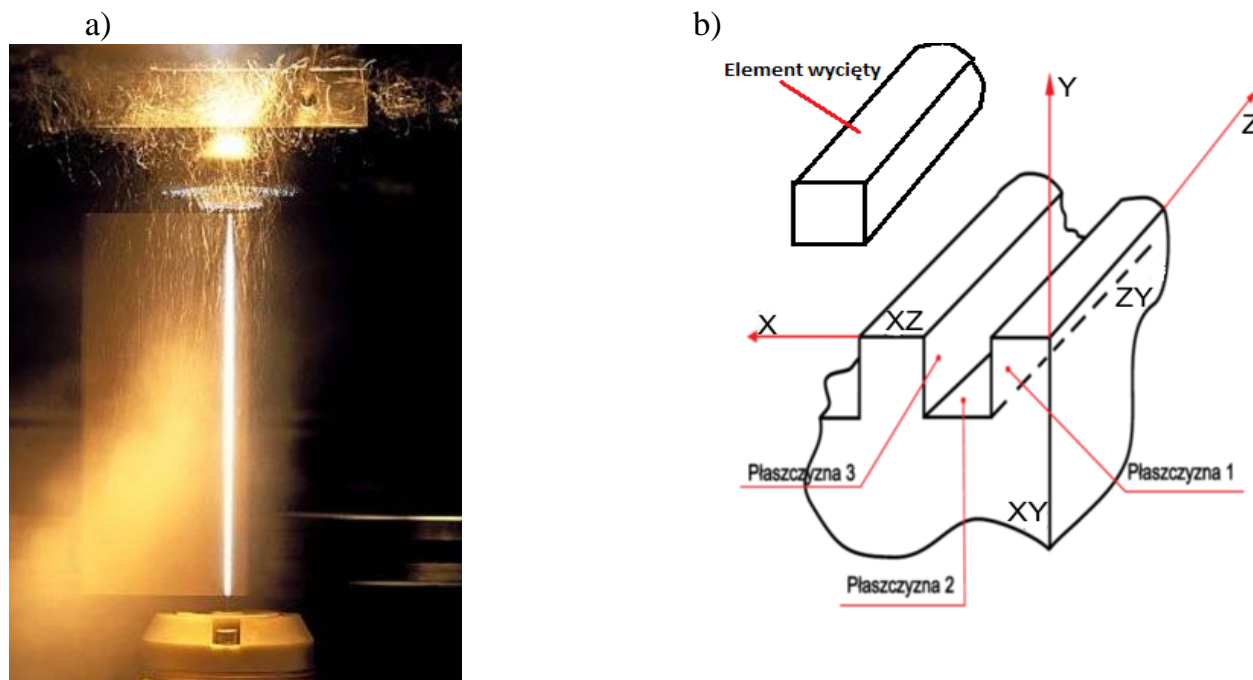
Rys. 5. Struktura metalograficzna powierzchni uzyskana przy polaryzacji: a, b, c) prostej, d) odwrotnej [14]

2. Metodyka badań

Przeprowadzono badania doświadczalne wpływu wybranych parametrów impulsów elektrycznych tj.: czasu impulsu t_{on} , natężenia impulsu wstępnego I_w , i czasu impulsu wstępnego t_w na wynikowy stan struktury geometrycznej powierzchni. Wycięto próbki o wymiarach 10 x 10 x 100 mm w jednym zamocowaniu bloku materiału (wyeliminowane zostały błędy wynikających z zamocowania przedmiotu) (rys. 6a). Do obróbki zastosowano elektrodę roboczą w postaci drutu mosiężnego o średnicy 0,25 mm (AC Brass 400 – 450 N/mm² i wydłużeniu 25%). Dielektryk (woda demineralizowana i dejonizowana) podawany

był do szczeliny międzyelektrodowej zarówno z dyszy górnej i dolnej. Trajektoria ruchu narzędzia przebiegała w następującym kierunku: płaszczyzna 1: oś (-) Y, płaszczyzna 2: oś (+) X, płaszczyzna 3: oś (+) Y (rys. 6b).

Badania przeprowadzono na podstawie planowanego eksperymentu Hartley'a rotatablego, pięciopozomowego, trzyparametrowego.



Rys. 6. Schemat wycinania próbek: a) fotografia procesu wycinania, b) oznaczenie poszczególnych wycinanych płaszczyzn

Tabela 1. Parametry obróbki WEDM

Parametry wejściowe:	
• amplituda natężenia prądu I_w w impulsie w przedziale:	4 – 12 A,
• czas impulsu t_{on} w przedziale:	1,4 – 1,8 μ s,
• czas impulsu wstępnego t_w w przedziale:	0,2 – 0,6 μ s
Parametry wejściowe ustalone:	
• napięcie wyładowania U_c	30 V
• prędkość przewijania drutu V_d	10 m/min
• wydatek objętościowy dielektryka Q_v	54 l/min
• siła naciągu drutu F_n	1,4 daN
Parametry wyjściowe:	
• parametry chropowatości powierzchni: R_a , R_t , R_{Sm} , R_{da} , R_{ku}	

W tabeli 1 przedstawiono parametry obróbki realizowane w ramach planowanego eksperymentu.

Próbki wycinano przy użyciu wycinarki elektroerozyjnej Robofil 190 Charmilles. Robofil 190 to centrum obróbkowe komputerowo sterowane numerycznie (CNC) w pięciu osiach.

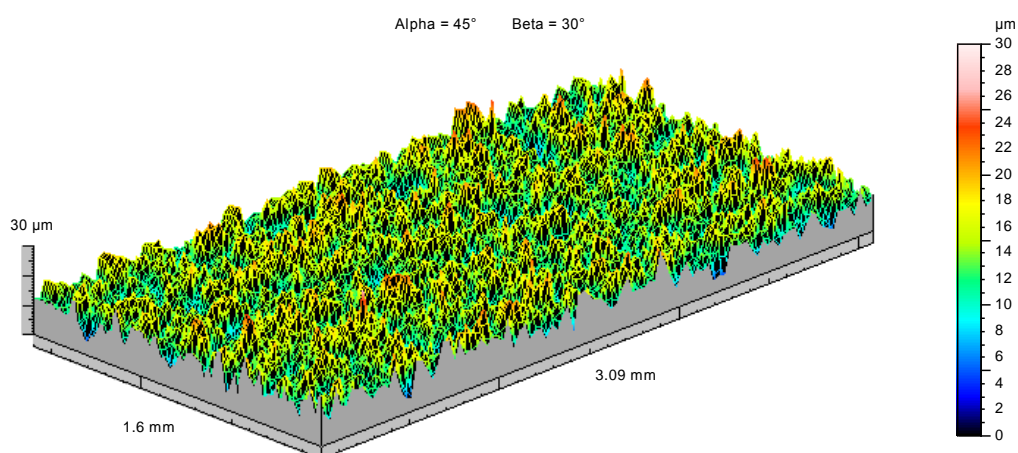
Wycinaniu elektroerozyjnemu poddano próbki ze stali narzędziowej wysokostopowej 1.2201 (NC10) obrabianej cieplnie do twardości 62 HRC. Stal przeznaczona jest do pracy na zimno, zachowuje swoje własności do temperatury +200°C. Zawiera stosunkowo dużo węgla (do około 2%) i chromu (11 – 13%). Wykazuje się dużą odpornością na ścieranie oraz niewielkim odkształceniem podczas hartowania. Stal NC10 znajduje zastosowanie w produkcji narzędzi do obróbki plastycznej (stemple, wykrojniki), do produkcji form do tłoczenia i wtryskiwania tworzyw sztucznych, noży do cięcia blach, narzędzi pomiarowych, itp. Szczególnie często jest obrabiana po zahartowaniu, do wytwarzania stempli i wykrojników. Dokładny skład stali NC10 przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2. Skład chemiczny stali 1.2201 (NC10)

Skład chemiczny stali wg. PN/EN									
C [%]	Si [%]	Mn [%]	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Cu [%]	S [%]	P [%]	Fe [%]
1,5 – 1,8	0,15 – 0,4	0,15 – 0,45	11 – 13	< 0,04	< 0,1	< 0,13	< 0,03	< 0,03	reszt a

W zależności od pożądanych cech struktury geometrycznej powierzchni do jej oceny dobierane są odpowiednie parametry. Według Nowickiego [24], w badaniach podstawowych do opisu złożoności profilu chropowatości powierzchni powinny być stosowane parametry (wg. normy PN – EN ISO 4287 [25]) ze zbioru: R_a , R_{Sm} , R_{da} , t_p , które należy uzupełniać o specyficzne dla konkretnego przypadku parametry, w zależności od pożądanych cech SGP mierzonych przedmiotów.

Przykładowo dla wybranej próbki, wycinanej przy największej wartości energii wyładowania elektrycznego zastosowanej w badaniach doświadczalnych dokonano analizy parametrów 3D struktury geometrycznej powierzchni (SGP).



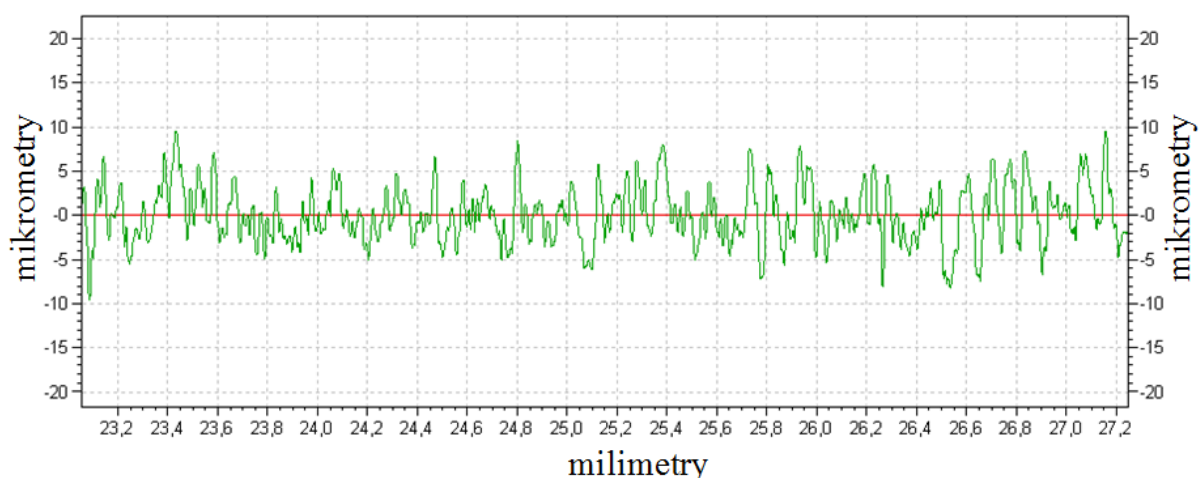
Rys. 7. Przykładowy obraz stereometryczny powierzchni po obróbce WEDM

Struktura geometryczna powierzchni po WEDM (rys. 7) ma charakter losowy o dużej gęstości powierzchniowej miejscowych wzniesień. Wierzchołki nierówności są zastrzone, o czym świadczy dodatnia wartość współczynnika. Różnica pomiędzy parametrami

wysokościowymi (np. Sz i St) jest niewielka, udział przypadkowych wierzchołków i wgłębień jest pomijalnie mały (stabilność wyładowań elektrycznych) [7, 34].

Wartości chropowatości powierzchni odpowiadają, zatem wartościom parametrów uzyskiwanym dla obróbki zgrubnej stali i zawierają się w teoretycznych wartościach podawanych przez producenta obrabiarki.

Parametry 3D mikrostereometrii w większości mają swoje odpowiedniki w parametrach profilu. Do dalszego opisu struktury geometrycznej powierzchni zdecydowano się na użycie parametrów 2D ze względu na znacznie szybszy czas pomiaru w stosunku do pomiarów stereometrii powierzchni (pomiar powierzchni o wymiarach 1,6 mm x 3 mm z krokiem dyskretyzacji 10 μm w osi y i x trwał około 40 minut). Pomiaru profilu (rys. 8) dokonano w 10 równoodległych przekrojach (odcinek pomiarowy 8 mm) na środkowej powierzchni bocznej badanych próbek (płaszczyzna 2 rysunek 6b).



Rys. 8. Profilogram chropowatości mierzonej powierzchni:

$$I_w = 10 \text{ A}, t_{\text{on}} = 1,5 \mu\text{s}, t_w = 0,3 \mu\text{s}, U = 30 \text{ V}$$

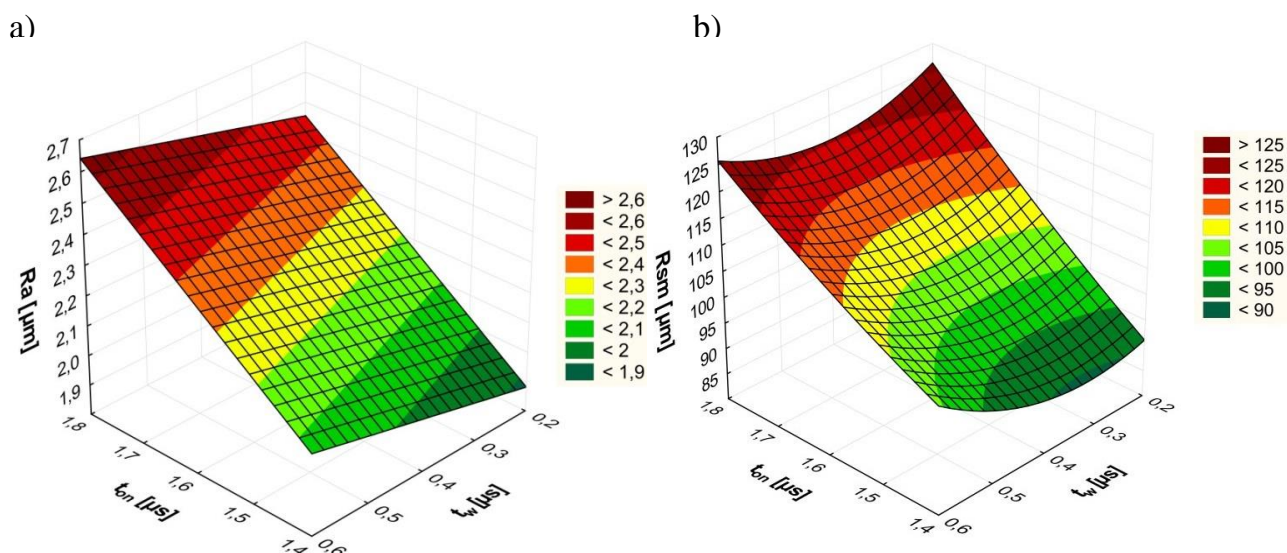
Do dalszej analizy wpływu parametrów energetycznych na strukturę geometryczną powierzchni w ujęciu badań podstawowych użyto następujących parametrów profilu chropowatości:

- Ra – średnie odchylenie profilu od linii średniej,
- RSm – średnia szerokość rowków elementów profilu,
- Rda – pochylenie profilu, opisujące kształt nierówności,
- Rku – współczynnik skupienia, opisujący złożoność budowy.

Na podstawie przeprowadzonych badań opracowano statystyczne modele matematyczne opisujące wpływ wybranych parametrów obróbki na parametry chropowatości powierzchni. Wyznaczono w programie STATISTICA równania regresji opisane funkcją wielomianu stopnia drugiego (tabela 7.4). Dla każdego równania wyznaczono współczynnik korelacji R , odzwierciedlający zmienność badanej cechy. Istotność otrzymanego współczynnika korelacji (jego adekwatność na poziomie istotności $\alpha = 0.05$) sprawdzano testem Fishera – Snedecora, (jeżeli spełniona jest nierówność: $F/F_{kr} > 1$, to współczynnik R jest istotny). Dokonano również weryfikacji istotności współczynników równania regresji za pomocą testu t – Studenta (na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ jeżeli spełniony jest warunek: $t_1, t_n, t_{n+1} > t_{kr}$ to współczynnik równania jest istotny) [22]. Wybrane zależności regresyjne przedstawiono w tabeli 3, a ich interpretacje graficzną przedstawiono na rysunkach 9 i 10.

Tabela 3. Równania regresji opisujące parametry SGP po WEDM

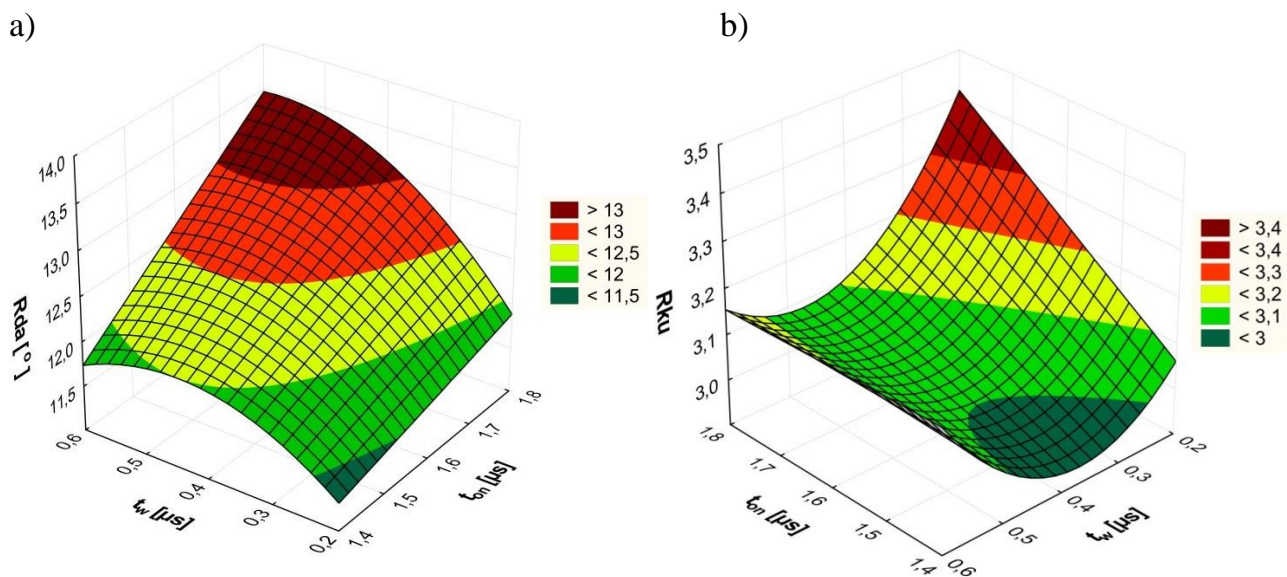
Równania regresji	R	F/F_{kr}
$Ra = -0,22 + 1,43 t_{on} + 0,47 t_w$	0,96	23,03
$RSm = 41,5 + 31,48 t_{on}^2 + 141,19 t_w^2 - 63,56 t_{on} t_w$	0,78	2,6
$Rda = 9,74 + 7,22 t_{on} t_w - 11,29 t_w^2$	0,75	2,2
$Rku = 1,65 + 1,34 t_{on} + 4,38 t_w^2 - 2,31 t_{on} t_w$	0,63	0,74



Rys. 9. Zależność parametru a) Ra , b) Rsm , od czasu impulsu t_{on} i czasu impulsu wstępnego t_w , przy stałym natężeniu prądu impulsu wstępnego $I_w = 8 \text{ A}$

Parametry wysokościowe chropowatości (np. Ra rys. 9a) w głównej mierze uzależnione są od wartości czasu impulsu t_{on} , a tym samym zależą od wartości energii wyładowania elektrycznego (wzrost t_{on} połączony jest ze wzrostem natężenia wyładowania I_c). Energia wyładowania impulsu wstępnego (natężenie impulsu wstępnego I_w i jego czas t_w) nie wpływa w sposób znaczący na zmiany parametrów wysokościowych chropowatości. Wartości podstawowego parametru chropowatości profilu zawarte są w granicach $Ra = 1,92 \div 2,52 \mu\text{m}$, odpowiadają zatem wartościom teoretycznym chropowatości dla obróbki półwykończeniowej i zgrubej uzyskanej w jednym przejściu elektrody roboczej po zaprogramowanej ścieżce.

Średnia szerokość rowków profilu RSm (rys. 9b) wzrasta wraz z wzrostem energii wyładowania. Zaobserwowano występowanie lokalnego minimum dla średnich wartości czasu impulsu wstępnego t_w . Może mieć to związek z przygotowaniem kanału plazmowego do zainicjowania impulsu głównego I_c . Dla średniej wartości energii impulsu wstępnego następuje równomierne wyładowania elektrycznego na całej powierzchni elektrody, co w konsekwencji może prowadzić do zmniejszenia rozstępu pomiędzy kolejnymi wierzchołkami makronierówności.



Rys. 10. Zależność parametru a) Rda ,
 b) Rku , od czasu impulsu t_{on} i czasu impulsu wstępnego t_w ,
 przy stałym natężeniu prądu impulsu wstępnego $I_w = 8$ A

Pochylenie profilu Rda charakteryzuje kształt nierówności profilu. Mierzone jest dla całego profilu zarówno na zboczach, wierzchołkach i wgłębieniach. Parametr ten dla powierzchni po obróbce WEDM zmienia się w zakresie od 11° do $13,5^\circ$ (rys. 10a). Wzrost czasu impulsu t_{on} powoduje spłaszczenie nierówności profilu. Wynika to ze wzrostu ilości erodowanego materiału, którego część po „wyrzuceniu” z krateru ponownie w nim krzepnie, czego efektem jest spłaszczenie nierówności profilu.

Współczynnik skupienia Rku jest momentem czwartej potęgi rzędnych profilu, co powoduje jego dużą wrażliwość na pojedyncze wzniesienia i wgłębienia. Zakres zmienności 2,9 do 3,3 świadczy o normalnym rozkładzie rzędnych profilu uzyskanych dla całego zakresu badanych czynników wejściowych. Opracowane równanie regresji wykazuje nieznaczny wzrost współczynnika skupienia wraz ze wzrostem czasu impulsu t_{on} (rys. 10b), przy czym wartości testowe statystyk je charakteryzujące są niskie, co świadczy o małej adekwatności równania. Wymuklenie rozkładu rzędnych oraz charakter struktury izotropowej o dużym zagęszczeniu wierzchołków miejscowych wzniesień jest charakterystyczny dla obróbki WEDM, i nie da się nim w pełni sterować poprzez zmianę parametrów energetycznych wyładowania.

3. Podsumowanie i wnioski

Proces wycinania elektroerozyjnego ma złożony charakter. Efekty obróbki a w szczególności stan warstwy wierzchniej jest wynikiem oddziaływania wielu zmiennych procesowych. Stan warstwy wierzchniej wytwarzanych przedmiotów uwarunkowany jest wpływem szeregu zjawisk fizycznych zachodzących podczas obróbki. Naddatek obróbkowy usuwany jest głównie w wyniku topnienia i sublimacji materiału. W wyniku lokalnego oddziaływania pola temperatury kształtowana jest specyficzna dla tego rodzaju obróbki struktura geometryczna powierzchni, która stanowi najbardziej zewnętrzną część warstwy wierzchniej. Jej budowa istotnie wpływa na własności tribologiczne przedmiotów.

Literatura

1. Albinski K., Musiol K., Miernikiewicz A., Labuz S., Malota M.: The temperature of a plasma used in electrical discharge machining, *Plasma Sources Science and Technology*, Vol. 5, pp.: 736-42, 1996.
2. Alias A., Abdullah B., Abbas N. M.: Influence of machine feed rate in machining titanium Ti – 6Al – 4V using brass wire and constant current (4A), *Procedia Engineering*, Vol. 41, pp.: 1812 – 1817, 2012.
3. Burakowski T., Wierzchoń T.: *Inżynieria powierzchni metali*, WNT, Warszawa, 2011.
4. Cusanelli G., Hessler – Wyser A. Bobard F., Demellayer R., Perez R., Flükiger R.: Microstructure at submicron scale of the white layer produced by EDM technique, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 149, pp.: 289 – 295, 2004.
5. Dąbrowski L., Yu J.: Surface characteristics induced by EDM with powder suspended dielectric, *Proc. 4 th Int. Conf. MMSS, Kraków*, pp.: 175 - 184, 2006.
6. Dąbrowski L., Yu I., Kozak J., Rozenek M.: Theoretical Analysis of Electric Field Distribution in EDM with Powder Mixed Dielectric, *Proceeding of the 4 th International Conference on Global Research and Education Inter – Academia, Wuppertal, Germany*, 2005.
7. Gawlik J., Magdziarczyk W., Wojnar L.: Analiza fraktalna struktury geometrycznej powierzchni, *Konferencja Innowacje w Zarządzaniu i Inżynierii Produkcji*, pp.: 382 – 396, Zakopane 2011.
8. Garg M. P., Jain A., Bhushan G.: Modelling and multi-objective optimization of process parameters of wire electrical discharge machining using non - dominated sorting genetic algorithm II, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Journal of Engineering Manufacture*, Vol. 226, pp.: 1986 – 2001, 2012.
9. Gokler M. I., Ozanozgu A. M.: Experimental investigation of effects of cutting parameters on surface roughness in the WEDM process, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 40, pp.: 1831 – 1848, 2000.
10. Gostimirovic M., Kovac P., Sekulic M., Skoric B.: Influence of discharge energy on machining characteristics in EDM, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 26, Issue 1, pp.: 173 – 179, 2012.
11. Guo Y. F., Bai J. C., Deng G. Q., Lu Z. S.: Surface pattern and machining characters analysis of machined insulating ceramics Si₃N₄ by WEDM, pp.: 149 – 152, ISEM, 2007.
12. Han F., Jiang J., Yu D.: Influence of machining parameters on surface roughness in finish cut of WEDM, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 34, Issue 5 – 6, pp.: 538 – 546, 2007.
13. Hascalyk A., Čalydas U.: Experimental study of wire electrical discharge machining of AISI D5 tool steel, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 148, pp.: 362 – 367, 2004.
14. Huang Ch. A., Shih Ch. L., Li K. Ch., Chang Y. Z.: The surface alloying behavior of martensitic stainless steel cut with wire electrical discharge machine, *Applied Surface Science*, Vol. 252, Issue 8, pp.: 2915 – 2926, 2006.
15. Klocke F., Kamenzky S., Antonoglou G.: Graphite electrodes for sinking manufactured by wire – EDM, pp.: 183 – 188, ISEM, 2007.
16. Kozak J., Rozenek M., Dąbrowski L.: Badania wstępne obróbki elektroerozyjnej w dielektryku z ziarnami ściernymi, *Prace Naukowe Programu Priorytetowego Nowe Technologie*, zeszyt 3, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, pp.: 25 – 34, 2000.
17. Kumar A., Kumar V., Kumar J.: Prediction of Surface Roughness in Wire Electric Discharge Machining (WEDM) Process based on Response Surface Methodology, *International Journal of Engineering and Technology* Vol. 2, Issue 4, pp.: 708 – 719, 2012.
18. Kuriakose, S., Shunmugam M.S.: Characteristics of wire-electro discharge machined Ti6Al4V surface, *Materials Letters*, Vol. 58, Issue 17 – 18, pp.: 2231 – 2237, 2004.
19. Lazarenko B. R., Lazarenko N. J.: *Elektriceskaja erozja metallov*, Moskva, Leningrad, 1944.

20. Lazarenko B. R., Lazarenko N. J.: Sovremennyj uroven razvitija elektroiskrovoj obrabotki metallov i nekatoryje naucnyje problemy etoj oblasti. Elektroiskrovaja Obrabotka Metallov, Izdatelstvo Akademii Nauk SSSR, Moskva, 1957.
21. Marciniak M., Dąbrowski L.: Efektywność technologii ściernych i erozyjnych, Agenda wydawnicza SIMP, Mechanik, nr 12, pp.: 24 – 25, 2011.
22. Mańczak K.: Technika planowania eksperymentu, WNT, Warszawa, 1976.
23. Miernikiewicz A.: Doświadczalno - teoretyczne podstawy obróbki elektroerozyjnej (EDM), Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków, 2000.
24. Nowicki B.: Struktura geometryczna, chropowatość i falistość. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa, 1991.
25. PN-EN ISO 4287: 1999, Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni: metoda profilowa. Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.
26. Popiłow Ł. Ja.: Elektrofizyczna i elektrochemiczna obróbka materiałów, Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa, 1971.
27. Puri A. B., Bhattacharyya B.: Modeling and analysis of white layer depth in a wire cut EDM process through response surface methodology, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 25, Issues 3 – 4, pp.: 301 – 307, 2005.
28. Rao R. V., Pawar P. J.: Modelling and optimization of process parameters of wire electrical discharge machining, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Journal of Engineering Manufacture, Vol. 223, pp.: 1431 – 1440, 2009.
29. Ruszaj A., Grześ W.: Manufacturing of sculptured surface using EDM and ECM processes, Machining of Complex Sculptured Surfaces, Springer – Verlag, London, 2012.
30. Sadeghi M., Razavi H., Esmaeilzadeh A., Kolahan F.: Optimization of cutting conditions in WEDM process using regression modelling and tabu – search algorithm, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, Vol. 225, pp.: 1825-34, 2011.
31. Sarkar, S, Mitra S., Bhattacharyya B.: Parametric analysis and optimization of wire electrical discharge machining of γ – titanium aluminide alloy, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 159, Issue 3, pp.: 286 – 294, 2005.
32. Schumacher B. M., Krampitz R., Kruth J. P.: Historical phases of EDM development driven by the dual influence of "Market Pull" and "Science Push", Procedia CIRP 6, pp.: 5 – 12, ISEM 2013.
33. Spedding T. A., Wang Z. Q.: Parametric optimization and surface characterization of wire electrical discharge machining process, Precision Engineering, Vol. 20, Issue 1, pp.:5–15, 1997.
34. Świercz R., Oniszczuk D.: Investigation into the impact of electrical pulse character on surface texture in the EDM and WEDM process, Advances in Manufacturing Science and Technology, pp.: 43 – 53, 2012.
35. Tarng Y. S., Ma S. C., Chung L. K.: Determination of optimal cutting parameters in wire electrical discharge machining, International Journal Machine Tools and Manufacture, Vol. 35, Issue 12, pp.: 1693 – 1701, 1995.
36. Tosun N., Cogun C., Inan A.: The effect of cutting parameters on workpiece surface roughness in wire EDM, Machining Science and Technology, Vol. 7, Issue 2, pp.: 209 – 219, 2003.
37. Yadav K. M., Pandey M. S., Chaudhary S., Murtaz Q.: Effects of machining variables on surface roughness in wire – EDM of AISI D3, IJMRS's International Journal of Engineering Sciences, Vol. 1, Issue 3, pp.: 65 – 78, 2012.
38. Yang R. T., Tzeng Ch. J., Yang Y. K., Hsieh M. H.: Optimization of wire electrical discharge machining process parameters for cutting tungsten, International Journal Advanced Manufacturing Technology, Vol. 60, Issues 1 – 4, pp.: 135 – 147, 2012.

STUDY OF THE SURFACE LAYER AFTER WIRE ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING (WEDM)

The paper presents an analysis of the influence of cutting parameters on selected components of the surface layer after wire electrical discharge machining. Based on experimental *studies* statistical mathematical models *were* developed for describing the effect of electrical parameters on selected parameters of *surface* roughness.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПОСЛЕ ОБРАБОТКИ WEDM

В статье представлен анализ влияния обработки на отдельные компоненты поверхностного слоя. В результате экспериментальных исследований получены статистические модели, описывающие влияние электрических параметров разряда на выбранных параметров шероховатости.

ANALIZA STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ PO OBRÓBCE ELEKTROEROZYJNEJ DRAŻNIEM WGLĘBNYM - EDM

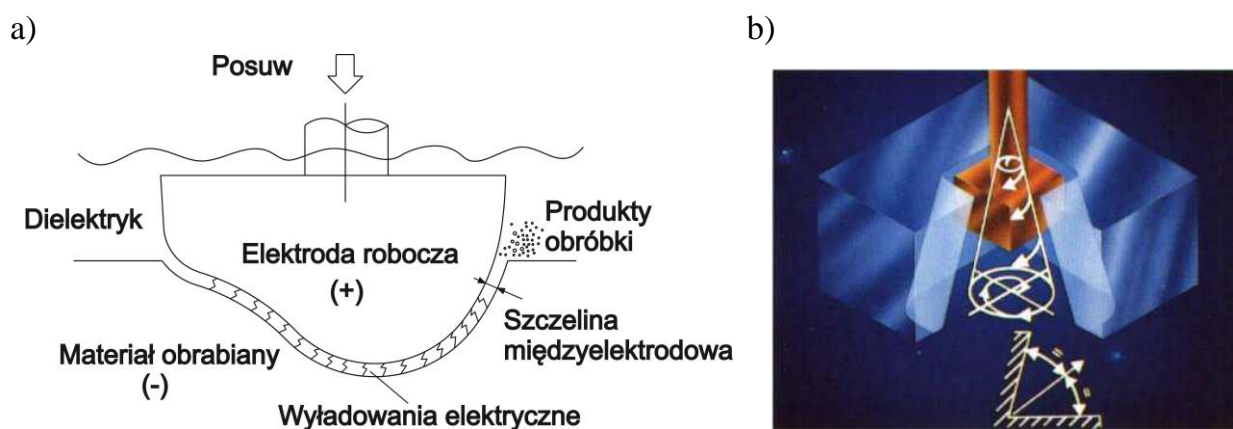
DĄBROWSKI Lucjan¹³, ŚWIERCZ Rafał¹³, ONISZCZUK Dorota¹³

Słowa kluczowe: EDM, warstwa wierzchnia, chropowatość powierzchni, struktura metalograficzna

Stan warstwy wierzchniej (WW) jest jednym z podstawowych zagadnień adaptacji obróbki elektroerozyjnej w różnych gałęziach przemysłu. W wyniku oddziaływania procesów termicznych wyładowania elektrycznego kształtowany jest wynikowy stan struktury materiału. W pracy przedstawiono wyniki badań doświadczalnych parametrów wyładowań elektrycznych na wybrane składowe WW.

1. Wprowadzenie

Obróbka elektroerozyjna (EDM – Electrical Discharge Machining) jest jednym z rodzajów obróbki ubytkowej. Materiał usuwany jest w wyniku wyładowań elektrycznych zachodzących pomiędzy dwoma elektrodami przewodzącymi prąd elektryczny zanurzonymi w dielektryku (rys. 1a). Jedną z nich jest przedmiot obrabiany a drugą elektroda robocza. Wykorzystanie najnowszych obrabiarek elektroerozyjnych wyposażonych w sterowanie numeryczne kilku osi, pozwala na uzyskanie skomplikowanego geometrycznie kształtu (rys. 1b), który jest wynikiem przemieszczania po zaprogramowanym torze elektrody roboczej. Obróbka elektroerozyjna znajduje zastosowanie w obróbce materiałów trudnoskrawalnych o skomplikowanej geometrii.



Rys. 1. Schemat kinematyki obróbki EDM [10]

Stan warstwy wierzchniej jest jednym z podstawowych zagadnieniem adaptacji obróbki elektroerozyjnej w wytwarzaniu gniazd form wtryskowych, części do przemysłu medycznego czy też lotniczego. Poszukiwane są rozwiązania zaimplementowane w EDM zapewniające odpowiednią chropowatość powierzchni, grubość warstw zmienionych tak, aby ograniczyć do niezbędnego minimum udział dodatkowych obróbek wykończeniowych w produkcji poszczególnych części [2, 3, 8, 9, 14, 15, 17, 19].

Usuwanie materiału w procesie EDM związane jest z oddziaływaniem cieplnym wyładowań elektrycznych powodujących lokalny gwałtowny wzrost temperatury

¹³ Instytut Technik Wytwarzania, Politechnika Warszawska

przewodzący do topnienia i odparowania zarówno przedmiotu obrabianego jak i w mniejszym stopniu elektrody roboczej.

Badania nad dystrybucją energii wyładowania elektrycznego prowadzone były przez wielu autorów [10, 11, 18, 23, 24]. Stwierdzono, że całkowitą energię wyładowania elektrycznego w szczelinie międzyelektrodowej w trakcie jednego impulsu można opisać wzorem:

$$E_c = \int_0^{t_{on}} U \cdot I \cdot dt \quad (1)$$

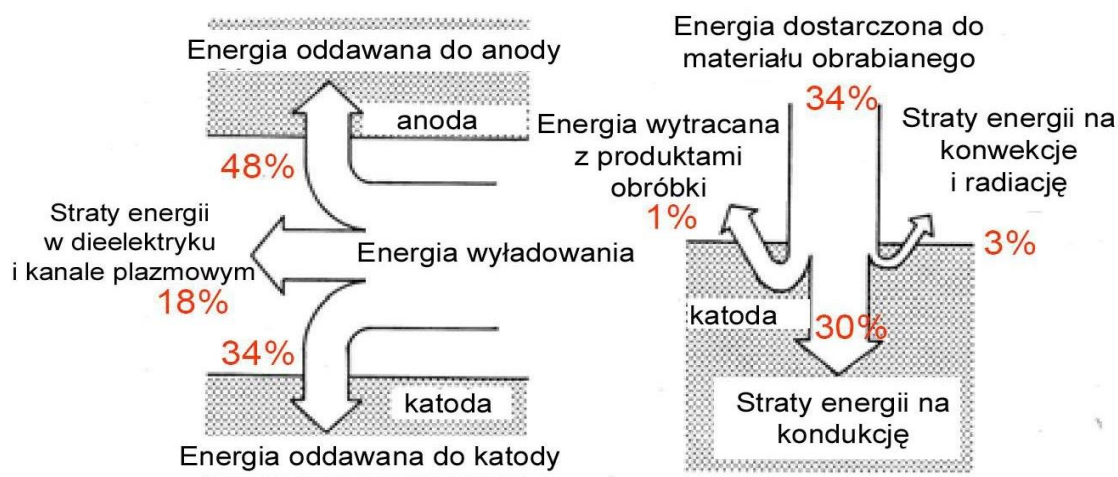
gdzie:

- U - napięcie wyładowania,
- I - natężenie wyładowania,
- t_{on} - czas impulsu.

Autorzy zwracają uwagę, iż całkowita energia wytworzona w wyniku wyładowania elektrycznego, w różny sposób i w odmiennym stopniu, dostarczana jest do elektrod. Rozkład energii podzielono na trzy podstawowe strefy:

- obszar przykatodowy,
- obszar międzyelektrodowy (kanał plazmowy),
- obszar przyanodowy.

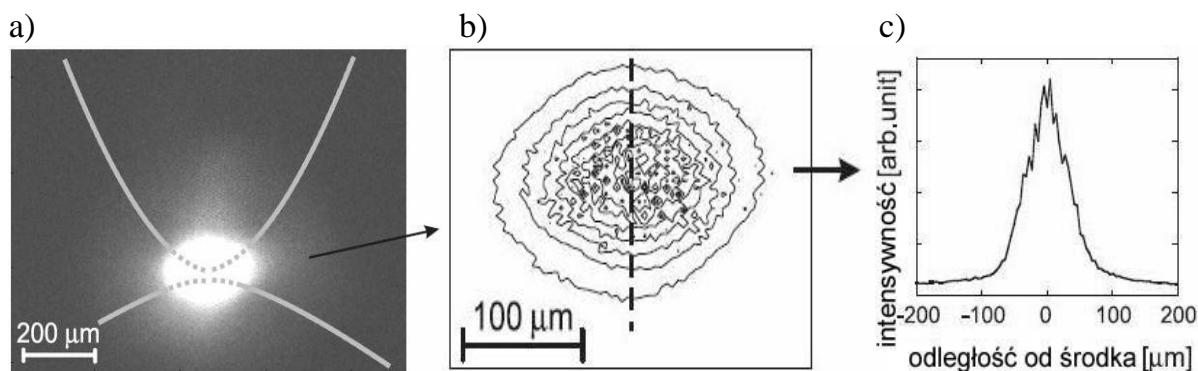
Odmienne procesy zachodzące na anodzie i katodzie prowadzą do nierównomiernego rozkładu energii wyładowania elektrycznego. Badania przeprowadzone przez Xia [22] wykazują, że ok. 50% energii wyładowania dostarczana jest do anody, a około 30% przekazywana jest bezpośrednio do materiału obrabianego w wyniku kondukcji. Pozostała część dostarczana jest w różnym stopniu do dielektryka, elektrody, produktów obróbki jak również tracona jest w wyniku konwekcji i promieniowania (rys. 2). Van Dijck [21] stwierdził iż, 90% energii cieplnej dostarczana jest w wyniku kondukcji do elektrod. Stosunek ilości energii wykorzystanej na usunięcie materiału, do energii dostarczonej zawiera się w przedziale od 1 do 10%.



Rys. 2. Rozkład energii w obróbce EDM [22]

Określenie relacji pomiędzy oddziaływaniem energii dostarczonej do materiału obrabianego a ilością usuwanego materiału i kształtem krateru wyładowania wymaga przyjęcia odpowiedniego modelu rozprzestrzeniania się źródła ciepła. Badania przeprowadzone min. przez Descoedres [4] wykazują gaussowski kształt

rozprzestrzeniania się strumienia ciepła (rys. 3), który uzależniony jest od czasu impulsu i natężenia prądu.



Rys. 3. Proces rozprzestrzeniania się źródła ciepła:
 a) obraz wyładowania elektrycznego - tworzenie plazmy,
 b) rysunek konturowy rozprzestrzeniania się strumienia plazmy,
 c) profil kształtowania się kanału plazmowego wzdłuż pionowej osi [4]

Struktura geometryczna powierzchni po obróbce elektroerozyjnej powstaje w wyniku nakładania się śladów pojedynczych wyładowań elektrycznych. Kształt i głębokość poszczególnych kraterów zależą w głównej mierze od charakterystyki impulsów elektrycznych, tj. natężenia prądu, czasu impulsu, czasu przerwy, napięcia wyładowania.

Badania prowadzone przez Kiyaka [7] wykazują, iż przy krótkich czasach impulsu rzędu 2 - 100 μs i stałym czasie przerwy (2 μs) wzrost natężenia prądu nie wpływa znacząco na zmianę parametru chropowatości Ra . Według autorów większy wpływ na wartość parametru chropowatości Ra ma czas impulsu. Guu [6] w swoich publikacjach potwierdza, iż również dla mniejszych wartości natężenia prądu, decydującym czynnikiem wpływającym na chropowatość (Ra) jest czas impulsu. Pradhan [16] stwierdza natomiast, iż nie ma ścisłej i linowej korelacji pomiędzy wartością natężenia prądu i czasem impulsu a chropowatością powierzchni (Ra). W swoich badaniach zauważa, iż w pewnych obszarach zmienności czynniki te mogą mieć raz mniejszy a raz większy wpływ na chropowatość powierzchni. Gostimirovic [5] w swojej pracy zwraca uwagę na wysoką korelację parametru chropowatości Ra do energii wyładowania. Wraz ze wzrostem energii wyładowania, większa jej część dostarczana jest do materiału obrabianego powodując proporcjonalnie większą erozję materiału, która generuje chropowatość. Thomadi [20] natomiast wskazuje, że spośród parametrów opisujących charakter impulsów elektrycznych, głównym czynnikiem wpływającym na chropowatość powierzchni (Ra), jest napięcie wyładowania i czas przerwy między impulsami. Natężenie wyładowania i czas impulsu wg. autora nie odgrywają znaczącej roli w kształtowaniu wartości parametru chropowatości Ra .

Wprowadzenie nowych sposobów pomiarów SGP z wykorzystaniem między innymi profilometrów skaningowych umożliwia ocenę jej właściwości z wykorzystaniem parametrów (3D) stereometrii. Większość parametrów 2D ma swoje odpowiedniki w opisie 3D. Dobór odpowiednich parametrów charakteryzujących badaną powierzchnię powinien uwzględniać zakładane własności powierzchni. Do oceny SGP powinny być stosowane zatem parametry, którymi możliwe jest sterowanie w poszczególnych procesach produkcji i które są niezależne względem siebie [13, 14].

2. Metodyka

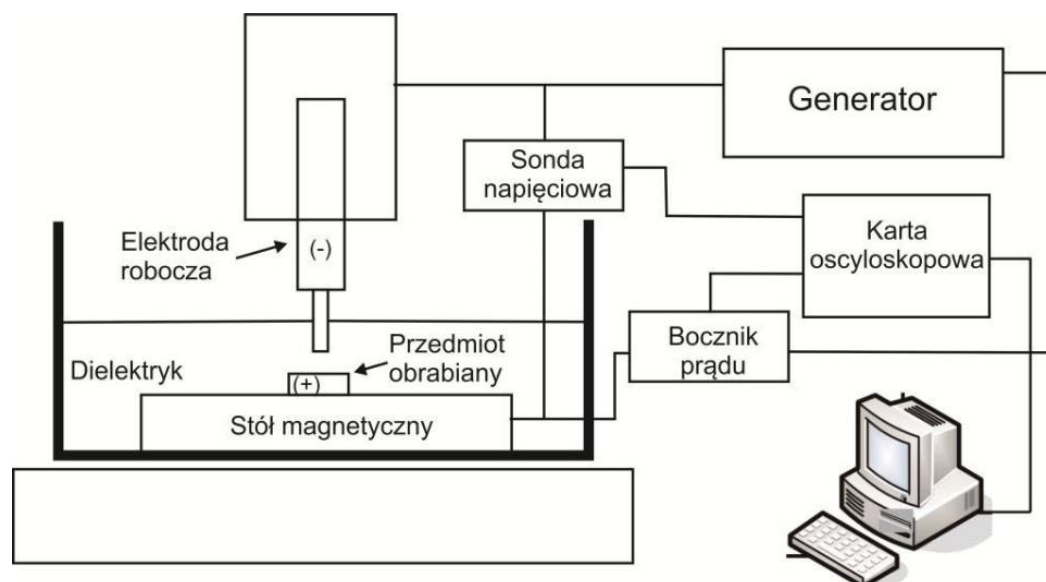
Złożoność zjawisk fizycznych występujących podczas procesu drążenia elektroerozyjnego i jego warunków powodują znaczne trudności w opisie i identyfikacji wpływu poszczególnych parametrów obróbki, na jakość obrabianych powierzchni. Celem przeprowadzonych badań doświadczalnych było wyznaczenie wpływu podstawowych parametrów elektrycznych definiujących charakter wyładowania elektrycznego na wynikowy stan warstwy wierzchniej po obróbce EDM

Badania procesu drążenia elektroerozyjnego prowadzone były na obrabiarce elektroerozyjnej firmy Charmilles Form 2LC ZNC. Poddano obróbce EDM szlifowane próbki o wymiarach 12 x 12 mm z hartowanej stali (50 HRC) 1.2713 (WNL), elektrodą miedzianą (M1E). Stal WNL znajduje szeroki zakres zastosowań na matryce kuźnicze, wkładki matrycowe, matryce do pras hydraulicznych i mechanicznych, jak również noże do cięcia na gorąco itp., które to w głównej mierze wytwarzane są przy użyciu EDM.

Badania realizowane były wg. eksperymentu planowanego trzypoziomowego trzyczynnikowego Boxa Behnkena (plan statyczny, zdeterminowany). Warunki badań:

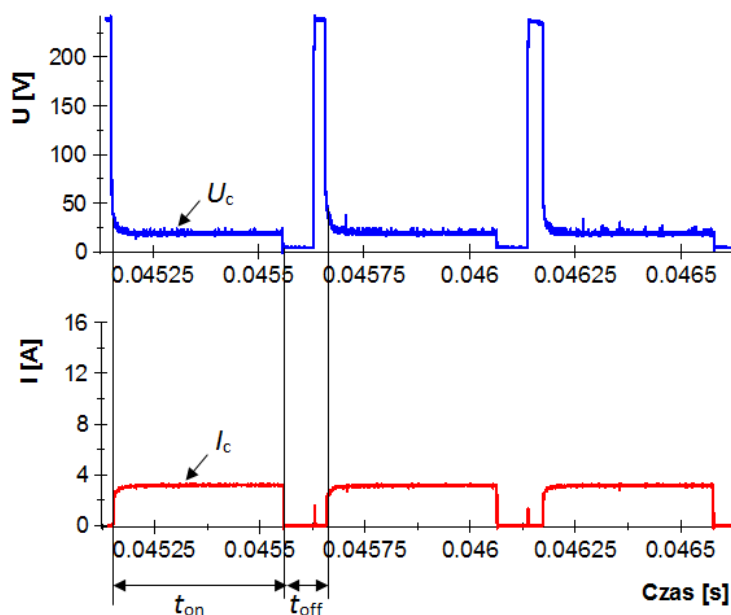
- polaryzacja prosta,
- zmienne niezależne monitorowane i rejestrowane w trakcie procesu: amplituda natężenia prądu I w impulsie (3 – 15 A), czas impulsu t_{on} (13 - 400 μ s), czas przerwy między impulsami t_{off} (9 - 150 μ s),
- dielektryk: nafta,
- głębokość drążenia: 0,2 mm.

Podstawą doboru poszczególnych wartości zmiennych niezależnych w prowadzonych badaniach doświadczalnych było wyznaczenie ich rzeczywistych wartości i określenie możliwych do ustawienia przedziałów zmienności dla przyjętego rodzaju eksperymentu planowanego. Opracowano tor pomiarowy (rys. 4), który pozwolił na wyznaczenie charakterystyki generatora obrabiarki.



Rys. 4. Schemat opracowanego toru pomiarowego

Opracowany tor pomiarowy umożliwiał rejestrację rzeczywistych przebiegów prądu i napięcia elektrycznego w warunkach ciągłej obróbki elektroerozyjnej EDM (rys. 5).



Rys. 5. Przebiegi napięcia i natężenia prądu dla wartości parametrów; napięcie robocze $U_c = 25$ V, natężenie prądu $I_c = 3,2$ A, czas impulsu $t_{on} = 400$ μ s, czas przerwy $t_{off} = 100$ μ s,

Uwzględniając charakterystykę zarejestrowanych impulsów roboczych w EDM (rys. 5) wartości średnie parametrów elektrycznych wyznaczono z zależności:

- średnia amplituda napięcia wyładowania U_{sr} :

$$U_{\text{sr}} = \frac{1}{t_{on}} \int_0^{t_{on}} U_c dt \quad [V], \quad (2)$$

- średnia amplituda natężenia wyładowania I_{sr} :

$$I_{\text{sr}} = \frac{1}{t_{on}} \int_0^{t_{on}} I_c dt \quad [A], \quad (3)$$

Napięcie wyładowania U_c ma decydujący wpływ na zjawisko jonizowania kanału, przez który płynie prąd. Dla wyższego napięcia wyładowania możliwe jest ustawienie wyższej wartości szczeliny międzyelektrodowej, a tym samym ułatwienie jej płukanie i odprowadzania produktów przez dielektryk. Wzrost napięcia wyładowania powoduje jednocześnie wzrost chropowatości powierzchni i wydajności usuwania materiału.

Natężenie wyładowania I_c wpływa bezpośrednio na ilość erodowanego materiału. Maksymalne wartości natężenia prądu stosowane są dla obróbki zgrubnej tak, aby zapewnić odpowiednią wydajność procesu. W zależności od rodzaju materiału elektrody roboczej, maksymalna wartość gęstości prądu nie powinna przekraczać 15 A/cm² dla elektrod miedzianych i 25 A/cm² w przypadku elektrod grafitowych.

Czas impulsu t_{on} w powiązaniu z natężeniem prądu decyduje o ilości energii cieplnej dostarczonej do materiału obrabianego. Wraz ze wzrostem czasu impulsu i natężenia prądu zwiększa się zarówno średnica jak i głębokość kraterów powstałych w wyniku wyładowania elektrycznego. Czas przerwy t_{off} odpowiada za stabilizację warunków w szczelinie międzyelektrodowej (odprowadzenie produktów obróbki, dejonizację kanału wyładowania).

Struktura WW po procesie technologicznym jest wynikiem oddziaływań zachodzących podczas obróbki w zewnętrznej strefie materiału, w głównej mierze procesów: cieplnych, metalurgicznych i mechanicznych oraz interakcji zachodzących pomiędzy nimi.

Wartość użytkowa warstwy wierzchniej jest jednym z najważniejszych czynników decydującym o jego zdolności do spełniania różnych wymagań eksploatacyjnych tj: odporność na ścieranie, twardość, odporność na korozję, odporność na utlenianie w podwyższonej temperaturze, odporność na działanie obciążeń zmiennych, odporność na szoki termiczne, zdolność odbijania promieni świetlnych, estetyczny wygląd, aktywność drganiową, jakość nanoszenia i utrzymywanie się powłok, właściwości aero- i hydromechaniczne i inne.

Zewnętrzną część WW określona jest poprzez topografię powierzchni, której budowę określają jej poszczególne parametry: chropowatość, falistość, i błędy kształtu w skali makro. Pomiarów topografii powierzchni dokonano przy użyciu wysokiej klasy profilometru skanującego firmy Taylor Hobson.

Ze względu na większą ilość informacji, którą dostarcza pomiar topografii powierzchni, w pracy zdecydowano się na charakterystykę mierzonych powierzchni przy użyciu następujących parametrów 3D:

- średnie arytmetyczne odchylenie rzędnych powierzchni S_a , parametr podstawowy opisujący amplitudę chropowatości,
- średnie kwadratowe pochylenie chropowatości powierzchni S_{dq} , parametr hybrydowy opisujący kształt nierówności.

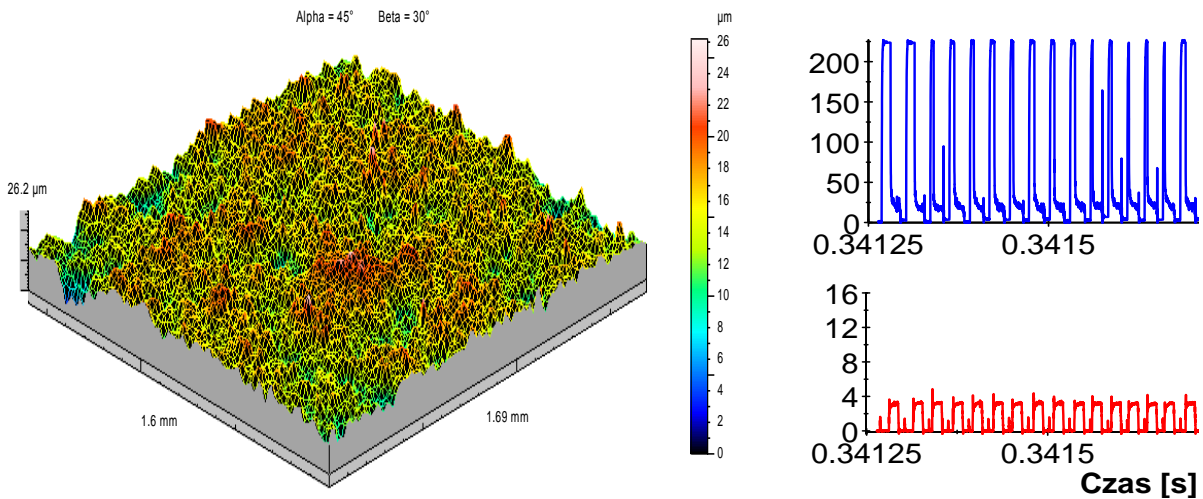
Wyniki pomiarów analizowanych parametrów przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Zestawienie wartości analizowanych parametrów SGP

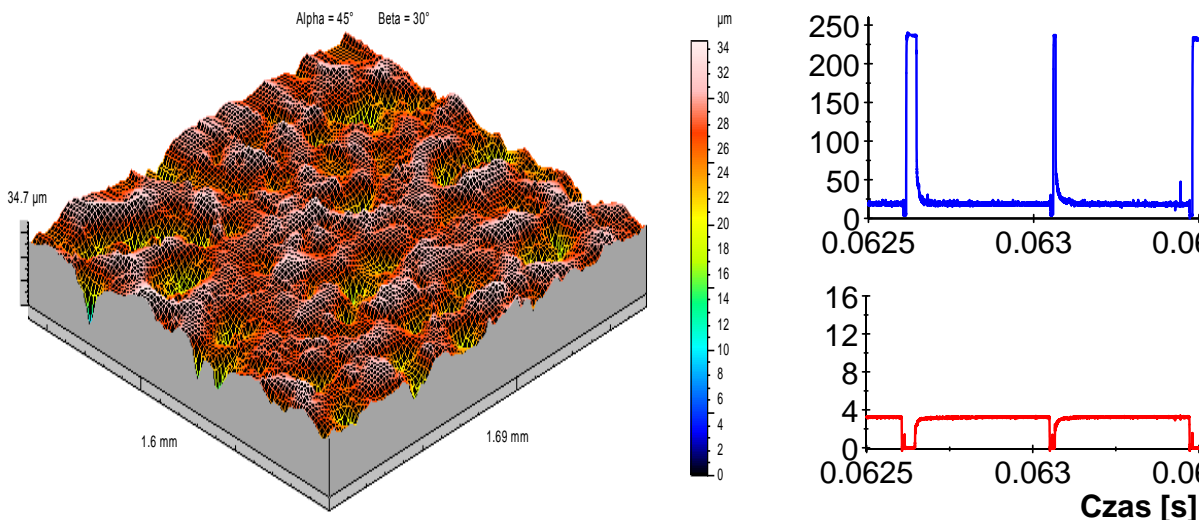
Lp.	Parametry obróbki			Parametry SGP	
	I [A]	t_{off} [μ s]	t_{on} [μ s]	S_a [μ m]	S_{dq}
1	3,2	11	13	2,00	0,269
2	8,6	11	13	4,24	0,376
3	14,3	11	13	3,95	0,415
4	3,2	80	13	2,09	0,282
5	8,6	80	13	3,31	0,393
6	14,3	80	13	4,09	0,425
7	3,2	150	13	1,76	0,275
8	8,6	160	13	3,09	0,358
9	14,3	160	13	3,91	0,400
10	3,2	11	206	2,01	0,274
11	8,6	11	206	6,53	0,329
12	14,3	11	206	11,4	0,473
13	3,2	100	206	1,98	0,173
14	8,6	80	206	6,20	0,311
15	14,3	80	206	11,5	0,486
16	3,2	150	206	1,98	0,164
17	8,6	150	206	5,54	0,314
18	14,3	150	206	10,7	0,440
19	3,2	11	400	2,58	0,182
20	8,6	11	400	3,46	0,177

21	14,3	20	400	9,26	0,452
22	3,2	120	400	3,85	0,381
23	8,6	90	400	4,01	0,208
24	14,3	80	400	12,5	0,418
25	3,2	170	400	2,89	0,212
26	8,6	150	400	3,65	0,189
27	14,3	150	400	14,3	0,508

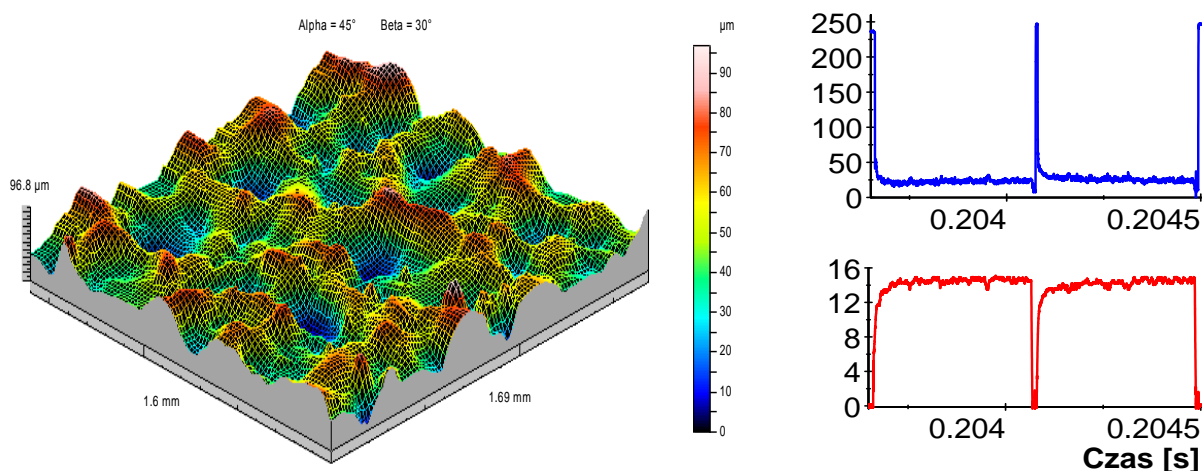
Poniżej przedstawiono przykładowe obrazy topografii powierzchni po obróbce wraz z kształtującymi je przebiegami natężenia prądu i napięcia elektrycznego (rys. 6 - 8)



Rys. 6. Obraz stereometryczny powierzchni po obróbce elektroerozyjnej wraz z zarejestrowanymi przebiegami prądowo napięciowymi,
 $U = 25 \text{ V}$, $I = 3,2 \text{ A}$, $t_{\text{on}} = 13 \text{ μs}$, $t_{\text{off}} = 11 \text{ μs}$



Rys. 7. Obraz stereometryczny powierzchni po obróbce elektroerozyjnej wraz z zarejestrowanymi przebiegami prądowo napięciowymi,
 $U = 25 \text{ V}$, $I = 3,2 \text{ A}$, $t_{\text{on}} = 400 \text{ μs}$, $t_{\text{off}} = 11 \text{ μs}$



Rys. 8. Obraz stereometryczny powierzchni po obróbce elektroerozyjnej wraz z zarejestrowanymi przebiegami prądowo napięciowymi,
 $U = 25 \text{ V}$, $I = 14,3 \text{ A}$, $t_{\text{on}} = 400 \text{ µs}$, $t_{\text{off}} = 11 \text{ µs}$

Struktura geometryczna powierzchni po obróbce elektroerozyjnej jest tworzona w wyniku nakładania się śladów pojedynczych wyładowań elektrycznych i ma charakter losowy. W zależności od charakteru impulsów napięciowo - prądowych występują znaczne różnice w jej budowie. Rozkład rzędnych oraz rozkład miejscowych wzniesień dla mierzonych próbek jest rozkładem normalnym, co prowadzi do niekorzystnych własności nośnych powierzchni. Średnie kwadratowe pochylenie chropowatości powierzchni Sdq zmienia się od 0,176 do 0,502. Dla zbliżonych wartości Sa , może on osiągać dosyć istotne różnice. Wynika to z faktu, iż parametr ten uzależniony jest zarówno od amplitudy chropowatości jak i odległości między nimi. Wartość Sdq ma istotny wpływ na min. zużycie ściernie powierzchni, możliwość nanoszenia powłok, czy też jej refleksyjność. Im wyższe pochylenie tym wierzchołki nierówności mają bardziej zaostrowany charakter, co prowadzi do zwiększenia współczynnika tarcia, jednocześnie zwiększając własności adhezyjne powierzchni.

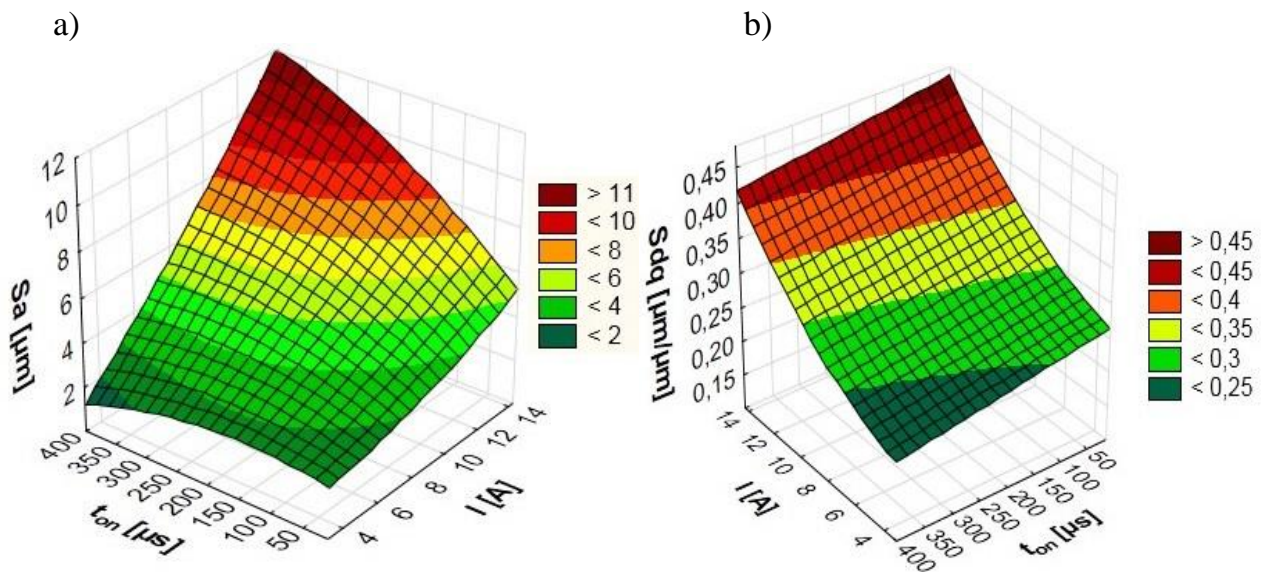
W pracy wyznaczono statystyczne modele matematyczne procesu obróbki na podstawie zależności statystycznych (analiza regresji) uwzględniających wpływ przyjętych zmiennych wejściowych na wybrane parametry warstwy wierzchniej. Wyznaczono równania regresji opisane funkcją wielomianu stopnia drugiego (tabela 6.3) w programie STATISTICA. Dla każdego równania określono współczynnik korelacji R , odzwierciedlający zmienność badanej cechy. Istotność otrzymanego współczynnika korelacji (jego adekwatność na poziomie istotności $\alpha = 0.05$) sprawdzano testem Fishera – Snedecora (dla $F/F_{kr} > 1$ współczynnik R jest istotny). Dokonano również weryfikacji istotności współczynników równania regresji za pomocą testu t-Studenta. Na jego podstawie wnioskuje się o istotności bądź nieistotności wpływu konkretnego członu równania regresji (na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ spełnia warunek: $t_1, t_n, t_{n+1} > t_{kr}$). Wybrane zależności regresyjne przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2. Równania regresji opisujące parametry SGP

Material elektrody miedź M1E	R	F/F_{kr}
$Sa = 2,06 + 0,014 I^2 - 0,000021 t_{\text{on}}^2 + 0,0018 I t_{\text{on}}$	0,91	12,76
$Sdq = 0,25 - 0,00013 t_{\text{on}} + 0,0011 I^2$	0,83	7,81

Uzyskane równania charakteryzują się wysokim stopniem korelacji R , a stosunek F/F_{kr} jest znacząco większy od jedności. Graficzna prezentacja uzyskanych zależności przedstawiona jest na rysunku 9.

Parametry wysokościowe chropowatości (np. Sa – rys. 9a) w głównej mierze uzależnione są od wartości energii wyładowania elektrycznego. Nie są to jednak zależności wprost proporcjonalne. Przy niewielkich wartościach natężenia prądu (rzędu 3 A) zwiększanie czasu wyładowania (a tym samym energii) nie powoduje znaczącego wzrostu parametru Sa . Może mieć to związek z ilością energii cieplnej wytworzonej i dostarczonej do materiału obrabianego w procesie wyładowania, zależnej od wartości natężenia prądu. Kształt nierówności opisany średnim kwadratowym pochyleniem chropowatości powierzchni Sdq uzależniony jest zarówno od natężenia prądu jak i czasu impulsu. Związek pomiędzy czynnikami wejściowymi jest odwrotnie proporcjonalny. Wraz ze wzrostem amplitudy prądu i spadkiem czasu impulsu następuje wzrost parametru Sdq (rys. 9b), co prowadzi do zmniejszenia zaostrenia wierzchołków nierówności. Wynika to z ilości usuwanego materiału i kształtu kraterów tworzących strukturę geometryczną powierzchni. Krótkie czasy impulsów przy dużym natężeniu prądu powodują punkową znacznie mniejszą erozję materiału w stosunku do maksymalnych wartości czasu t_{on} i natężenia I . Ilość erodowanego materiału w poszczególnych wyładowaniach elektrycznych ma również znaczący wpływ na stopień złożoności budowy chropowatości.



Rys. 9. Zależność parametrów chropowatości powierzchni
a) Sa , b) Sdq ,
od czasu impulsu t_{on} i natężenia prądu I ,

Obróbka elektroerozyjna charakteryzuje się oddziaływaniem gwałtownych lokalnych procesów termicznych, w wyniku których, w warstwie wierzchniej powstają przemiany fazowe. Na podstawie badań mikroskopowych stwierdzono występowanie trzech charakterystycznych podwarstw (rys. 10):

- zewnętrznej przetopionej (zwananej potocznie warstwą białą o obniżonej twardości w stosunku do materiału rdzenia),
- strefy wpływów cieplnych, jest ona widoczna w postaci jasnej struktury położonej bezpośrednio pod warstwą przetopioną, warstwa ta posiada elementy struktury

ukierunkowane wzdłuż kierunku odprowadzania ciepła (prostopadle do obrabianej powierzchni),

- odpuszczonej występującej w postaci ciemnej smugi.

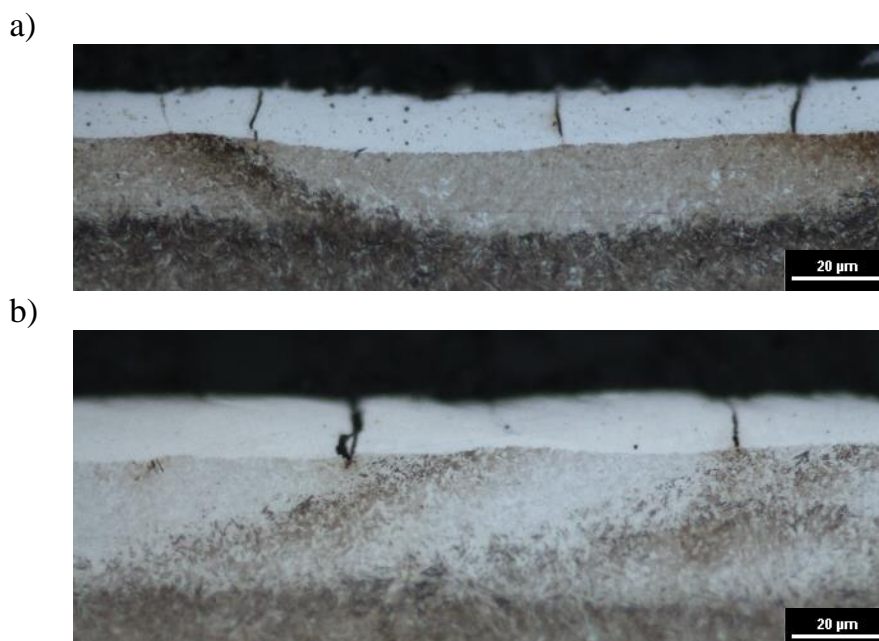


Rys. 10. Mikrostruktura powierzchni po obróbce elektroerozyjnej

Warstwa biała powstaje wskutek roztopienia i gwałtownego krzepnięcia cienkiej warstwy metalu na powierzchni krateru. Warstwa przetopiona nie podlega trawieniu klasycznymi odczynnikami (trawiona jest na kolor biały), stąd pochodzi jej nazwa. Kierunek rozprzestrzeniania się struktur (prostopadły do materiału rdzenia) jest wynikiem szybkiego chłodzenia tych stref (około 10^6 K/s) [1]. Warstwa przetopiona charakteryzuje się dużą zmiennością grubości (od 3 μm do 42 μm ,) dla zastosowanych: średnich i najwyższych wartości amplitudy natężenia prądu I i czasu impulsu t_{on} . Wynika to ze zwiększonej ilości erodowanego materiału, wzrostu głębokości kraterów wyładowań, w których nierównomiernie, ponownie zakrzepł roztopiony materiał. Zaobserwowano nieciągłości warstwy przetopionej przy wzroście natężenia prądu, wynikające ze wzrostu ilości erodowanego materiału w pojedynczym impulsie.

Pod warstwą białą znajduje się strefa wpływów ciepła, o podwyższonej twardości w stosunku do materiału rdzenia. Zbudowana jest z martenzytu listkowego i austenitu szczątkowego. Pod warstwą strefy wpływu ciepła znajduje się strefa odpuszczona. Warstwa odpuszczona powstaje w skutek oddziaływania energii cieplnej wyładowania elektrycznego (ogrzania tej strefy materiału) a następnie chłodzenia przez odprowadzanie ciepła do materiału rodzimego. Występowanie poszczególnych warstw zaobserwowano dla wszystkich próbek.

Podczas obróbki wyładowania elektryczne prowadzą do lokalnych procesów topnienia, odparowania materiału, usunięcia produktów obróbki i szybkiego ponownego krzepnięcia nieusuniętej części roztopionego metalu. Opisane procesy przebiegają w sposób gwałtowny i prowadzą do generowania typowych defektów mikrostruktury materiału, jakimi są mikropęknięcia. Przyczyną ich powstania są naprężenia cieplne, wytworzone na skutek oddziaływań efektów termicznych wyładowania elektrycznego. Roztopiony materiał jest „wyrzucany” z kanału plazmowego, przy czym pozostaje cienka warstwa roztopionego metalu na powierzchni rdzenia materiału o znacznie niższej temperaturze. W wyniku chłodzenia i krzepnięcia roztopionej warstwy powstaje skurcz, któremu przeciwdziała materiał rdzenia, a w konsekwencji generowane są naprężenia rozciągające. Przekroczenie dopuszczalnej wytrzymałości na rozciąganie materiału, jest zatem podstawą tworzenia mikropęknięć (rys. 11). Mikropęknięcia są efektem niepożądanym, powodującym min.: zmniejszenie wytrzymałości zmęczeniowej oraz odporności na korozję.



Rys. 11. Zdjęcia zglądów metalograficznych - mikropęknięcia w warstwie białej dla parametrów obróbki:

a) $U = 25 \text{ V}$, $I = 3,2 \text{ A}$, $t_{on} = 206 \text{ }\mu\text{s}$, $t_{off} = 11 \text{ }\mu\text{s}$,

b) $U = 25 \text{ V}$, $I = 3,2 \text{ A}$, $t_{on} = 400 \text{ }\mu\text{s}$, $t_{off} = 11 \text{ }\mu\text{s}$,

Na podstawie analizy obrazów struktury metalograficznej powierzchni po EDM, stwierdzono, że mikropęknięcia pojawiają się na powierzchni krateru powstałego w wyniku wyładowania elektrycznego i skierowane są zazwyczaj prostopadle do powierzchni materiału. Mikropęknięcia w większości przypadków propagują do końca warstwy białej. W nielicznych przypadkach zaobserwowano pęknięcie propagujące w głąb do rdzenia materiału. Świadczy to o istniejących wadach w strukturze obrabianego przedmiotu.

3. Podsumowanie

Przeprowadzone badania wykazały, że stan warstwy wierzchniej, w tym struktury metalograficznej i występowania jej defektów (mikropęknięcia) uzależniony jest od zastosowanych parametrów obróbki. Głównymi czynnikami wpływającymi na grubość warstwy przetopionej i strefy wpływu ciepła, jest czas impulsu i natężenie prądu. Wzrost ilości erodowanego materiału powoduje również wzrost grubości nieusuniętej z krateru wyładowania cienkiej warstwy metalu, która krzepnąc tworzy warstwę białą.

Defekty mikrostruktury (mikropęknięcia) wydają się być silnie powiązane z uzyskaną grubością warstwy przetopionej. W przypadku zastosowania parametrów odpowiadających obróbce wykończeniowej uzyskano najmniejszą grubość warstwy przetopionej, ale również zaobserwowano największą liczbę mikropęknięć. Może to wynikać z koncentracji naprężeń rozciągających tuż pod warstwą białą, które prowadzą do jej pęknięcia. Wraz ze wzrostem grubości warstwy białej, liczba zaobserwowanych mikropęknięć spada.

Literatura:

1. Cusanelli G., Hessler – Wyser A. Bobard F., Demellayer R., Perez R., Flükiger R.: Microstructure at submicron scale of the white layer produced by EDM technique, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 149, pp.: 289 – 295, 2004.

2. Dąbrowski L., Qasem I.: A study of the effect of ultrasonic vibration with EDM, Proceedings 4th International Conference on Global Research and Education "Inter – Academia 2005", Wuppertal, Germany, Vol. 1, pp.: 83 – 92, 2005.
3. Dąbrowski L., Świercz R.: Struktura geometryczna powierzchni po obróbce elektroerozyjnej elektrodą grafitową i miedzianą – porównanie, Inżynieria Maszyn, Wydawnictwo Wrocławskiej Rady FSNT NOT, R. 16, z. 3, pp.: 32 – 39, 2011.
4. Descoeudres A., Hollenstein Ch., Wälder G., Perez R.: Time – resolved imaging and spatially – resolved spectroscopy of electrical discharge machining plasma, Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 38, 2005.
5. Gostimirovic M., Kovac P., Sekulic M., Skoric B.: Influence of discharge energy on machining characteristics in EDM, Journal of Mechanical Science and Technology, Vol. 26, Issue 1, pp.: 173 – 179, 2012.
6. Guu Y. H., Ti – Kuang Hou M.: Effect of machining parameters on surface textures in EDM of Fe – Mn – Al alloy, Materials Science and Engineering, Vol. 466, Issues 1 – 2, pp.: 61 – 67, 2007.
7. "Kiyak M., Caker O.: Examination of machining parameters on surface roughness in EDM of tool steel, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 191, Issues 1 – 3, pp.: 141 – 144, 2007.
8. Kozak J., Skrabalak G., Zybura M.: Optimization of Dry EDM Milling Process, The Seventeenth CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining (ISEM), Vol. 6, pp.: 333 – 338, 2013.
9. Kozak J., Rozenek M., Dabrowski L.: Electrical Discharge Machining in Dielectric – Powder Media, International Journal for Manufacture Science and Technology, Vol. 4, pp.: 54 – 60, 2002.
10. Kunieda M., Lauwers B., Rajurkar K. P., Schumacher B. M.: Advancing EDM through fundamental insight into process, CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 54, Issue 2, pp.: 64 – 87, 2005.
11. Motoki M., Hashiguchi K.: Energy Distribution at the Gap in Electric Discharge Machining, Annals of the CIRP, Vol. 14, pp.: 485 – 489, 1967.
12. Nowicki B.: Zaawansowane metody opisów i pomiarów struktury geometrycznej powierzchni, Mechanik, R. 80, nr 1, pp.: 36 – 41, 2007.
13. Oczóś E. K., Liubimov V.: Rozważania nad istotnością parametrów struktury geometrycznej powierzchni w układzie 3D, Mechanik, R. 81, nr 3, pp.: 129 – 130, 132, 134, 136 - 137, 2008.
14. Perez R., Boccadoro M., Cusanelli G., Flukiger R., Mestral F., Rojas H., Brans K., Lauwers B.: Advanced Strategies for Improving the Surface Integrity in Electroerosion Machining, ISEM, 2010.
15. Podolak-Lejtas A. , B. Nowicki, A.Dmowska, A new method of investigating crater and flash made by individual discharge using scanning profilometers, WEAR, pp. 121-126, 2010
16. Pradhan M. K., Biswas C. K.: Modeling and Analysis of process parameters on Surface Roughness in EDM of AISI D2 tool Steel by RSM Approach, International Journal of Mathematical, Vol. 3, No 1, 2009.
17. Ruszaj A., Grześ W.: Manufacturing of sculptured surface using EDM and ECM processes, Machining of Complex Sculptured Surfaces, Springer – Verlag, London, 2012.
18. Snoeys R., Van Dijck F.: Plasma Channel Diameter Growth Affects Stock Removal in EDM, Annals of the CIRP, Vol. 21, pp.: 39 – 40, 1972.
19. Spadło S., Kozak J., Młynarczyk P.: Mathematical modeling of the electrical discharge mechanical alloying process, The Seventeenth CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining (ISEM), Vol. 6, pp.: 423 – 427, 2013.
20. Tomadi S. H., Hassan M. A., Hamedon Z., Daud R., Khalid A. G.: Analysis of the Influence of EDM Parameters on Surface Quality, Material Removal Rate and Electrode Wear of Tungsten Carbide, Proceedings of the International MultiConference of Engineers and Computer Scientists, Vol. 2, 2009.

21. Van Dijk F.: Physico – Mathematical Analysis of the Electro Discharge Machining Process, Dissertation of Katholieke Universiteit Leuven, 1973.
22. Xia H., Kunieda M., Nishiwaki N.: Removal Amount Difference between Anode and Cathode in EDM Process, International Journal of Electrical Machining (IJEM), Vol. 1, pp.: 45 – 52, 1996.
23. Zingerman A. S.: Propagation of a Discharge Column, Soviet Physics – Technical Physics, Vol. 1, pp.: 992 – 996, 1956.
24. Zolotykh B. N.: Osnovnyye voprosy kachestvennoy teorii elektriskroy obrabotki v zidkoj dielektriceskoj srede. Problemy elektriceskoj obrabotki metallov, pp.: 5 – 43, Moskwa, 1962.

ANALYSIS OF THE SURFACE LAYER PROPERTIES AFTER ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING

Condition of the surface layer is one of the main issue of adaptation Electrical Discharge Machining in various industries. The impact of thermal processes of electric discharge formed specific structure of the material. This paper presents the results of experimental investigation of EDM parameters on selected components of manufactured surface.

АНАЛИЗ ВЕРХНИХ СЛОЕВ ПОСЛЕ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ОБРАБОТКИ

Состояние верхних слоев является одним из основных вопросов применения электроэрозионной обработки в различных отраслях промышленности. Воздействие тепловых процессов электрического разряда влияет на формирование особой структуры материала. В реферате представлены результаты электроэрозионной обработки на главные компоненты обработанной поверхности.

WYBRANE ZAGADNIENIA ZWIĄZANE Z KONSTYTUOWANIEM WARSTWY WIERZCHNIEJ (WW) PRZEZ OBRÓBKĘ ELEKTROEROZYJNĄ (EDM) KOMPOZYTU PCD O SPOIWIE KOBALTOWYM

PEROŃCZYK Jan¹⁴

Słowa kluczowe: warstwa wierzchnia (WW), PCD (Polycrystalline Diamond), EDM, WEDM, własności WW

W pracy przytoczono hipotezy wielu badaczy dotyczące mechanizmu erozji elektrycznej w obróbce elektroerozyjnej kompozytów PCD, zwracając uwagę na znaczne różnice w przebiegu tego procesu w porównaniu do metali i ich stopów. Ma to znaczący wpływ na konstituowanie warstwy wierzchniej (WW) powierzchni obrabianych elektroerozyjnie. Przedstawiono wyniki badań własnych, które potwierdzają złożoność zjawisk zachodzących w szczelinie międzyelektrodowej podczas wyładowań elektrycznych i zasadność postawionych hipotez. Powierzchnia obrabiana charakteryzuje się specyficzną strukturą geometryczną (SGP), a w strukturze metalograficznej zachodzą również znaczące zmiany oraz powstają duże naprężenia wewnętrzne.

1. Wprowadzenie

Obserwowany duży rozwój w konstrukcjach maszyn i urządzeń, w znaczącym stopniu odbywa się dzięki wykorzystywaniu najnowszych materiałów i tworzyw konstrukcyjnych. Materiały te zwykle charakteryzują się trudną obrabialnością, a zwłaszcza trudną skrawalnością metodami konwencjonalnymi. Wymusza to konieczność stosowania narzędzi z ostrzami z materiałów tzw. supertwardych. Jednym z takich materiałów jest polikrystaliczny kompozyt diamentowy PCD (Polycrystalline Diamond) lub oznaczany też w Polsce jako DP (Diament Polikrystaliczny) i wytwarzany najczęściej w postaci walcowych kształtek i wkładek o regularnych kształtach. Kształtki takie wytwarzane są przeważnie na podłożu węglkowym (węgiel wolframu - WC) i po syntezy oraz spieczeniu, wymagana jest ich dalsza obróbka kształtująca i wykończeniowa. Przy obecnie stosowanej technologii wytwarzania PCD, dalsza obróbka części czy ostrzy narzędzi polega na nadawaniu im odpowiedniej geometrii, wymiarów i dokładności, wymaganej chropowatości czy możliwości mocowania w oprawkach. Ostateczny kształt, wymiary i ich dokładność, płytek przeznaczonych na ostrza narzędzi skrawających, uzyskuje się poprzez odpowiednią obróbkę kształtującą – głównie poprzez wycinanie elektroerozyjne (WEDM), dzięki przewodności elektrycznej spieku. WEDM jest jak dotąd najbardziej efektywnym sposobem pozwalającym wytwarzać wkładki i płytki do głowic frezarskich, noży tokarskich, wiertel, koronek wiertniczych itp., oraz mikronarzędzi stosowanych w mikro i nanotechnologiach [19]. Wkładki i płytki z polikrystalicznego syntetycznego spieku diamentowego, charakteryzują się parametrami technicznymi bardzo zbliżonymi do parametrów diamentu monokrystalicznego (np.: twardość, odporność na ścieranie, przewodność cieplna itp.- Tab.1.). Dzięki jednak przypadkowej orientacji masy kryształków PCD występujących w spieku, nie mają podstawowej wady monokryształu diamentu – skłonności do pęknięcia wzdłuż płaszczyzn łupliwości.. Ziarna diamentu przeznaczone do obróbki skrawaniem syntetyzuje się w obecności katalizatora metalicznego, którym najczęściej jest Co, dzięki czemu możliwe staje się kształtowanie poprzez WEDM czy EDM.

¹⁴ Wyższa Szkoła Ekologii i Zarządzania Warszawa

Tablica 1. Fizyczne właściwości PCD i diamentu naturalnego [6, 21].

Właściwość	PCD Syndite 25	Diament naturalny
Gęstość [g/cm ³]	3,86	3,515
Wytrzymałość na ściskanie [GPa]	7,61	4,15 - 16,5
Wytrzymałość na zginanie [GPa]	1,19	-
Twardość HK [GPa]	50	57 -104
Odporność na kruche pękanie K_{IC} [MPa m ^{1/2}]	8,89	-
Moduł Younga [GPa]	810	1050-2000
Współczynnik Poissona	0,07	0,102
Przewodnictwo cieplne λ [W/m.K]	560	1100-2200
Współczynnik rozszerzalności cieplnej α [10 ⁻⁶ 1/K]	4,6	1-3,5

Diament syntetyczny uzyskuje się podczas syntezy grafitu o budowie heksagonalnej i gęstości 2,5g/cm³ przy ciśnieniu powyżej 8,5GPa i temperaturach powyżej 1883 K. Ziarna diamentu wykorzystywane są między innymi w budowie różnych nasypowych narzędzi ściernych, past i mieszanin do docierania, a także do budowy ostrzy narzędzi skrawających czy też specjalnych części maszyn i urządzeń. Narzędzia te i części mogą być wytwarzane również dla potrzeb mikro i nanotechnologii [19]. Coraz częściej na narzędzia do mikroskrawania są wykorzystywane spieki materiałów supertwardych takich jak: PCD-polikrystaliczny kompozyt diamentowy czy polikrystaliczny azotek boru zarówno odmiany c-BN czy w-BN, oraz inne (np. Si₃N₄).

Istotną właściwością PCD jest jego stosunkowo dobra obrabialność metodami elektroerozyjnymi (drażeniem-EDM i przecinaniem drutem – WEDM). W roku 1971 uzyskano PCD syntetyzując spiek diamentowy przy udziale 20% kobaltu w temperaturze około 1850 K i przy ciśnieniu 6,2GPa [21]. Specyfiką spiekania diamentu jest konieczność przeprowadzenia procesu w warunkach temperaturowo - ciśnieniowych odpowiadających stabilności fazy diamentowej, przy temperaturach powyżej 1000 K, a minimalne ciśnienie w całej objętości spiekane go wsadu powinno być większe od 5GPa. Podczas spiekania proszku diamentowego bez dodatków technologicznych nie można uzyskać warunków izostatycznych w całej objętości wsadu. We wnętrzu formowanej kształtki może dochodzić do bardzo znacznego lokalnego zróżnicowania ciśnienia [21] Wzajemny nacisk naroży może wywołać lokalne naprężenia rzędu 100-130 GPa. Natomiast w przestrzeniach nie obciążonych to ciśnienie może być zbyt niskie dla utrzymania stabilności fazy krystalicznej metastabilnej. Może to powodować powierzchniową grafityzację w obszarach sąsiadujących z porami. Polikrystaliczne spieki diamentowe otrzymać można w obszarze termodynamicznej stabilności diamentu pod ciśnieniem 6-12 GPa i temperaturach 1223-2700 K dwoma sposobami:

- przez spiekanie ziaren diamentowych bez dodatków aktywujących spiekanie
- przez spiekanie ziaren diamentowych z dodatkami aktywującymi spiekanie.

Wadą spieków diamentowych syntetyzowanych przy użyciu metalicznej fazy wiążącej jest stosunkowo niska odporność na temperaturę (grafityzacja zachodzi już w temperaturze 1000-1030 K [1]).

Narzędzia z PCD zaleca się stosować głównie do obróbki materiałów nieżelaznych, takich jak:

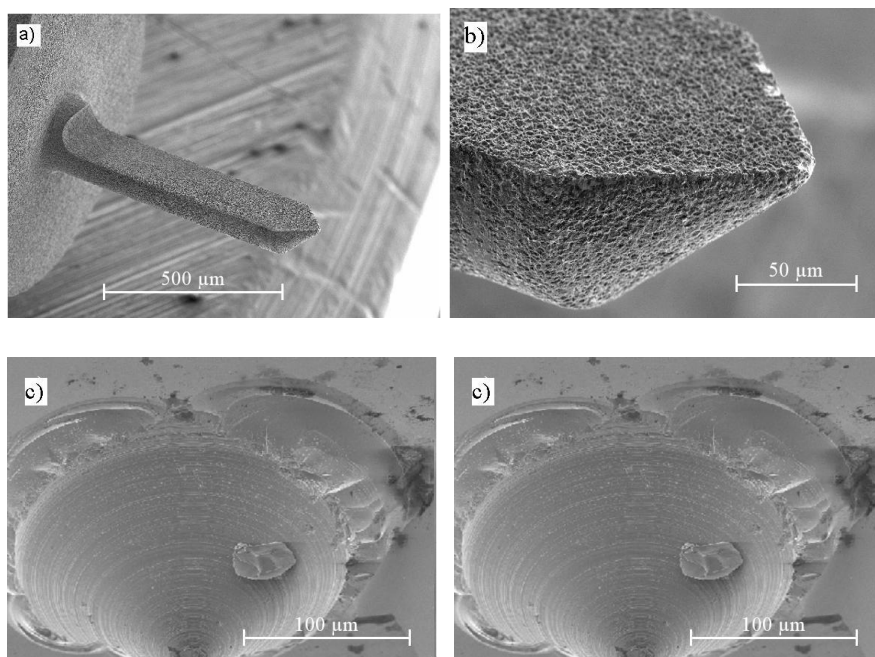
- stopy Al., a zwłaszcza z dużą zawartością Si oraz kompozytów stopów Al. umacnianych cząstkami lub włóknami ceramicznymi (Al_2O_3, SiC, Si_3N_4 lub itp.),
- miedź, magnez, nikiel, tytan i ich stopy oraz kompozyty,
- drewno i kompozyty drewnopodobne,
- tworzywa sztuczne i kompozytowe wzmacniane włóknami szklanymi, węglowymi czy metalowymi,
- guma wzmacniana różnymi włóknami i cząstkami ceramicznymi, elastomery itp.,
- krzem, szkło, kamienie, ceramika, cermetale itp..

2. Wybrane przykłady kształtowania PCD obróbką elektroerozyjną

Opisane trudności związane z wytwarzaniem PCD powodują, że Producenci polikrystalicznego kompozytu diamentowego osadzanego na podłożu węgla wolframu i razem spiekanych, dostarczają handlowo PCD w postaci najczęściej kształtek walcowych o różnych wymiarach, co wymaga dalszej obróbki celem uzyskania ostatecznego wyrobu.

Kształtowanie plazmowe wiązką elektronów czy laserowe okazują się sposobami mało przydatnymi do tego celu z powodu wprowadzania w warstwę wierzchnią dużych zmian strukturalnych na dużej głębokości, natomiast cięcie wysokociśnieniową strugą wodną ze ścierniwem (AWJ) jest jak dotąd bardzo mało wydajne i mało dokładne. Dlatego też, kształtowanie ostrzy narzędzi skrawających najczęściej wykonuje się elektroerozyjnie (wycinanie drutem - WEDM).

Na rys. 1 pokazano przykładowo wykonane tą metodą mikrowiertło piórkowe z PCD [17] do wiercenia w płytkach szklanych lub krzemowych a) i b), oraz wykonane otwory c) i d).



Rys.1. Widok wiertła wykonanego „szlifowaniem” elektroerozyjnym z PCD,
 a) widok ogólny, b) widok końcówki wiertła,
 c) otwór wykonany w szkle sodowym, d) otwór wykonany w monokryształe Si [17]

W zależności od parametrów elektrycznych zastosowanych w EDM można uzyskać różne chropowatości powierzchni obrobionych PCD ($Ra < 0,05 \mu m$). W tabl. 2 przytoczono

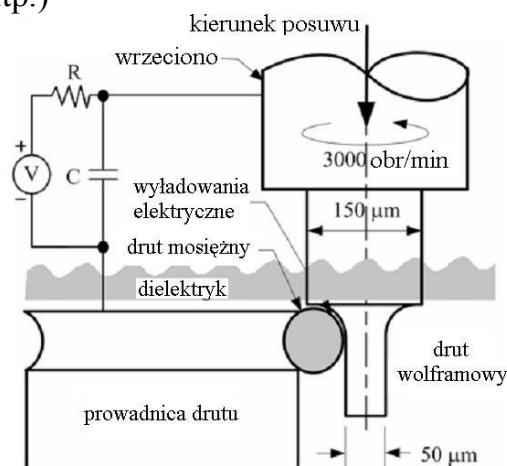
parametry obróbki i chropowatości powierzchni obrobionej otrzymanych przy obróbce na mikrodrążarce EDM [17].

Tabl. 2. Wybrane parametry generatora stosowanego do mikroobróbki [17]

Pojemność C [pF]	Napięcie U_r [V]	Energia ($1/2$ CU_r^2) [μ J]	Chropowatość Ra [μ m]
10	70	0,025	0,05
110	80	0,350	0,13
220	100	1,10	0,53
3300	110	20	0,78

Do tego celu wykorzystuje się np. specjalne mikro obrabiarki erozyjne, które umożliwiają wykonanie takiej pracy, a ich przykładowy schemat pokazano na rys. 2.

Na takiej obrabiarce możliwe jest wykonywanie elektrod o małych średnicach np. z wolframu, które następnie mogą posłużyć do elektroerozyjnego wykonania mikrootworów w dyszach (np. do drukarek atramentowych, do urządzeń iniekcyjnych, dysz do AWJ, dysz do urządzeń lakierniczych itp.)



Rys. 2 Schemat mikroobrabiarki do elektroerozyjnego „szlifowania” [17]

3. Mechanizm erozji elektrycznej kompozytów metalowych i ceramiki technicznej (obrabilnej EDM) - wybrane zagadnienia.

Badania podstawowe procesu EDM pozwalają na wykorzystywanie opracowanych modeli dla przewidywania skutków wyladowań w warunkach EDM i ich wykorzystania dla celów praktycznych w przemyśle dla poprawy tzw. wskaźników technologicznych EDM.

Do podstawowych wskaźników technologicznych procesu EDM zalicza się:

- wydajność objętościową obróbki V_w (dla drążenia) lub powierzchniową V_f (dla przecinania drutem),
- względny współczynnik zużycia się elektrody roboczej objętościowy – θ_v lub liniowy θ_l ,
- chropowatość powierzchni wyrażoną parametrami np. Ra, Rz, Rt (w formule 2D lub 3D),
- grubość warstwy wierzchniej (WW) zmienionej podczas obróbki EDM – gw,
- dokładność wymiarowo-kształtową.

Wartości wskaźników technologicznych zależą w szczególności od :

parametrów elektrycznych obróbki w szerokim ich rozumieniu (kształt i parametry napięciowo - prądowo- czasowe impulsów elektrycznych, ich powtarzalność, biegunowość elektrod itp.),

rodzajów materiałów przedmiotu obrabianego i elektrody roboczej (skład chemiczny, właściwości termiczne, elektryczne i mechaniczne, sposób i miejsce doprowadzenia prądu itp.),

rodzajów cieczy dielektrycznej i warunki płukania szczeliny międzyelektrodowej,

konstrukcji i charakterystyk układu regulacji posuwu elektrody roboczej (nadażność posuwu), układy przeciwzwarciowe, sztywność układu O-U-P- E (obrabiarka –uchwyt – przedmiot – elektroda robocza).

Obszerną analizę publikacji z zakresu podstawowych zagadnień obróbki elektroerozyjnej metali i ich stopów oraz techniki i technologii EDM, przedstawił A. Miernikiewicz w swoich publikacjach [15,16] Jak podkreślał Autor, pomimo, że badania procesu erozji elektrycznej wykorzystywanej w EDM trwają już ponad 70 lat a sam proces obróbki jest powszechnie stosowany, to nie został on na tyle dobrze poznany, aby można go było opisać analitycznie [16]. Podejmowane przez licznych badaczy próby analitycznego obliczenia np. objętości powstającego wgłębienia i skorelowania jej z wynikami doświadczenia kończą się najczęściej na arbitralnym przyjęciu pewnej stałej wartości części energii przekazywanej danej elektrodzie [13, 15]. Inni badacze zakładają takie warunki przebiegu zjawiska, przy których rozwiązania równania przewodzenia ciepła pozwalają na uzyskanie w miarę zbieżnych wyników z oczekiwaniami [13, 14, 25, 26]. Jeszcze inni stwierdzają, że model opisuje adekwatne zjawisko tylko w wąskim przedziale zmian wybranego czynnika.

Dlatego też, jak do tej pory skutki procesu EDM opisywane są pewnymi zbiorami wskaźników technologicznych. Zaś do interpretacji skutków procesu wykorzystuje się różne parametry uzyskiwane z mniej czy bardziej zaawansowanego monitorowania procesu EDM. Takie postępowanie świadczy o jeszcze niedostatecznym poznaniu zjawisk występujących podczas wyładowania w warunkach obróbki elektroerozyjnej.

Tym bardziej należy zwrócić uwagę że, mechanizm erozji elektrycznej kompozytów metalowych i ceramiki technicznej różni się od mechanizmu erozji metali i ich stopów. Udział topienia i parowania jest znacznie mniejszy niż przy obróbce elektroerozyjnej materiałów metalowych (stosownie do % zawartości cząstek umacniających). Znaczącą rolę w usuwaniu materiału odgrywają naprężenia termiczne powstające w strefie bezpośredniego oddziaływania wyładowania elektrycznego, które powodują pęknięcia, odpryski i oddzielanie się od osnowy cząstek umacniających. Zjawiska zachodzące podczas wyładowania w szczelinie międzyelektrodowej wypełnionej dielektrykiem powodują usuwanie tych cząstek.

Odmienność mechanizmów erozji elektrycznej, zachodzących podczas EDM tych materiałów, nie pozwala na bezpośrednie wykorzystanie istniejących dla materiałów metalowych danych związanych z: parametrami, wskaźnikami technologicznymi, zmianami zachodzącymi w WW i ich wpływem na właściwości użytkowe części obrabianych elektroerozyjnie.

Wg aktualnej wiedzy wyróżnić można poniższe przypadki mechanizmów erozji elektrycznej kompozytów i ceramiki technicznej [3, 4, 9, 8, 20, 27]

topienie i odparowanie (jak przy metalach). Wg tego mechanizmu głównie erodują np. SiC, grafit, $Al_2O_3 + TiC$, EDM- $Si_3N_4 + TiN$, EDM-Sialon, Sialon+TiC, WC+Co, Si+SiC, łuszczenie się w następstwie szoku termicznego – np. TiB_2 , łuszczenie (odłupywanie) materiału wtórnie skrzepniętego – np. B_4C , odłączanie ziaren przez oddzielanie się lub

usuwanie fazy o większej przewodności elektrycznej – np. SiSiC, PCD (DP), PCBN itp., przemiana alotropowa cząstek fazy zbrojącej (pod wpływem gwałtownego lokalnego wzrostu temperatury w miejscu i w pewnym obszarze wyładowania elektrycznego). Cząstki zmieniają się z nieprzewodzących w przewodzące prąd i dalej mechanizm erozji jest podobny jak dla metali. Tak eroduje np. część ziaren diamentu w kompozycie PCD.

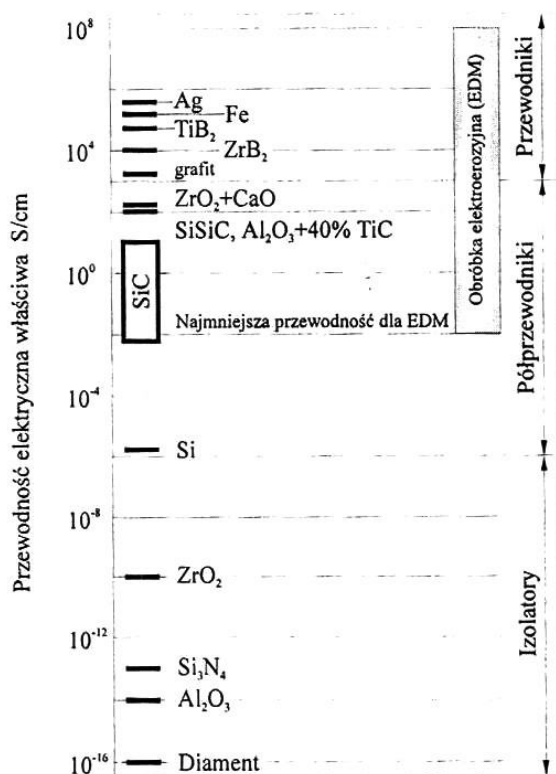
Obszerny przegląd obejmujący publikacje z zakresu EDM ceramiki technicznej zamieścił Prof. Oczos w swojej książce pt. „Kształtowanie ceramicznych materiałów technicznych [20]

Zastosowanie EDM do kształtowania części z ceramiki technicznej i kompozytów metalowych, rozpoczęło się już na początku lat 80-tych ubiegłego stulecia[9] W tej publikacji Autorzy przedstawili klasyfikację najczęściej spotykanej ceramiki, wyróżniając: ceramikę przewodzącą prąd elektryczny, ceramikę nie przewodzącą prądu (izolatory) i ceramikę półprzewodzącą (półprzewodniki prądu). Określono także wystarczającą przewodność elektryczną (minimalną) wynoszącą 10^{-2} S/cm (ceramiki czy kompozytu), przy której możliwe jest prowadzenie obróbki elektroerozyjnej. Na rys. 3 przedstawiono przewodności elektryczne dla wybranych materiałów i zakres przewodności umożliwiający jeszcze obróbkę elektroerozyjną.

Analizując otrzymane powierzchnie na mikroskopie elektronowym oraz wykresy ze spektroskopii Rentgenowskiej, autorzy stwierdzają, że podczas erozji tych materiałów ma miejsce topienie, ewaporacja oraz odpryskiwanie cząstek z powierzchni. Udział poszczególnych mechanizmów usuwania metalu podczas wyładowania elektrycznego w dielektryku płynnym zależy od bardzo wielu czynników, jak np. temperatury topliwości materiału obrabianego, współczynnika rozszerzalności cieplnej i przewodności cieplnej, temperatury parowania itp. Mechanizm ten jest bardzo skomplikowany i ekstremalnie trudny do matematycznego modelowania. W publikacji [3] autorzy prezentują wyniki szczegółowych badań mających na celu określenie sposobu oddziaływania obróbki elektroerozyjnej na materiały spiekane – ceramiczne i kompozytowe. Materiały te są zwykle bardzo twarde, kruche i mają wysokie temperatury topnienia. Zauważają, że mechanizm usuwania materiału podczas EDM jest zasadniczo różny niż ma to miejsce w EDM metali i ich stopów. Ciepło powstające w kanale plazmowym podczas wyładowania elektrycznego w niewielkiej ilości wykorzystywane jest to topienia i parowania, a raczej powoduje powstawanie odprysków i łuszczenie cząstek materiału oraz jego odpadanie i wyplukiwanie z powierzchni obrabianej. Przebadano szereg różnorodnych spieków – ceramiki i kompozytów – jak Al_2O_3+TiC , Sialon+TiN, Si_3N_4+TiN , $SiC+TiB_2$.

Wg. obserwacji autorów temperatura topnienia jest głównym wyróżnikiem przy określaniu sposobu erozji ceramiki czy kompozytu – od niej zależy czy materiał będzie podlegał topieniu (jak dla metali) czy będzie dodatkowo następowało łuszczenie lub wystąpią inne mechanizmy usuwania materiału.

Materiały posiadające relatywnie wysoką temperaturę topnienia, niską przewodność właściwą i duży współczynnik rozszerzalności cieplnej, będą się obrabiać głównie przez łuszczenie, pękanie czy temu podobne mechanizmy. Dla materiałów usuwanych podczas EDM dzięki topnieniu, istotny wpływ na wydajność ma amplituda prądu i czas trwania impulsu. Stwierdzono, że przy drażeniu, optymalnym czasem trwania impulsu z uwagi na wydajność i zużycie elektrody roboczej jest czas impulsu $t_i = 10 - 100 \mu s$.



Rys. 3 Właściwe przewodności elektryczne dla wybranych materiałów[8]

Dla WEDM ten czas powinien być mniejszy od 10 μ s. Jeśli 2 materiały (ceramika lub kompozyt) będą miały taką samą przewodność elektryczną, to materiał o wyższej temperaturze topnienia, podczas EDM będzie się wolniej obrabiał, a chropowatość będzie mniejsza.

Natomiast, jeśli przewodność elektryczna będzie mniejsza to taki materiał będzie się także wolniej obrabiał, a powierzchnia obrobiona będzie bardziej chropowata. Wzrost tzw. współczynnika dyfuzji cieplnej (kombinacja przewodności i pojemności cieplnej oraz współczynnika rozszerzalności cieplnej) prowadzi do wzrostu wydajności procesu i zwiększenia chropowatości powierzchni obrobionej.

Wielkość ziarna spieków (ceramiki czy kompozytów) wpływa na wydajność procesu i chropowatość – wzrost wielkości ziaren powoduje wzrost wydajności i chropowatości powierzchni obrobionej elektroerozyjnie.

Łuszczenie materiału w miejscu wyładowania elektrycznego, głównie jest obserwowane na powierzchniach materiałów ceramicznych (czy kompozytów) wysokotopliwych o dużym współczynniku rozszerzalności i małej przewodności cieplnej.

Materiał jest usuwany w wyniku szoku termicznego, spowodowanego dużym gradientem temperatury w miejscu wyładowania i powstaniem wysokich naprężeń wewnętrznych. Jeśli naprężenia te przekroczą granicę wytrzymałości rozdzielczej materiału, to materiał łuszczy się i odpryskuje od podłoża na płaszczyźnie o maksymalnej gęstości upakowania atomowego [3].

Ziarna PCD jako izolatory elektryczne nie są obrabialne elektroerozyjnie, dlatego usuwanie ich z osnowy metalowej odbywa się przez pośrednie oddziaływanie wyładowań elektrycznych. W procesie ich usuwania z kompozytu mogą zachodzić następujące przypadki:

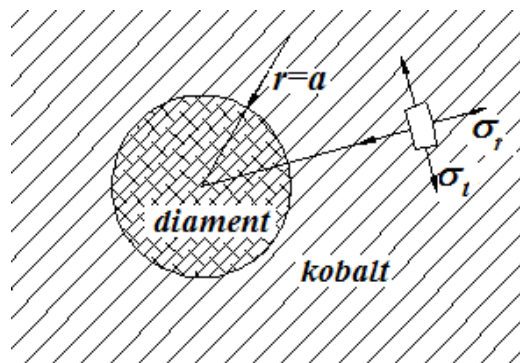
może zachodzić całkowite lub częściowe roztopienie i odparowanie ziaren umocnienia kompozytu (np. diamentu czy Al_2O_3)

przy dostatecznie dużej energii wyładowania ziarna PCD mogą być usunięte wraz z kobaltem, który ulega w czasie wyładowań elektrycznych stopieniu, a częściowo wyparowaniu,

ziarna PCD znajdujące się w okolicy miejsca wyładowań mogą ulec częściowej lub całkowitej grafityzacji pod wpływem wysokiej temperatury (grafityzacja następuje w temperaturze ok. $1000^{\circ}C$, a kobalt przyspiesza ten proces), w wyniku różnic współczynników rozszerzalności cieplnej diamentu ($\alpha = (1,5-4,8)10^{-6} K^{-1}$) i kobaltu ($\alpha \approx 14,2 \cdot 10^{-6} K^{-1}$). Nawet przy tej samej temperaturze obu faz, powstają wysokie naprężenia cieplne, które mogą przekroczyć wytrzymałość wiązania diamentu z osnową metalową. Może to wywołać oderwania ziaren PCD od osnowy, a następnie w wyniku oddziaływań mechanicznych (fali uderzeniowej w czasie wyładowań i przepływu dielektryka) ich usunięcie z kompozytu.

Należy zwrócić także uwagę na to, że na skutek powstania gradientu temperatury w materiale podczas wyładowań w procesie EDM, powstają dodatkowe naprężenia.

Przyjmując model fizyczny (w postaci kulistego ziarna otoczonego np. kobaltem), pokazanym na rys. 4, przeprowadzono obliczenia pozwalające oszacować naprężenia wywołane różnicą rozszerzalności cieplnej diamentu (jako materiału umacniającego kompozyt) i kobaltu.



Rys. 4. Schemat dla oszacowania naprężeń cieplnych

Ponadto założono że:

- w wyniku wyładowań ziarno diamentowe nagrzewa się do temperatury T_1 , natomiast osnowa do T_2 ,
- pomija się wpływ innych ziaren diamentu,
- naprężenia początkowe oraz przy $r \rightarrow \infty$ dążą do zera.

Stan naprężeń cieplnych σ_r , σ_t i odkształceń u w rozpatrywanym przypadku jest układem równań [2,11]:

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r^2} \frac{d(r^2 \cdot u)}{dr} \right] = \alpha \frac{1 + \gamma}{1 - \gamma} \frac{dT}{dr} \quad (1)$$

$$\sigma_r = \lambda \cdot \left(\frac{du}{dr} + \frac{2u}{r} \right) + 2\mu \frac{du}{dr} - (3\lambda + 2\mu)\alpha \cdot T \quad (2)$$

$$\sigma_t = \lambda \cdot \left(\frac{du}{dr} + \frac{2u}{r} \right) + 2\mu \frac{u}{r} - (3\lambda + 2\mu)\alpha \cdot T \quad (3)$$

gdzie: λ , μ są współczynnikami Lamé:

$$\lambda = \frac{\nu \cdot E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

E - moduł sprężystości, ν - współczynnik Poisson'a
 T - przyrost temperatury podczas nagrzewania.

Warunki brzegowe dla rozpatrywanego modelu fizycznego są następujące:

$$\begin{aligned} r = 0 & & u = 0 \\ r = a & & u^{(1)} = u^{(2)} & & \sigma_r^{(1)} = \sigma_r^{(2)} \\ r \rightarrow \infty & & \sigma_r^{(2)} = 0 \end{aligned}$$

przy czym indeksy (1) i (2) dotyczą fazy : (1) - diamentu, (2) - kobaltu.

Całkując równanie (1) oraz podstawiając rozwiązanie do zależności na naprężenia, otrzymujemy:

$$\begin{aligned} u &= \alpha \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{1}{r^2} \int_{r_1}^r Tr^2 dr + C_1 r + \frac{C_2}{r^2} \\ \sigma_r &= -\frac{4\alpha\mu}{r^3} \frac{1+\nu}{1-\nu} \int_{r_1}^r Tr^2 dr + (3\lambda + 2\mu)C_1 - \frac{4\mu C_2}{r^3} \\ \sigma_t &= \frac{2\alpha\mu}{r^3} \frac{1+\nu}{1-\nu} \int_{r_1}^r Tr^2 dr + (3\lambda + 2\mu)C_1 + \frac{2\mu C_2}{r^3} - 2\mu \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha T \end{aligned} \quad (4)$$

Po całkowaniu, wyznaczeniu stałych całkowania z warunków brzegowych oraz uwzględnieniu założonych rozkładów temperatury w poszczególnych fazach, naprężenia przyjmują postać następującą:

dla $0 \leq r \leq a$

$$\sigma_r = \sigma_{\max}$$

$$\sigma_t = \sigma_r$$

dla $r > a$

$$\sigma_r = \frac{a^3}{r^3} \sigma_{\max}$$

$$\sigma_t = -0.5 \cdot \sigma_r$$

gdzie:

$$\sigma_{\max} = -\frac{4\alpha_1\mu_1}{3} \frac{1+\nu_1}{1-\nu_1} T_1 + \frac{4\mu_2 A_1}{3(A_1 + 4\mu_2)} \left[\alpha_2 \frac{1+\nu_2}{1-\nu_2} \frac{A_2 + 4\mu_2}{A_2} T_2 - \alpha_1 \frac{1+\nu_1}{1-\nu_1} \left(1 - \frac{\mu_1}{\mu_2} \right) T_1 \right]$$

$$A_1 = \frac{E_1}{1-2\nu_1}$$

$$A_2 = \frac{E_2}{1-2\nu_2}$$

przy czym jak wyżej indeksy 1 i 2 dotyczą fazy : 1 - diamentu, 2 - kobaltu.

Wykres rozkładu naprężeń przedstawiony jest na rys.5.

Dla danych właściwości PCD i kobaltu:

	diament	kobalt
E	1160 GPa	211 GPa
α	$3.1 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$	$14,2 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$
ν	0,18	0,32
μ	491 GPa	80 GPa

po przekształceniach otrzymano następujące rozkłady naprężeń:

dla $0 \leq r \leq a$

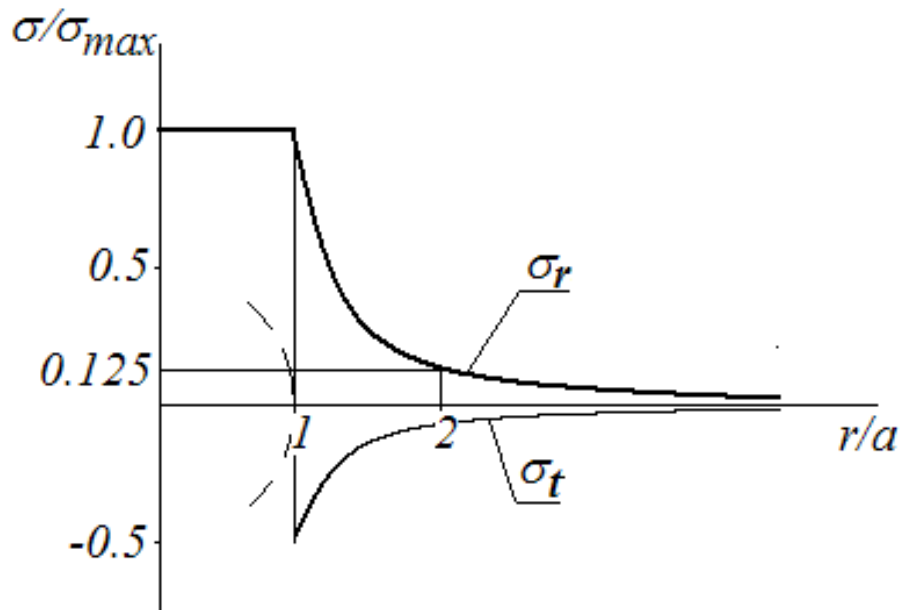
$$\frac{\sigma_r}{T_1} = 3.861 \cdot \frac{T_2}{T_1} - 0.843 \quad (MPa)$$

$$\sigma_t = \sigma_r$$

dla $r > a$

$$\frac{\sigma_r}{T_1} = (3.861 \cdot \frac{T_2}{T_1} - 0.843) \frac{a^3}{r^3} \quad (MPa)$$

$$\sigma_t = -0.5 \cdot \sigma_r$$



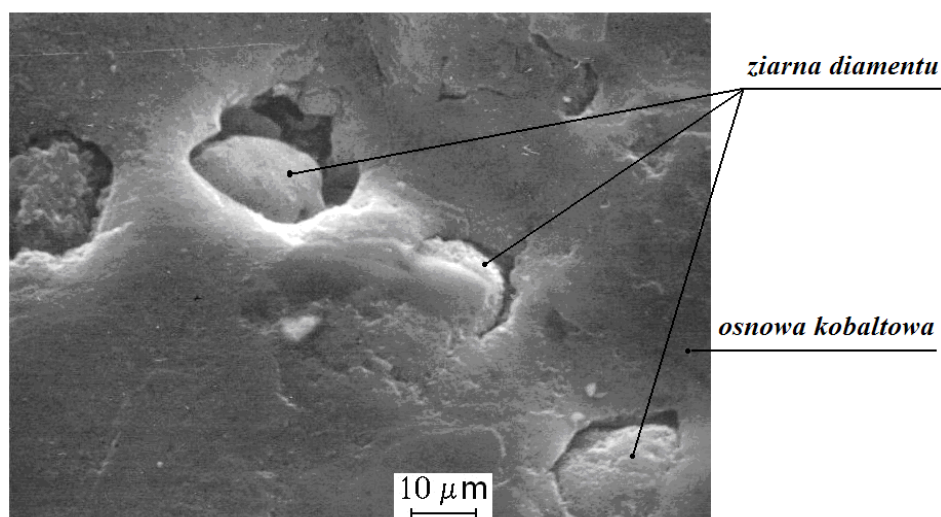
Rys. 5. Wykres rozkładu naprężeń cieplnych

Przykładowo, dla $T_1 = T_2$ maksymalne naprężenie σ_r (występujące na granicy faz, $r = a$) wyniesie $\sigma_r = 3,03 T$, a więc już przy przyroście temperatury o $T = 300^\circ K$, naprężenia przekraczają wytrzymałość kobaltu na rozerwanie (wynoszącą 945 MPa). W rzeczywistości płytka PCD może, na przykład jeszcze skrawać przy temperaturach 600 - 800°C.

Powyzsza niezgodność wynika z faktu, że w rzeczywistości w płytce PCD występują naprężenia wewnętrzne ściskające powstałe przy chłodzeniu płytki po procesie syntezy, która zachodzi przy wysokich temperaturach i ciśnieniach (zgrubne oszacowanie tych naprężeń może być dokonane w oparciu o otrzymane wzory, po podstawieniu T ze znakiem ujemnym). Naprężenia wypadkowe są więc niższe od obliczonych. Należy przy tym mieć na uwadze, że dodatkowy błąd wnosi przyjęty model z pojedynczym ziarnem. Obecność ziaren sąsiednich powoduje znaczne zmiany w stanie naprężeń i odkształceń.

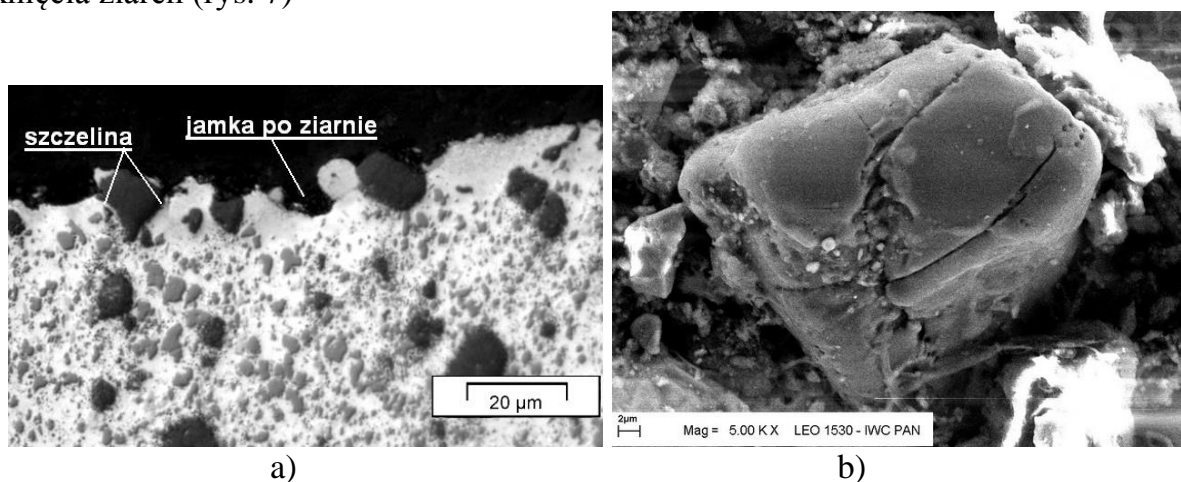
Przeprowadzone oszacowanie wykazuje jednak, że mechanizm usuwania ziaren związany z powstającymi w EDM naprężeniami cieplnymi, ma istotne znaczenie.

Pośrednim dowodem powyższego są zdjęcia przedstawione na rys.6 i 7 gdzie wyraźnie obserwuje się naruszenie spójności między ziarnem i osnową. Potwierdzają to również, obserwacje fotografii rys.: 22, 23, 24, 41, 42, 43, 44, 45 (zamieszczone w pracy).



Rys. 6. SEM powierzchni PCD po EDM z widocznymi zmianami na granicach faz: diament-kobalt ($U_r=35V$, $I=8A$, $t_i=125\mu s$, $t_o=32\mu s$) [22]

Podobny stan ma miejsce w przypadku innych kompozytów o osnowie metalowej z fazą umacniającą nie przewodzącą prądu elektrycznego. Świadczą o tym fotografie struktur kompozytów umocnionych Si_3N_4 oraz Al_2O_3 po obróbce EDM przedstawione na rys.7a i 7b, na których obserwuje się naruszenie spójności na granicach fazy umacniającej oraz pęknięcia ziaren (rys. 7)



Rys. 7. Przykładowe struktury warstwy wierzchniej kompozytu: a) umocnionego $S_{i_3}N_4$ ($I=4A$, $t_i=266\mu s$, $\sigma=0,6$); b) ziarno Al_2O_3 (RLC, nastawa 6) - po obróbce EDM [22]

Przy oszacowaniu naprężeń danego kompozytu należy uwzględnić geometrię fazy umacniającej, która w rzeczywistości może istotnie różnić się od rozpatrzonych ziaren sferycznych. Podobne oszacowania dla PCD i kompozytów metalowych przeprowadzono w pracach [4,11, 12, 22, 24, 27, 29, 30, 31]

4. Badania obróbki elektroerozyjnej PCD [22]

4.1 Materiały i warunki badań .

Do badań zostały wykorzystane próbki z materiałów:

1. PCD na warstwie WC o oznaczeniu 700 grade, grubość warstwy $h_{PCD}=0,6$ mm, grubość warstwy $WC-h_{cw} = 1,0$ mm, o średniej wielkości ziarna diamentu $\sim 10 \mu m$.

2. PCD na warstwie WC o oznaczeniu SYNDITE 002, grubość warstwy $h_{PCD}=1,2$ mm, grubość warstwy WC- $h_{wc} = 3,8$ mm o średniej wielkości ziarna diamentu $2 \mu\text{m}$.
3. PCD produkcji Instytutu Wysokotwardych Materiałów w Kijowie, o grubości warstwy PCD- $h_{PCD}= 1,2$ mm, grubość warstwy węgla wolframu – $h_{wc} = 3,8$ mm o średniej ziarnistości diamentu $\sim 2 \mu\text{m}$.

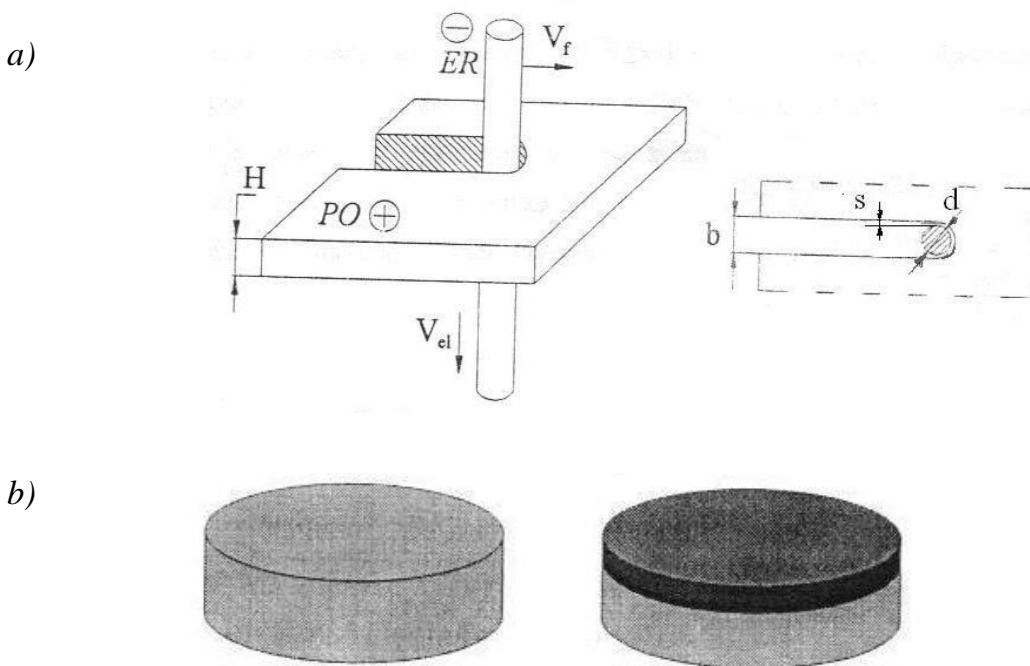
4.2 Elektroerozyjne wycinanie PCD (WEDM)

Próbki firmy DeBeers (wg poz. 1 i 2) poddano przecinaniu elektroerozyjnemu drutem na wycinarce Robofil 310. Elektroda był mosiężny drut SWX25 z pokryciem cynkowym o średnicy $0,25$ mm (jak pokazano na rys. 8), który przewijał się z prędkością ok. $12\text{mm}/\text{min}$ przy naciągu $P = 10\text{N}$, a dielektrykiem była woda demineralizowana i dejonizowana o przewodności ok. $15 \mu\text{S}$.

Cięcie prowadzono 1-razowo jako obróbkę zgrubną.

Zmienne parametry obróbki, a mianowicie: napięcie, amplituda prądu i czas trwania impulsu wstępnego dobierane były z poniższych przedziałów:

- napięcie robocze $U = 80 - 200 \text{ V}$
- amplituda prądu w impulsie $I = 2 - 10 \text{ A}$
- czas impulsu $t_i = 0,2 - 1,6 \mu\text{s}$
- czas przerwy między impulsami $t_o = 3 - 24 \mu\text{s}$
- czas narastania impulsu $t_{ac} = 0,8 \mu\text{s}$



Rys. 8. Schemat obróbki WEDM badanych materiałów - a), widok próbek b)

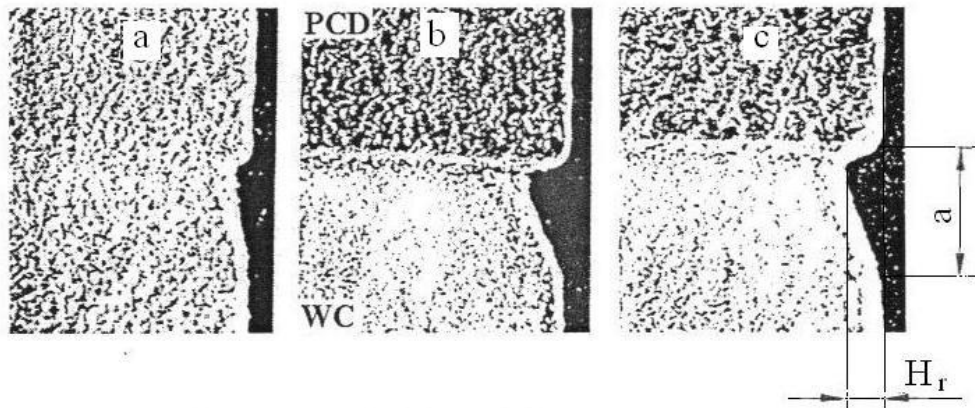
W wyniku przeprowadzonych badań uzyskano charakterystyki prędkości cięcia PCD+WC w zależności od: napięcia roboczego U , amplitudy prądu I , czasu trwania impulsu t_i i czasu przerwy t_o .

Mierzono także szerokość rowka przecięcia b (rys. 8 a) oraz głębokość (H_r i szerokość „a” rowka powstającego na granicy PCD-WC. (rys. 8 b) na mikroskopie warsztatowym

z rozdzielczością $\pm 1\mu\text{m}$. Uzyskane wyniki jako średnie z minimum 3 pomiarów zamieszczone są w tabeli 3.

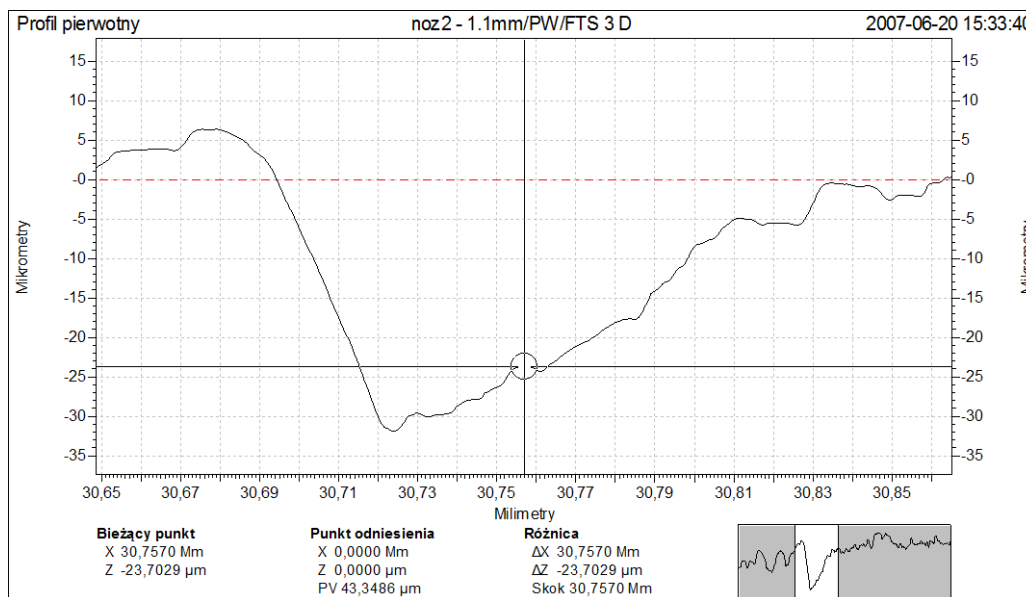
Średnie wartości prędkości cięcia ($V_{f_{\text{eksp}}}$) odczytywano z monitora obrabiarki i porównywano z rzeczywistą prędkością wyliczoną z pomiaru długości i czasu cięcia ($V_{f_{\text{tecz}}}$). Chropowatość powierzchni obrobionej R_a dla PCD i WC mierzone na przyrządzie firmy Taylor Hobson Surtronic 3+ (wyniki podano w tablicy 3).

W wyniku obróbki elektroerozyjnej kompozytu PCD na podłożu WC, na granicy ich warstw obserwuje się powstawanie charakterystycznego rowka (jak na rys. poniżej).



Rys. 9 Widok rowka powstającego po obróbce elektroerozyjnej na granicy warstw PCD i WC a) 2 μm (średnia wielkość ziarna diamentu w PCD), b) 10 μm , c) 25 μm .

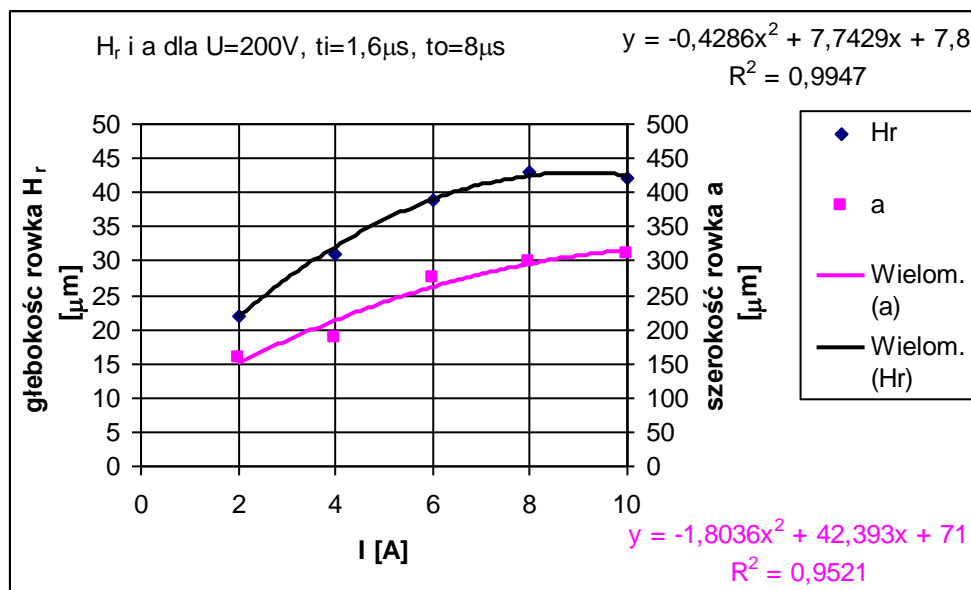
Jak widać na zdjęciu (Rys. 9) krawędź warstwy PCD jest tylko zaokrąglona, a szerokość rowka przebiega wzdłuż warstwy węgla wolframu. Takie formowanie się rowka spowodowane jest większą koncentracją kobaltu w strefie granicznej PCD-WC. Ponieważ kobalt wykazuje dobrą przewodność elektryczną jest łatwiej erodowany z tego obszaru. Największy wpływ na wielkość rowka i jakość powierzchni PCD ma wielkość ziarna diamentu.



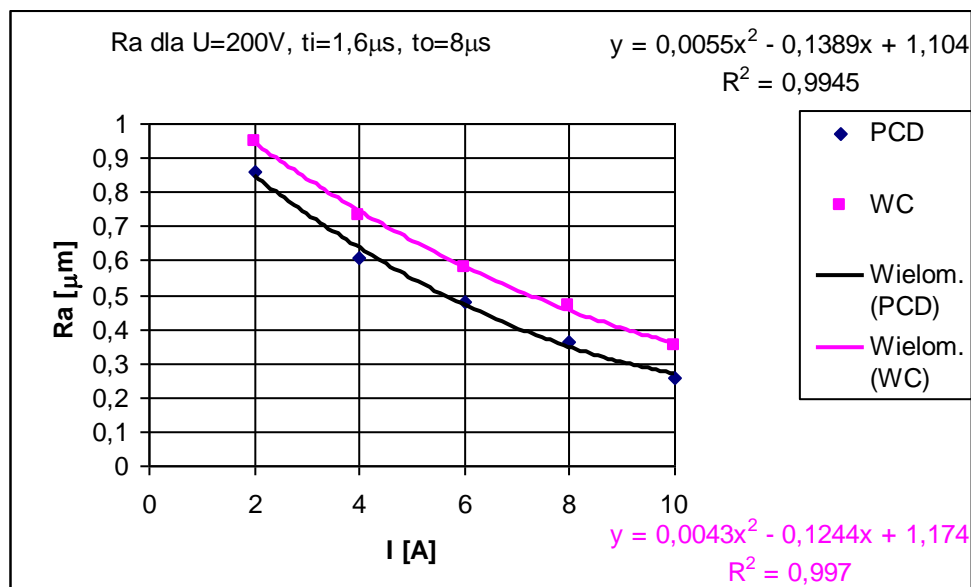
Rys. 10. Przykładowy profilogram rowka po WEDM na granicy PCD i WC

Tab. 3. Wpływ amplitudy prądu w impulsie na prędkość cięcia PCD+WC , głębokość Hr i szerokość „a” rowka oraz Ra dla PCD i WC (przy: U = 200 V, ti = 1,6 μs, to = 8 μs)

Lp.	I	V _{feksp.}	V _{frzecz.}	H _r	a	Ra _{PCD}	Ra _{WC}
	[A]	[mm/min]	[mm/min]	[μm]	[mm]	[μm]	[μm]
1	2	1,65	1,66	22	0,158	0,86	0,95
2	4	4,00	4,00	31	0,188	0,61	0,73
3	6	5,60	5,78	39	0,275	0,48	0,58
4	8	5,80	5,81	43	0,299	0,36	0,47
5	10	5,70	5,70	42	0,310	0,26	0,35



Rys. 11. Wpływ amplitudy natężenia prądu na głębokość i szerokość rowka PCD + WC



Rys. 12. Wpływ amplitudy natężenia prądu w impulsie na chropowatość Ra powierzchni obrabianej WEDM dla PCD i WC

Jak wynika z wyżej przytoczonych danych i wykresów (tabl. 3 i rys. 11 oraz 12), dla ustalonych: ziarnistości PCD, U, ti i to, na wymiary rowka (Hr i a) oraz chropowatość Ra,

znaczący wpływ wykazuje amplituda prądu w impulsie. Ustalono, wielomianowe zależności regresyjne (modele statystyczne) mają postać jak poniżej:

- Głębokość rowka - $H_r = -0,4286I^2 + 7,7429I + 7,8$ [μm] (R = 0,9947)
- Szerokość rowka - $a = -1,80336I^2 + 42,393I + 71$ [μm] (R = 0,9521)
- Chropowatość PCD - $R_{a\text{PCD}} = 0,0055I^2 - 0,1389I + 1,104$ [μm] (R = 0,9945)
- Chropowatość węgla WC - $R_{a\text{WC}} = 0,0043I^2 - 0,1244I + 1,174$ [μm] (R = 0,9970)

Jak widać z przytoczonych zależności, ustalone wzory dla badanych wskaźników po cięciu WEDM PCD i WC wykazują bardzo dobrą zgodność z przebiegami rzeczywistymi (współczynniki korelacji wielowymiarowej zawierają się w przedziale 0,970 – 0,999 przy $R_{\text{krytycznym}} = 0,795$; zaś liczby F (Fishera - Snedecora) zawierają się w przedziale 12,97 do 500,44 przy $F_{\text{kr}} = 5,99$).

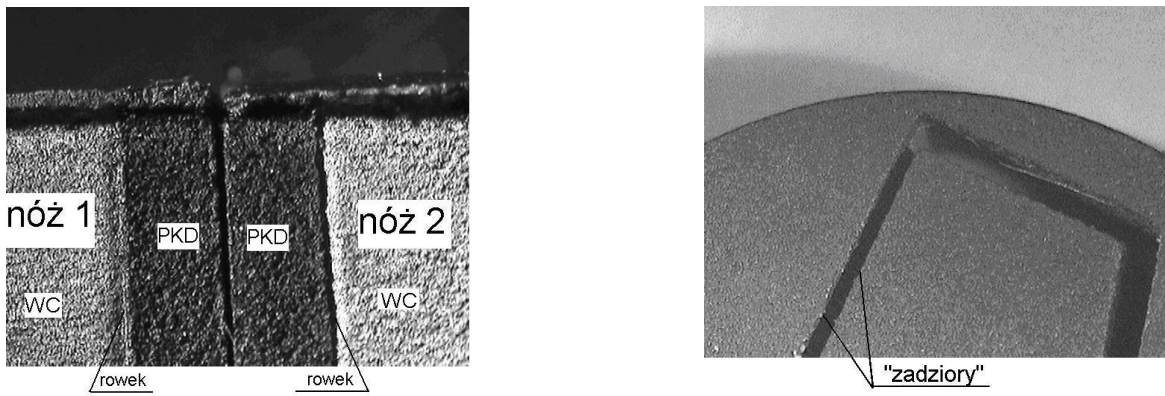
W ramach prowadzonych badań związanych z możliwością wytwarzania narzędzi do mikroobróbki z PCD, wykonano noże do toczenia (mikrotoczenia) na wycinarce elektroerozyjnej Firmy Charmilles typ Robofil 290, wykorzystując do tego celu typowe półfabrykaty pokazane na rys. 8 b. produkcji Instytutu Supertwardych Materiałów w Kijowie (poz.3.- materiały do badań). Widok narzędzi na tle półfabrykatów przedstawiono na rys. 13 i 14. Obróbkę przeprowadzono przy następujących parametrach: $U = -80\text{V}$, $I = 8\text{A}$, $t_i = 0,8\mu\text{s}$, $t_0 = 18\mu\text{s}$, $t_z = 0,4\mu\text{s}$. Elektroda był drut mosiężny o średnicy 0,25mm, dielektrykiem była woda demineralizowana i dejonizowana o przewodności 15 μS , prędkość przesuwu drutu 8 m/min. Prędkość cięcia wahała się w przedziale od 0 do 4 mm/min.

Chropowatość powierzchni surowej PCD $R_a = 0,57\mu\text{m}$, chropowatość po przecięciu WEDM wynosiła $R_a = 3,5\mu\text{m}$.

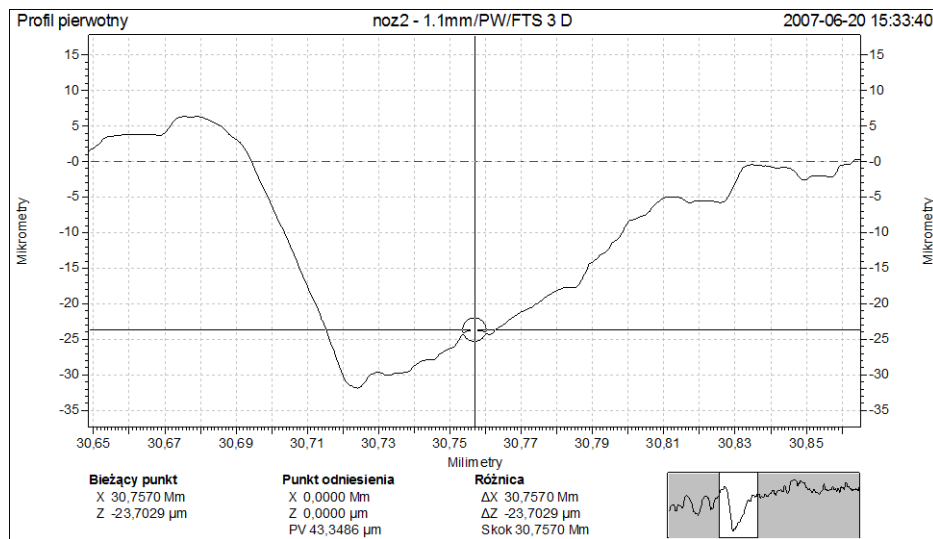
Cechą charakterystyczną powierzchni przecięcia WEDM płytki dwuwarstwowej jest rowek powstały na granicy spoiny PCD z podkładem węglowym. Rowki takie pokazano już na rys. 9. Na rys. 15 i 16 pokazano przekroje uzyskanych rowków podczas wycinania nożyków tokarskich z półfabrykatów PCD (o ziarnistości 2 μm) na podłożu z WC, jednym przejściem.



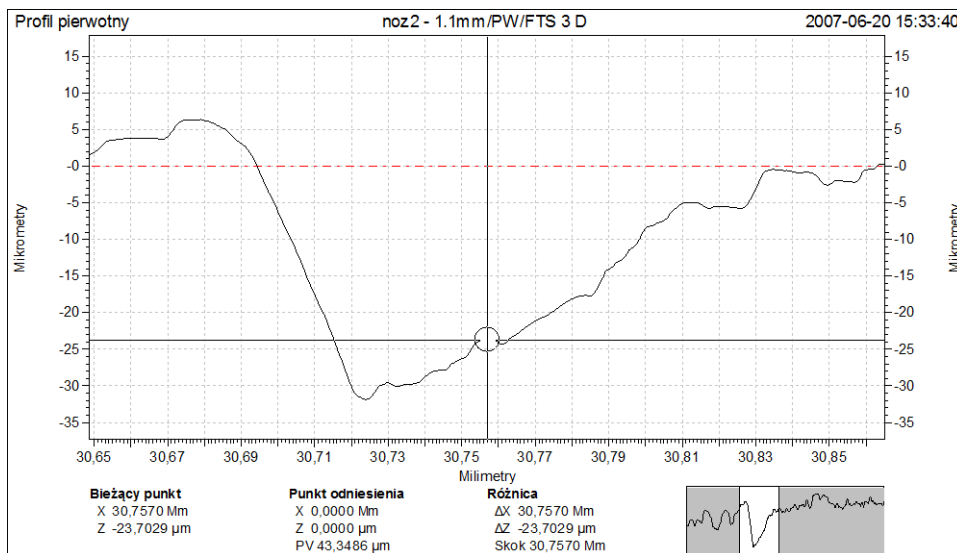
Rys. 13. Mikronarzędzia wycięte WEDM z półfabrykatów (krążków) PCD [23]



Rys. 14. Widok narzędzi wyciętych elektroerozyjnie[23]



Rys. 15 Profilogram rowka po WEDM na granicy PCD-WC (nóż 1)



Rys. 16 Profilogram rowka po WEDM na granicy PCD - WC (nóż 2) [23]

Po lewej stronie rysunków (rys.9, 15, 16) - PCD, a po prawej WC, zwracają uwagę niesymetryczne kształty rowków – gwałtowne uskoki od strony PCD i łagodne wyjścia po stronie węgla. Głębokość rowków oceniono na 40 µm a szerokości na około 500 µm. Fakt powstawania takiego defektu powierzchni podczas elektroerozyjnego przecinania kompozytu PCD powinien być brany pod uwagę przy projektowaniu narzędzi

skrawających, zwłaszcza narzędzi do mikroobróbki, ponieważ może mieć znaczący wpływ na ich właściwości eksploatacyjne.

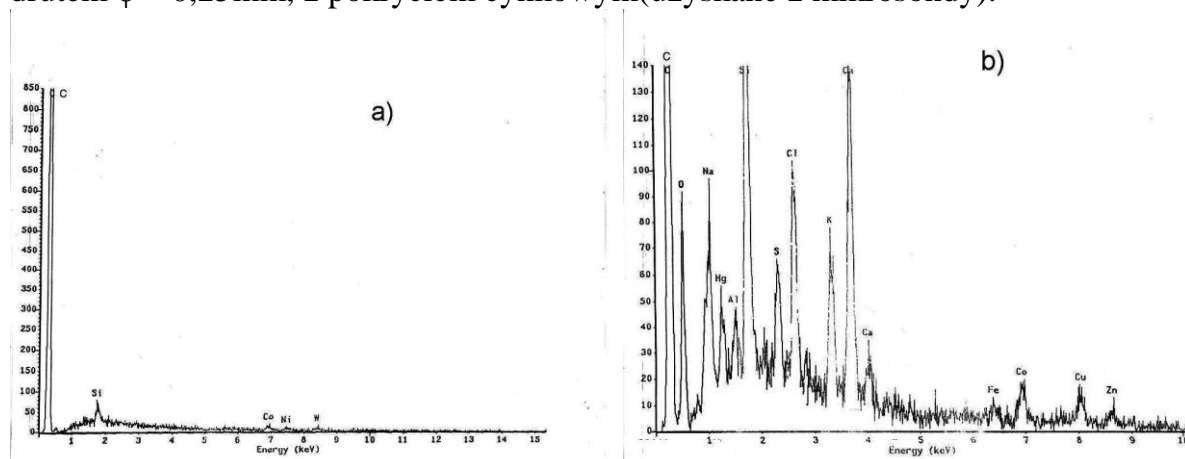
Analizując uzyskane wyniki, można stwierdzić, że WEDM zapewnia możliwość uzyskania wymaganych wymiarów kształtów i geometrii ostrza, natomiast stan powierzchni roboczych ostrzy i krawędzi skrawających jest niezadowalający. W szczególnych przypadkach możliwe jest uzyskanie $Ra < 0,06 \mu m$ po cięciu WEDM (tab. 2).

Ze względów ekonomicznych i właściwości mikroostrzy ocenia się jako celowe zastosowanie intensywnego cięcia WEDM, a następnie wykończenie powierzchni i krawędzi funkcjonalnie ważnych ostrza obróbką ścierną narzędziami z nasypem diamentowym lub pastami z ziarnami diamentowymi.

4.2.1 Badanie warstwy wierzchniej (WW) kompozytu PCD po WEDM

Dla zbadania zmian zachodzących w WW po obróbce elektroerozyjnej (WEDM), przeprowadzono szczegółowe badania wykorzystując do tego celu mikrosondę elektronową SEMPROBE SU-3 f-my CAMECA, dyfraktometr rentgenowski m-ki „Philips” pracujący w układzie θ - 2θ oraz mikroskop skaningowy TESLA- BS-300. [22.]

Na rys. 17a. przykładowo przytoczono wykres rozkładu pierwiastków na próbce PCD przed cięciem elektroerozyjnym (powierzchnia surowa), a na rys.17b. po przecięciu WEDM drutem $\phi = 0,25 mm$, z pokryciem cynkowym (uzyskane z mikrosondy).



Rys. 17. Rozkład pierwiastków na próbce z PCD:
a) przed cięciem elektroerozyjnym; b) po WEDM

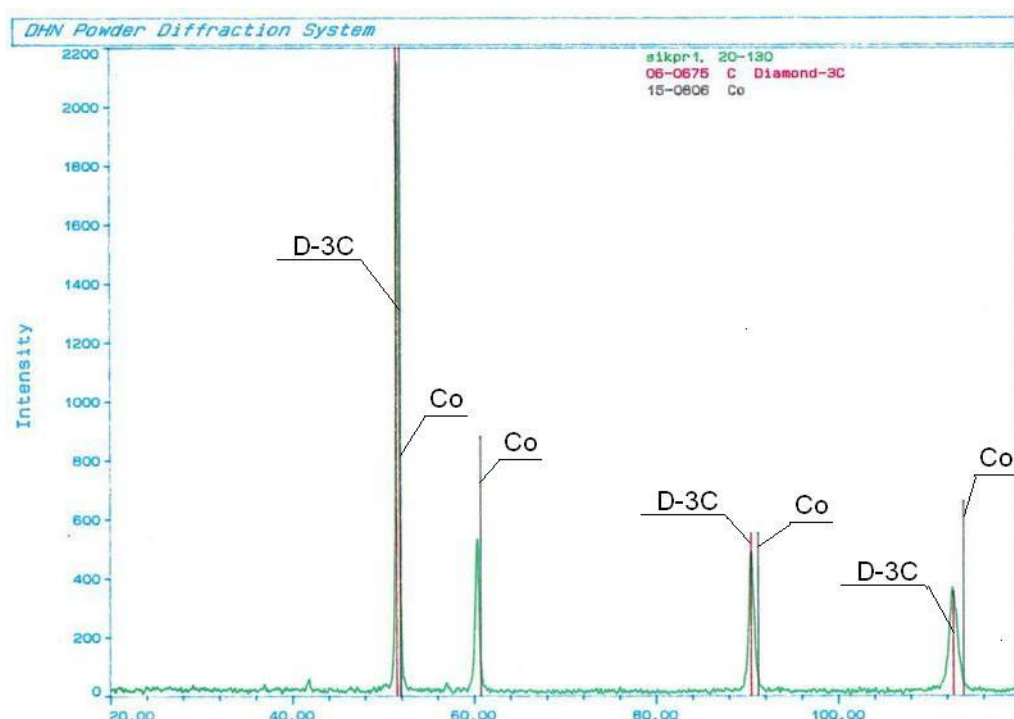
Na rys. 18 przytoczono fotografię powierzchni po obróbce WEDM wykonaną na mikroskopie skaningowym f-my CAMECA.

Dla potwierdzenia tezy, że część (lub) większość ziaren diamentów na powierzchni obrobionej EDM zamienia się w grafit, koniecznym było przeprowadzenie badań na spektrometrze rentgenowskim dla określenia postaci występującego węgla przed i po obróbce. Użyta mikrosonda elektronowa do badań nie pozwalała na rozróżnianie postaci węgla.

Na rys. 19. pokazano dyfraktogram surowej powierzchni PCD, na którym zidentyfikowano 2 podstawowe składniki struktury tj. diament oznaczony D-3C oraz kobalt Co stanowiący osnowę kompozytu PCD.

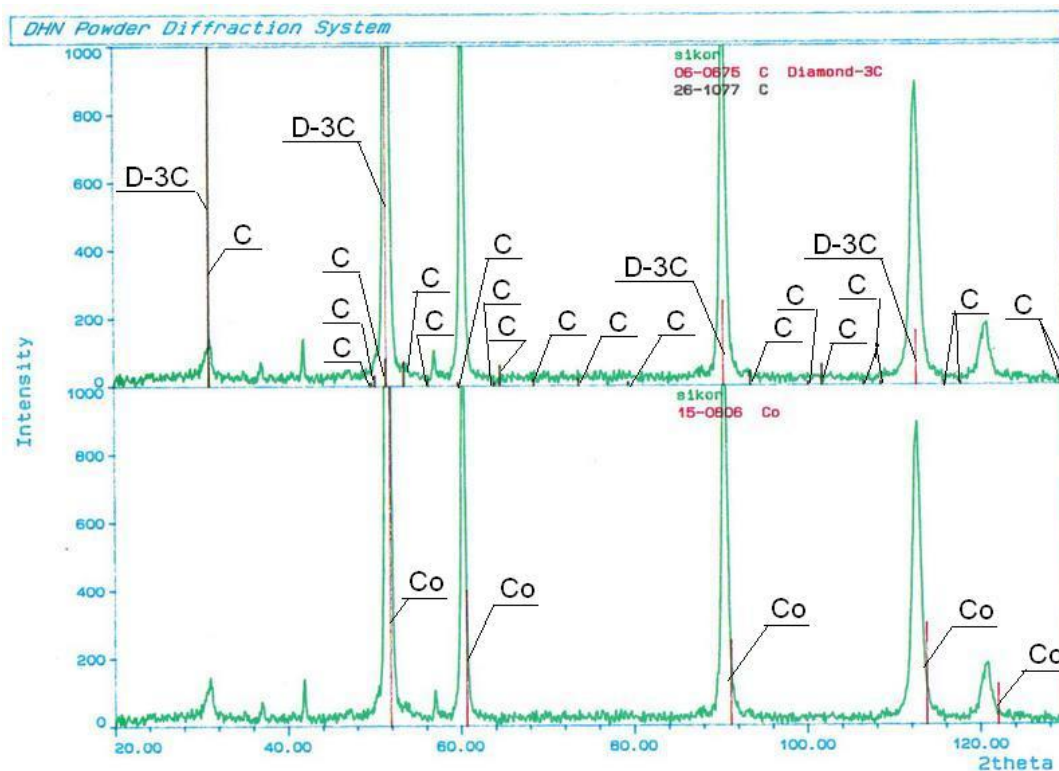


Rys. 18 Widok powierzchni PCD po WEDM (mikroskop skaningowy CAMECA)



Rys. 19. Dyfraktogram powierzchni próbki z PCD nie obrabianej EDM (surowej)

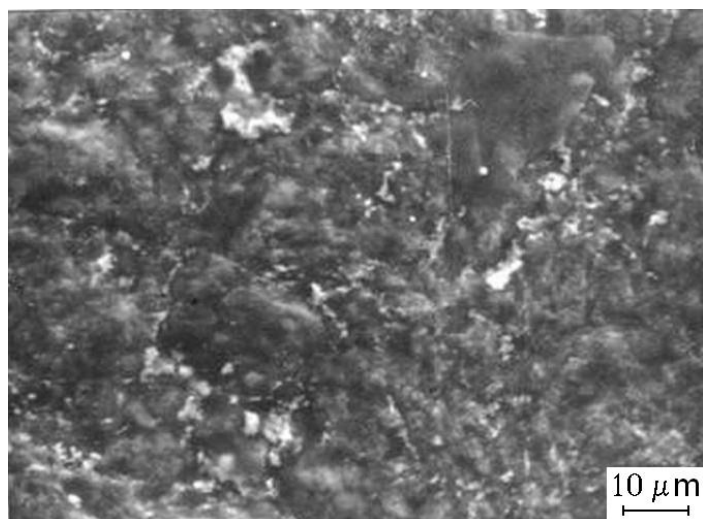
Na rys. 20. przedstawiono dyfraktogram powierzchni PCD na którym zidentyfikowano również diament oznaczony D-3C, ale w znacznie mniejszej ilości i położony w dalszej odległości od powierzchni obrabianej. W warstwie wierzchniej pojawił się w dużej ilości węgiel (oznaczony C) zidentyfikowany jako grafit, który jest rozłożony na różnej odległości od powierzchni obrabianej oraz osnowa kobaltowa w zbliżonej ilości jak na powierzchni surowej kompozytu PCD. W warstwie wierzchniej surowej PCD nie rejestrowano innej postaci węgla poza diamentem, natomiast po przeprowadzonym cięciu WEDM w wyniku



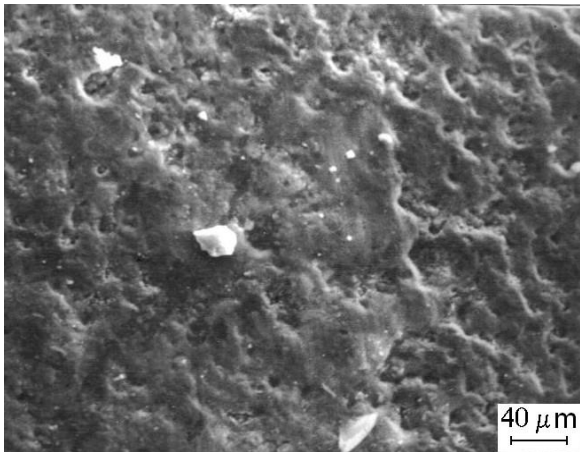
Rys. 20. Dyfraktogram powierzchni próbki z PCD obrabianej WEDM

grafityzacji diamentu (którego ubyło w strukturze), przybyło głównie węgla w postaci grafitu (ale możliwe jest też występowanie węgla w innej postaci).

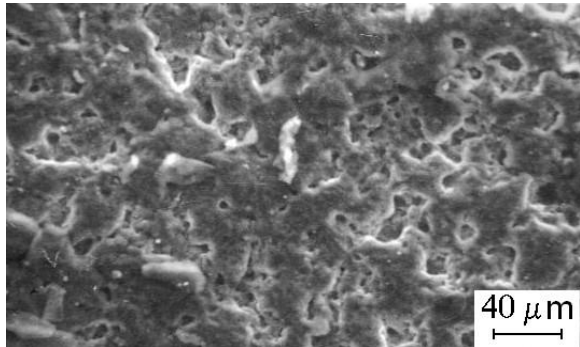
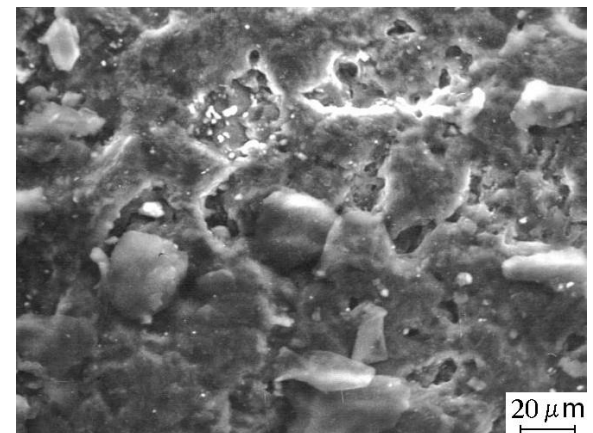
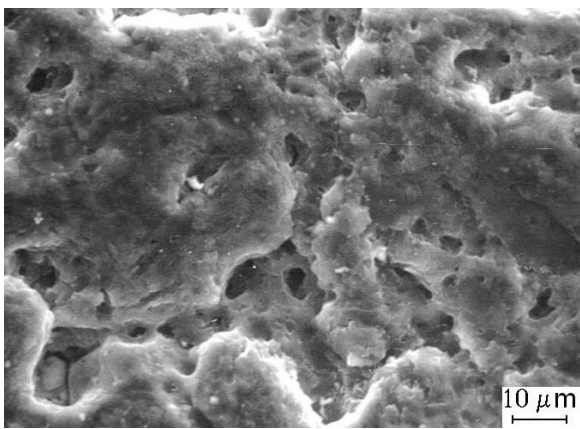
Na fotografiach: rys. 21. pokazano widok powierzchni PCD surowej na mikroskopie skaningowym, a na rys. 22. do 25 widoki powierzchni po WEDM obserwowanych na mikroskopie skaningowym (BS-300) przy różnych parametrach procesu i różnych powiększeniach.



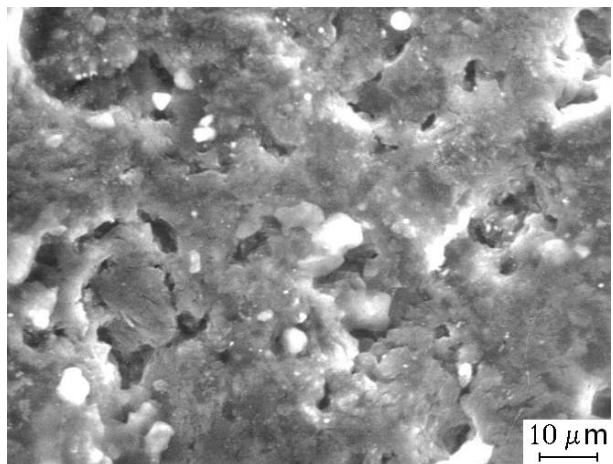
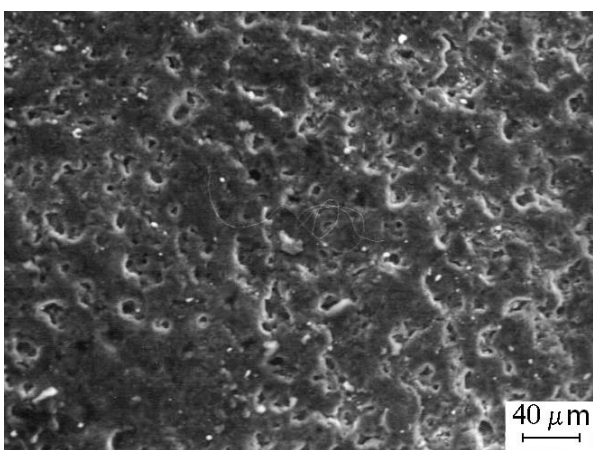
Rys. 21 SEM powierzchni PCD surowej

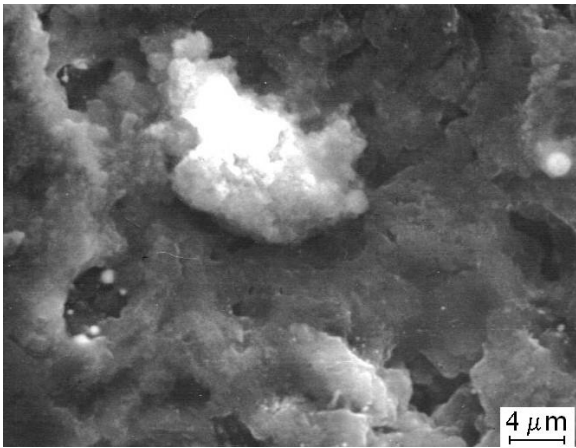


Rys. 22 a, b. SEM powierzchni PCD po WEDM (dla: $U = 80V$, $I = 8A$, $t_i = 1,2 \mu s$, $t_o = 5,8 \mu s$, $V_f = 1,4 \text{ mm/min}$)

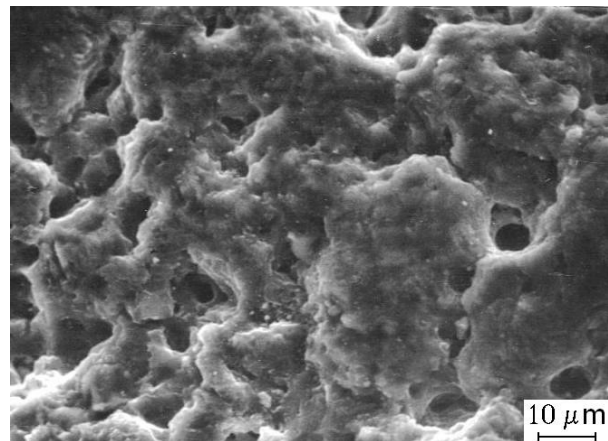
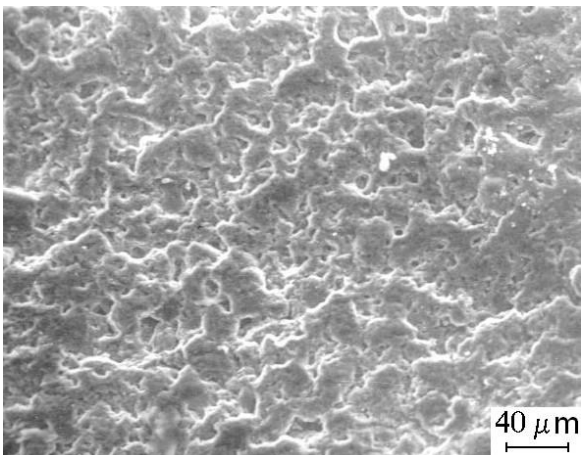


Rys. 23 a, b, c. SEM powierzchni PCD po WEDM (dla: $U = 80V$, $I = 8A$, $t_i = 1 \mu s$, $t_o = 4,2 \mu s$, $V_f = 2,4 \text{ mm/min}$)



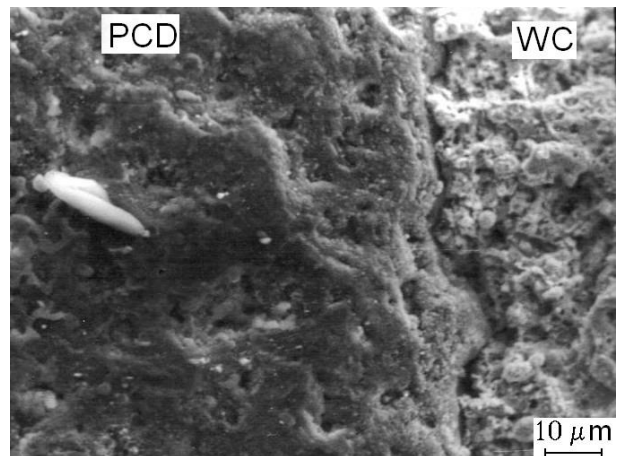
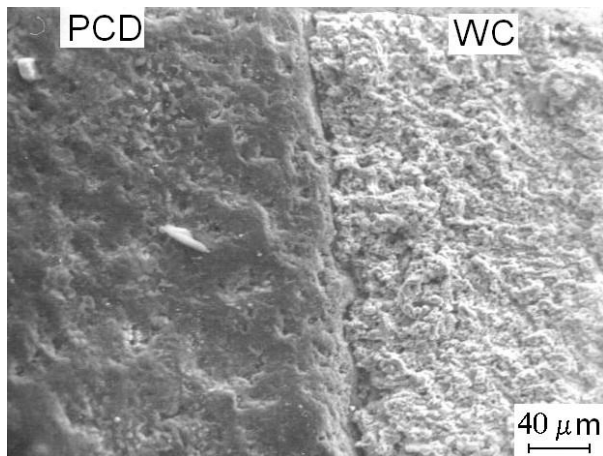


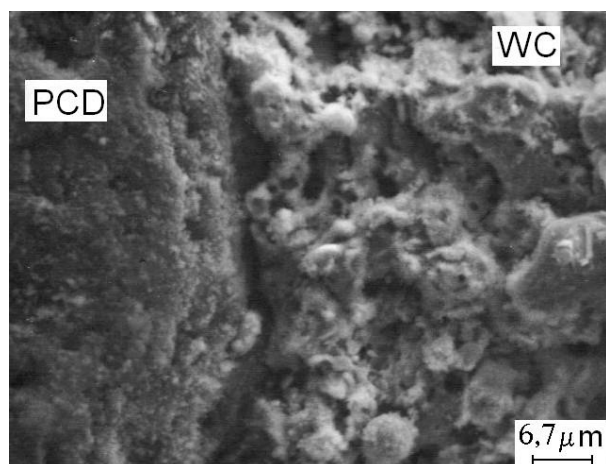
Rys. 24 a, b, c. SEM powierzchni PCD po WEDM (dla: $U = 80V$, $I = 8A$, $t_i = 1\mu s$, $t_o = 5,8 \mu s$, $V_f = 2,2 \text{ mm/min}$)



Rys. 25 a, b. SEM powierzchni PCD po WEDM (dla: $U = 80V$, $I = 8A$, $t_i = 1\mu s$, $t_o = 5,4 \mu s$, $V_f = 2,1 \text{ mm/min}$)

Na rys. 26 a, b, c pokazano widok powierzchni na przejściu PCD w WC przy różnych powiększeniach.





Rys. 26 a, b, c. SEM powierzchni PCD po WEDM (dla: $U = 80V$, $I = 8A$, $t_i = 1\mu s$, $t_o = 5,8\mu s$, $V_f = 1,2 \text{ mm/min}$) – przejście PCD w WC

4.3. Analiza wyników badań przecinania elektroerozyjnego (WEDM) PCD, uwagi i wnioski

Obróbkę przecinania przeprowadzono na próbkach o kształcie krążków z warstwą PCD integralnie złączoną z warstwą węgla wolframu W-C (rys. 8b). Dzięki temu, można było pomierzyć na powierzchniach obrobionych chropowatość R_a , które zostały obrobione przy jednakowych warunkach obróbki. Wyniki pomiarów zamieszczono w tabelicy 4 i przedstawiono na wykresie rys.12. Z wykresu wynika, że wraz ze wzrostem amplitudy prądu I (przy innych ustalonych warunkach) chropowatość powierzchni obrobionej R_a spada zarówno dla PCD jak i dla WC, przy czym wartości R_a dla WC są nieco wyższe niż dla PCD. Jak wynika z danych zawartych w literaturze [10, 29, 30] wpływ parametrów WEDM na chropowatość powierzchni obrobionej PCD nie jest jednoznaczny i ukierunkowany i będzie wymagał dalszych pogłębionych badań wykorzystujących monitorowanie przebiegu wyładowań oraz szczegółowych badań WW. Podobne rezultaty odnośnie chropowatości dla PCD produkcji DeBeers zaprezentowano w publikacji [28.31].

Na rys. 11. przedstawiono wpływ amplitudy prądu I na szerokość „a” i głębokość H_r rowka powstającego na granicy połączenia PCD z WC o ziarnistości diamentu $2 \mu m$, co zostało wcześniej wyjaśnione). Jak to pokazano na rys. 9 wymiary powstających rowków podczas przecinania WEDM kompozytu PCD, w sposób znaczący zależą m. innymi od: średniej wielkości ziarna PCD, materiału osnowy, procentowej zawartości ziaren diamentu, charakterystyki impulsów obróbkowych itp.

Jak widać, badane wymiary rowka „a” i H_r rosną wraz ze wzrostem amplitudy prądu I , osiągając wartości maksymalne dla $I \approx 10 \text{ A}$. Dokładne profilogramy rowków pokazane są na rys. 9, 15 i 16 a fotografie SEM przejścia WC i PCD na rys. 14 i 26 a,b,c, – warto tu zwrócić uwagę na różnice w strukturze geometrycznej po EDM dla PCD i WC (dla PCD, SGP jest wyraźnie inna, którą można nazwać - „wysepkową”).

Badania rentgenograficzne na powierzchni surowej (rys. 19a) i po WEDM (rys. 19 b), wykazują dużą różnicę w składzie chemicznym WW.

Z rys. 19 a. widać, że linie największej intensywności występują dla węgla C, a dalej krzem Si, Co, Ni, W. Po WEDM (rys. 7.15b), oprócz linii C, równie znaczące linie wystąpiły dla: O, Si, Ca, Na, Mg, Al, K oraz jak poprzednio linie Co i dodatkowo Fe, Cu, Zn. Obecność tlenu wskazuje, że w WW pojawiły się tlenki niektórych pierwiastków oraz pierwiastki, które przedostały się do składu WW na skutek erozji elektrody – drutu (Cu, Zn, Fe).

Ponadto takie pierwiastki jak Ca, Cl, Na, S, K znalazły się w strukturze metalograficznej WW powierzchni obrobionej w wyniku rozkładu wody-dielektryka w strumieniu plazmy podczas wyładowania elektrycznego.

Dla potwierdzenia tezy, że część (lub większość) ziaren diamentu na powierzchni obrobionej EDM zamienia się w grafit, niezbędnym było przeprowadzenie badań na spektrometrze Rentgenowskim celem określenia postaci węgla (mikrosonda elektronowa tego nie rozróżnia). Na rys. 17, 19 i 20, pokazano przykładowe dyfraktogramy dla powierzchni surowej i po przecięciu WEDM. Na powierzchni surowej rejestrowany jest głównie diament oznaczony D-3C i kobalt Co. Węgiel w postaci grafitu oznaczony C – występował sporadycznie. Natomiast na powierzchni po przecięciu spotyka się ziarna diamentu (D-3C), ale w znacznie mniejszej ilości niż przed obróbką. Pojawia się szereg linii o różnej intensywności, odpowiadających grafitowi i oznaczonych C) – górna część rysunku 7.18. Na dolnej części rysunku pokazane są linie kobaltu. Takie badania przeprowadzono na 4 próbkach z podobnym wynikiem odnośnie relacji diamentu i grafitu w WW po EDM. Świadczy to jednoznacznie, że jednym z mechanizmów erodowania ziaren diamentu jest jego przekształcenie w grafit, w wysokiej temperaturze powstającej podczas wyładowania w przestrzeni międzyelektrodowej. Na rys. 22 do 25 pokazano fotografie SEM powierzchni obrobionych przy różnych powiększeniach. Obrazy powierzchni po EDM w stosunku do obrazu powierzchni surowej znacznie się zmieniły – pojawiły się nieregularne wgłębienia i wzniesienia o charakterze „wysepkowym” z rozrzuconymi przywartymi cząstkami o różnych kształtach, czasami kulistymi. W zależności od zastosowanych parametrów cięcia, niektóre powierzchnie mają wygląd świadczący o tym, że zostały utworzone z roztopionego metalu, który oblewając twarde nieregularne cząstki ponownie zakrzepł. Na fotografii 7.24 wyraźnie widać różnicę pomiędzy obrobionymi powierzchniami węglika wolframu i PCD. Wygląd powierzchni WC po EDM jest zbliżony do wyglądu powierzchni obrobionej stali – wzniesienia i wgłębienia mają bardziej regularne i jednorodne kształty, czego nie da się powiedzieć o powierzchniach obrobionych PCD. Węgiel wolframu ma lepszą przewodność elektryczną niż PCD i jego mechanizm erozji elektrycznej jest w głównej mierze oparty na topieniu i parowaniu jak dla metali jednorodnych.

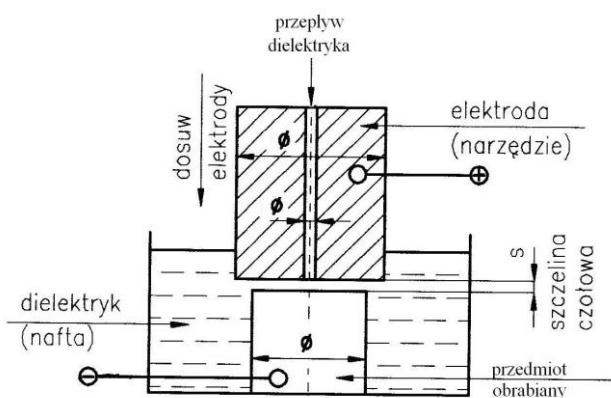
4.4 Badania elektroerozyjnego drążenia (EDM) kompozytu PCD i warstwy wierzchniej WW.

Badania drążenia PCD przeprowadzono na drążarce EDEA-25 wykorzystując generator tranzystorowy GETB-63a (izoczęstotliwościowy). Obróbkę przeprowadzono na próbkach z PCD o średnicy 13,6 mm (pkt. 4 poz.3) elektrodą miedzianą (M1E) o ϕ 15 mm z otworem centralnym $\emptyset 2$ do przetłaczania nafty kosmetycznej ($p = 0,02$ MPa), wg schematu obróbki swobodnej (rys. 27).

Przeprowadzono eksperyment wg planu Hartleya PS/DS.-P: Ha_2 , dwuczynnikowy pięciopozomowy dla X_k : 0, ± 1 , $\pm 1,414$ (hK) [59-61].

Założono: napięcie zasilania $U_0=100$ V, napięcie robocze $U_r=50$ V, współczynnik wypełnienia impulsu $\sigma = \frac{t_i}{t_i + t_o} = 0,7$.

Zmianie podlegały: amplituda prądu w impulsie jako nastawa I w przedziale 4,0 do 16A oraz czas trwania impulsu t_i w przedziale 32 do 500 μs . Czas przerwy t_o dobierany był tak, aby $\sigma = \text{const} = 0,7$.



Rys. 27. Drażarka elektroerozyjna EDEA-25 a), schemat drążenia swobodnego b)[22]

Badane wskaźniki technologiczne to:

- objętościowa wydajność drążenia V_w [mm^3/min],
- względny objętościowy współczynnik zużycia elektrody θ_v w %,
- chropowatość powierzchni obrabianej R_a [μm],
- V_{imp} – średni ubytek objętościowy materiału obrabianego przypadający na jeden obliczeniowy impuls (przy założeniu, że 100% impulsów wygenerowanych w czasie t_{masz} [czasie obróbki] było efektywnych,
- ΔQ_{imp} – średni ubytek masowy materiału obrabianego przypadający na jeden impuls (przy założeniu jak powyżej dla V_{imp}).

Dla określenia wyżej wymienionych wskaźników technologicznych EDM, próbki oraz elektrody ważono przed i po obróbce na wadze elektronicznej, a chropowatość R_a pomierzono na skomputeryzowanym profilometrze f-my Taylor Hobson TS 10. Nastawione parametry i uzyskane wskaźniki technologiczne dla tych parametrów podano w tabl. 4.

W obliczeniach: ubytku objętościowego ΔV_m oraz wydajności objętościowej V_w i V_{imp} , przyjęto gęstość PCD – $\rho_{\text{PCD}} = 3,5 \text{ g/cm}^3$.

Tabela 4. Parametry nastawiane EDM dla PCD i wskaźniki technologiczne

Lp	I	t_i	t_o	f	t_{masz}	T_{masz}	ΔG_M	ΔV_m	V_w	θ_v	R_a	V_{imp}	ΔQ_{imp}
	A	μs	μs	Hz	s	$\sum_{\text{imp}} 10^3$	mg	$\frac{\text{mm}^3}{\mu\text{m}^3}$	$\frac{\text{mm}^3}{\text{min}}$	%	μm	$\frac{\mu\text{m}^3}{\text{imp}} \cdot 10^{-4}$	$\frac{\text{mg}}{\text{imp}} \cdot 10^{-6}$
1.	6	125	63	5319	1680	8936	28,90	$\frac{8,2571}{8257,1}$	0,2949	2,1682	4,34	9,24	3,234
2.	12	500	250	1333	600	800	66,90	$\frac{19,1143}{19114,3}$	1,914	1,1730	4,18	23,893	83,625
3.	12	125	63	5319	720	3898	60,90	$\frac{17,4}{17400,0}$	1,450	1,4819	3,6	44,460	15,624
4.	6	500	250	1333	1740	2320	33,10	$\frac{9,45714}{9457,14}$	0,3261	1,3740	5,73	40,764	14,2672
5.	4	250	125	2667	3600	9600	2,19	$\frac{0,625771}{625,77}$	0,1043	2,0770	4,42	0,6518	0,2281
6.	16	250	125	2667	660	1760	86,60	$\frac{24,74286}{24742,86}$	2,2494	1,5405	3,95	140,584	49,205
7.	10	32	16	2083	1020	21250	37,90	$\frac{10,82857}{10828,57}$	0,6370	2,7944	2,80	5,0958	1,7835

8.	10	500	250	1333	900	1200	59,60	$\frac{17,02857}{17028,57}$	1.1352	1,3720	4,34	141,905	49,667
9.	10	250	125	2667	1260	3360	49,90	$\frac{14,25714}{14257,14}$	0,6789	1,6561	4,35	42,432	14,8512
10.	10	250	125	2667	1242	3312	49,06	$\frac{14,01714}{14017,14}$	0,6772	1,6064	4,32	42,323	14,8128
11.	10	250	125	2667	1272	3392	50,12	$\frac{14,32}{14320,0}$	0,6755	1,7057	4,37	42,2170	14,7759
12.	10	250	125	2667	1260	3360	49,52	$\frac{14,14857}{14148,57}$	0,6737	1,6423	4,30	42,1088	14,7381

gdzie:

I – amplituda prądu w impulsie (nastawialna), $f = \frac{1}{t_i + t_o}$,
 t_i – czas trwania impulsu (nastawialny), t_{masz} – maszynowy czas obróbki mierzony podczas prób,

t_o – czas przerwy impulsu, \square - współczynnik wypełnienia impulsu $\frac{t_i}{t_i + t_o} = 0,7 = const$,

T_{masz} – maszynowy czas obróbki wyrażony obliczeniową liczbą impulsów prądowych

$$T_{masz} = \frac{t_{masz}}{t_i + t_o} = t_{masz} \cdot f \text{ (przy założeniu, że przebieg wszystkich impulsów był prawidłowy).}$$

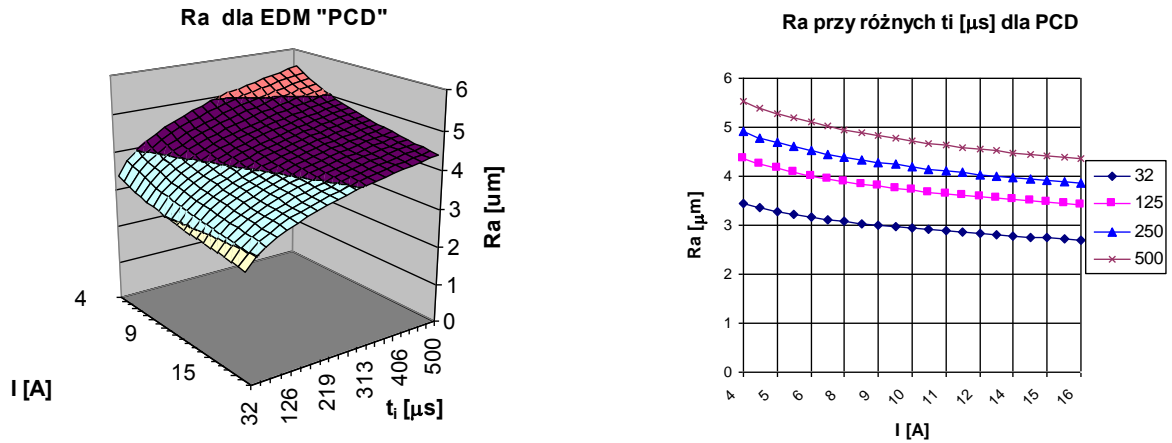
Wykorzystując odpowiednie programy statystyczne określono zależności aproksymujące:

	R	F	t_l	t_{ti}
	$R_{kr} = 0,671, F_{kr} = 4,10, t_{kr} = 2,228$			
$V_w = 0,002161 \cdot I^{2,213} \cdot t_i^{0,15}$ [mm ³ /min]	0,986	105	14,407	2,30
$\Theta_v = 12,0787 \cdot I^{-0,254} \cdot t_i^{-0,262}$ [%]	0,931	29,341	-7,023	- 3,334
$Ra = 2,386 \cdot I^{-0,171} \cdot t_i^{0,173}$ [μm]	0,913	22,547	-2,872	5,951
$V_{imp} = 3,442 \cdot 10^{-8} \cdot I^{3,00} \cdot t_i^{0,847}$ [μm ³ /imp]	0,857	11,4	-4,388	2,532
$\Delta Q_{imp} = 1,137 \cdot 10^{-11} \cdot I^{3,436} \cdot t_i^{1,143}$ [mg/imp]	0,942	35,444	7,088	4,821

Jak widać z przytoczonych zależności regresyjnych dla badanych wskaźników, wszystkie są wiarygodne a współczynniki w równaniach wykazują istotny wpływ na badane wskaźniki (liczby Studenta)

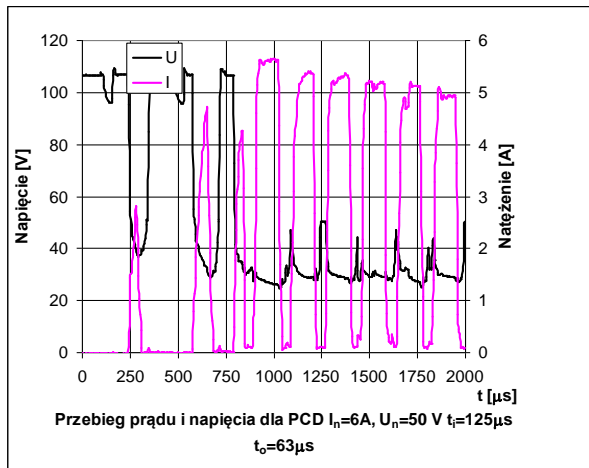
Wykorzystując ustalone zależności regresyjne dla poszczególnych wskaźników technologicznych EDM, na wykresach można przedstawić w formie graficznej wpływ poszczególnych parametrów nastawialnych procesu na badane wskaźniki, jak np. amplitudy prądu I oraz czasu impulsu t_i na chropowatość powierzchni obrabianej Ra (rys. 28).

Przebiegi prądu i napięcia podczas drążenia EDM PCD dla parametrów przyjętych w doświadczeniu były monitorowane i zapisywane w pamięci oscyloskopu TDS420 Firmy Tektronix a,następnie po wstępnej analizie i ocenie zapisywane na twardy dysk komputera w postaci plików tekstowych. Wykorzystując program komputerowy EXCEL, opracowano wykresy przebiegów: napięcia $U(t)$, prądu $I(t)$, mocy $P(t)$ i energii $We(t)$.

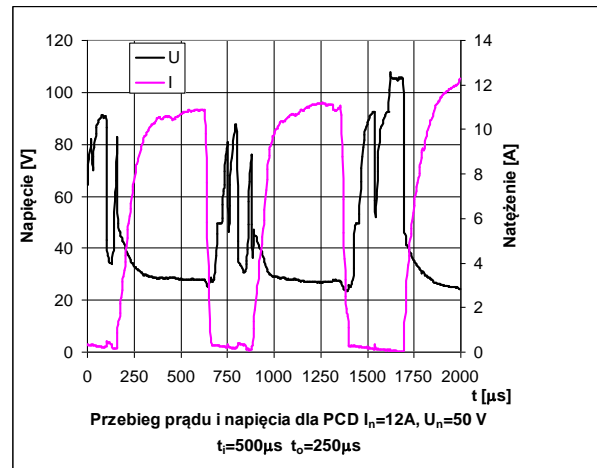


Rys. 28. Wpływ amplitudy prądu I i czasu trwania impulsu t_i na chropowatość powierzchni Ra po EDM PCD (dla: $U_r = 50V$, $\sigma = 0,7$) [22, 24]

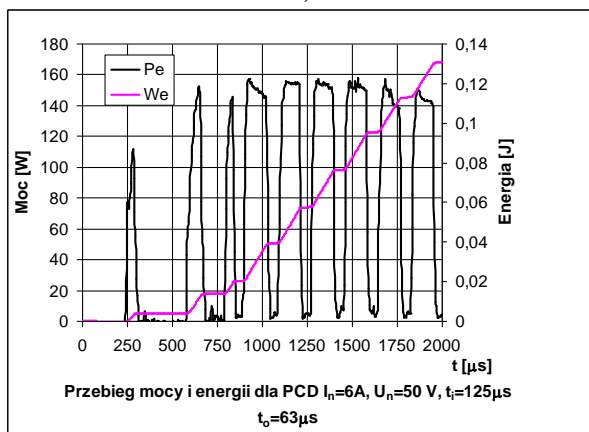
Przykładowe wykresy przebiegów tych wielkości pokazano na rys. 29, 30 i 31.



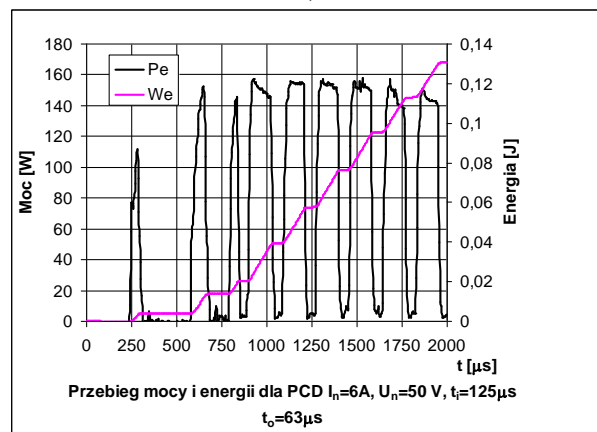
a)



a)



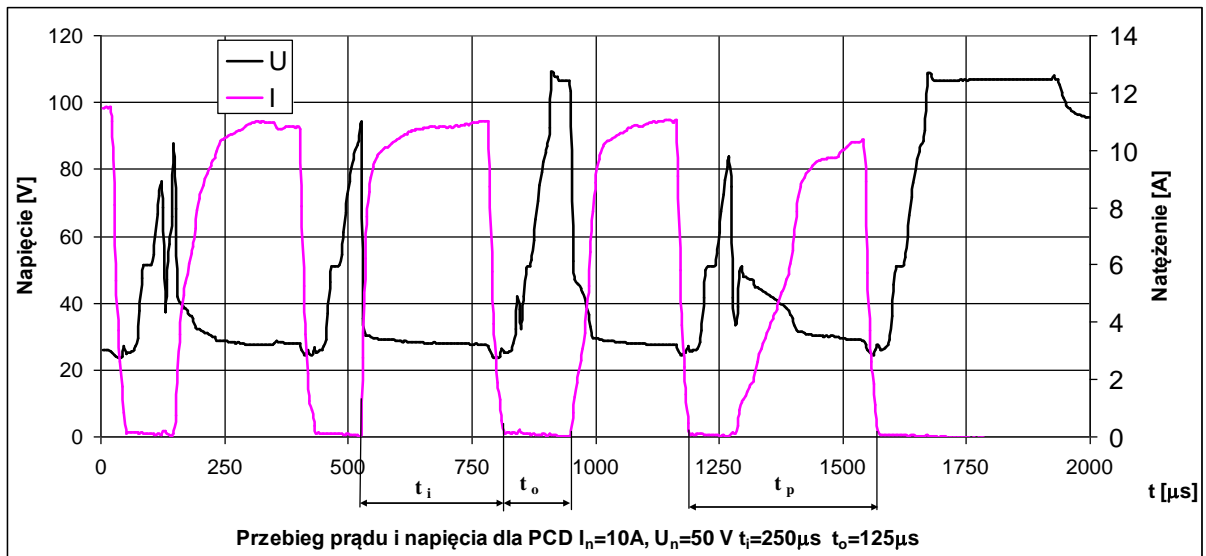
b)



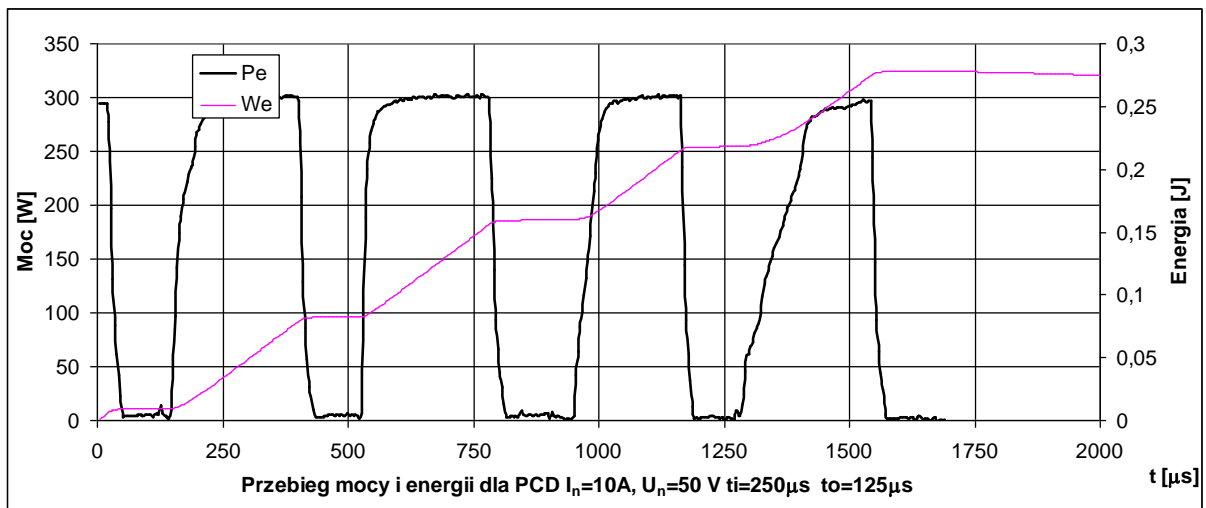
b)

Rys. 29. Przebieg prądu i napięcia a) oraz mocy i energii b) dla parametrów z pozycji 1 tabl. 4

Rys. 30. Przebieg prądu i napięcia a) oraz mocy i energii b) dla parametrów z pozycji 2 tabl. 4



a)



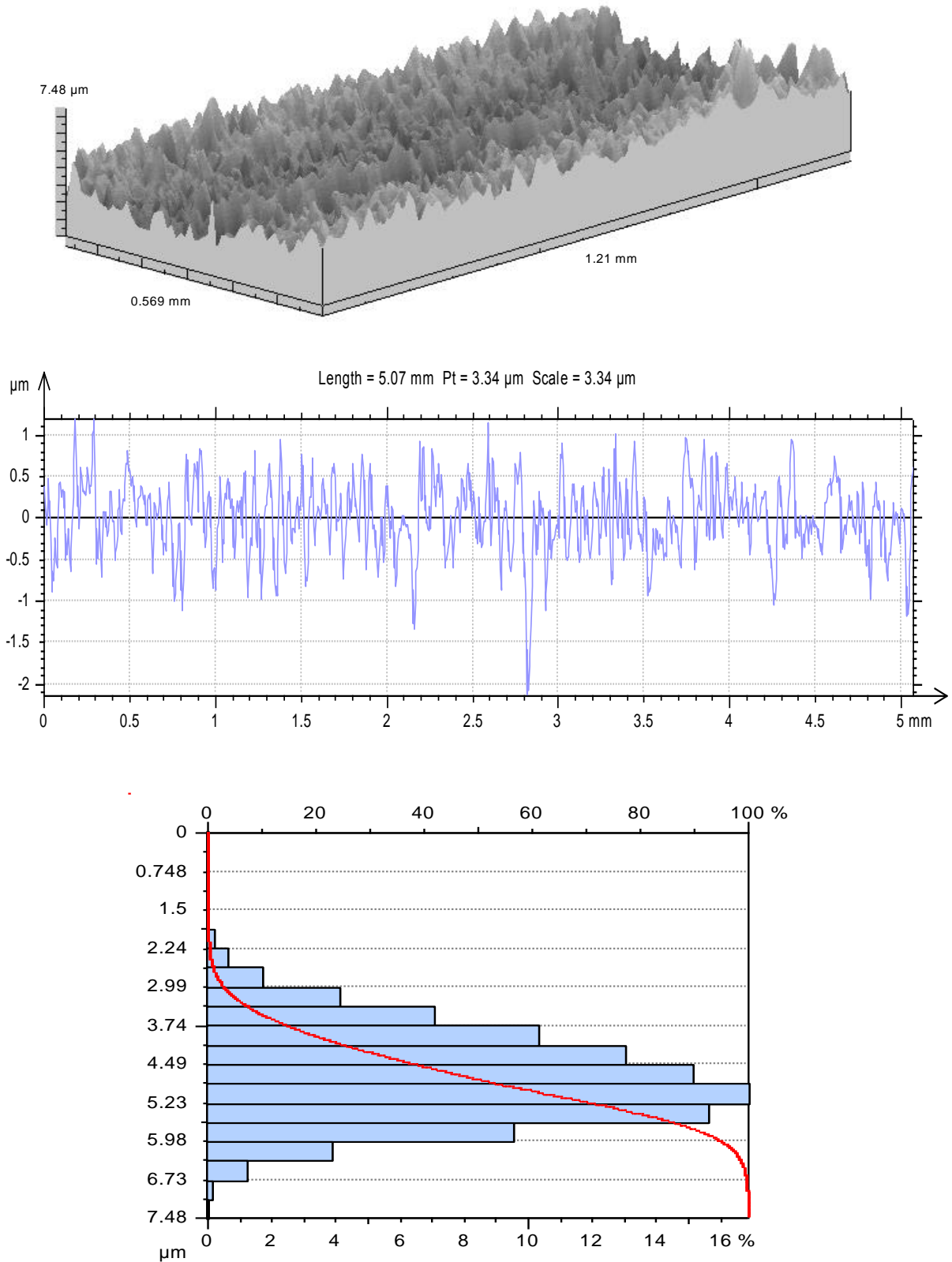
b)

Rys. 31. Przebieg prądu i napięcia a) oraz mocy i energii b) dla parametrów z poz. 9 tabl. 4

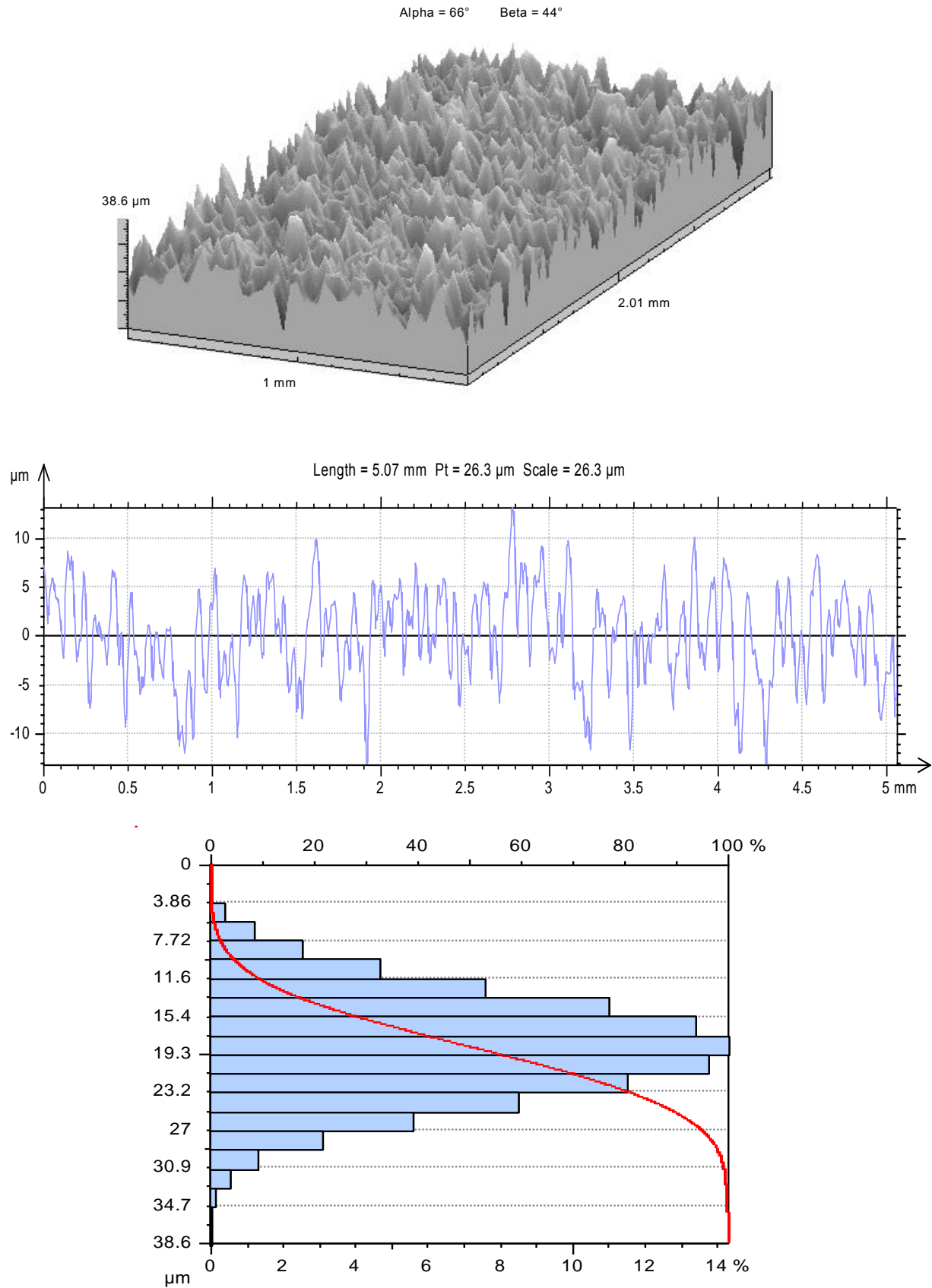
Wpływ nastawialnych parametrów procesu EDM na chropowatość powierzchni obrabianej pokazano na rys. 28. Jak widać z wykresów, wraz ze wzrostem amplitudy prądu I , chropowatość R_a wolno spada, natomiast obserwuje się wzrost R_a wraz ze wzrostem czasu impulsu t_i . Podobne wyniki wpływu parametrów elektrycznych na R_a otrzymano w pracach [13, 16]. Być może związane jest to z mechanizmem erozji przebiegającym przy obróbce elektroerozyjnej kompozytu polikrystalicznego diamentu. Ziarna diamentu usuwane są: częściowo w wyniku grafityzacji, częściowo w wyniku oddziaływania naprężeń termicznych i występujących sił implozyjnych, a w znikomej ilości na skutek ich roztopienia czy sublimacji. Dlatego też powstająca chropowatość po EDM bardziej będzie związana z ziarnistością diamentu i mechanicznym usuwaniem ich z osnowy. Czas impulsu wykazuje tu znaczący wpływ na chropowatość, co związane jest z przewodzeniem ciepła do głębszych warstw powierzchni obrabianej przy większym gradiencie temperatury i możliwości powstawania większych naprężeń termicznych. Zagadnienie wymaga dalszych pogłębionych badań, celem wyjaśnienia takiego wpływu amplitudy prądu.

Podobne wyniki braku znaczącego wpływu amplitudy prądu na R_a otrzymano w pracach [7, 10, 28, 29, 30, 31].

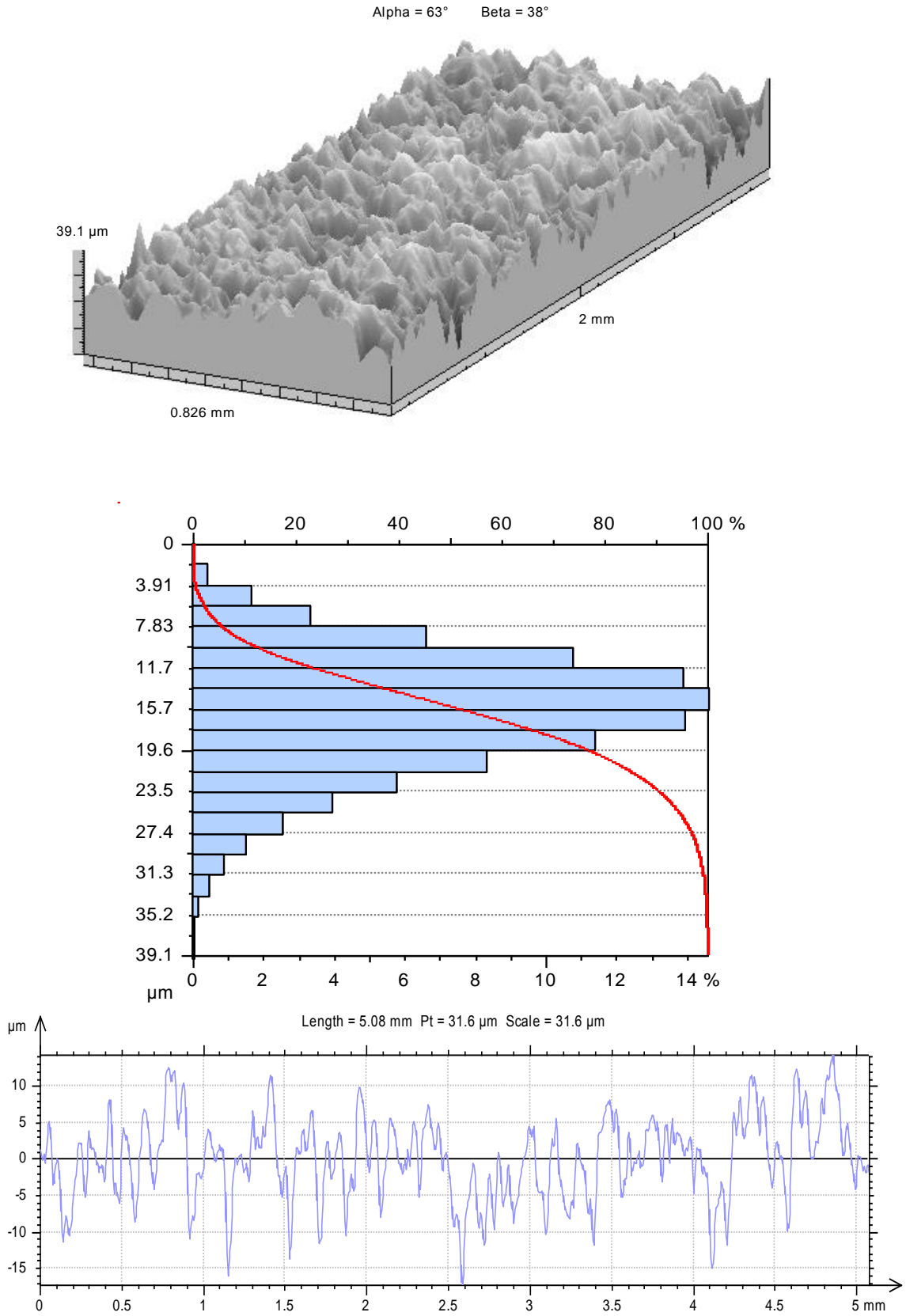
Alpha = 46° Beta = 50°



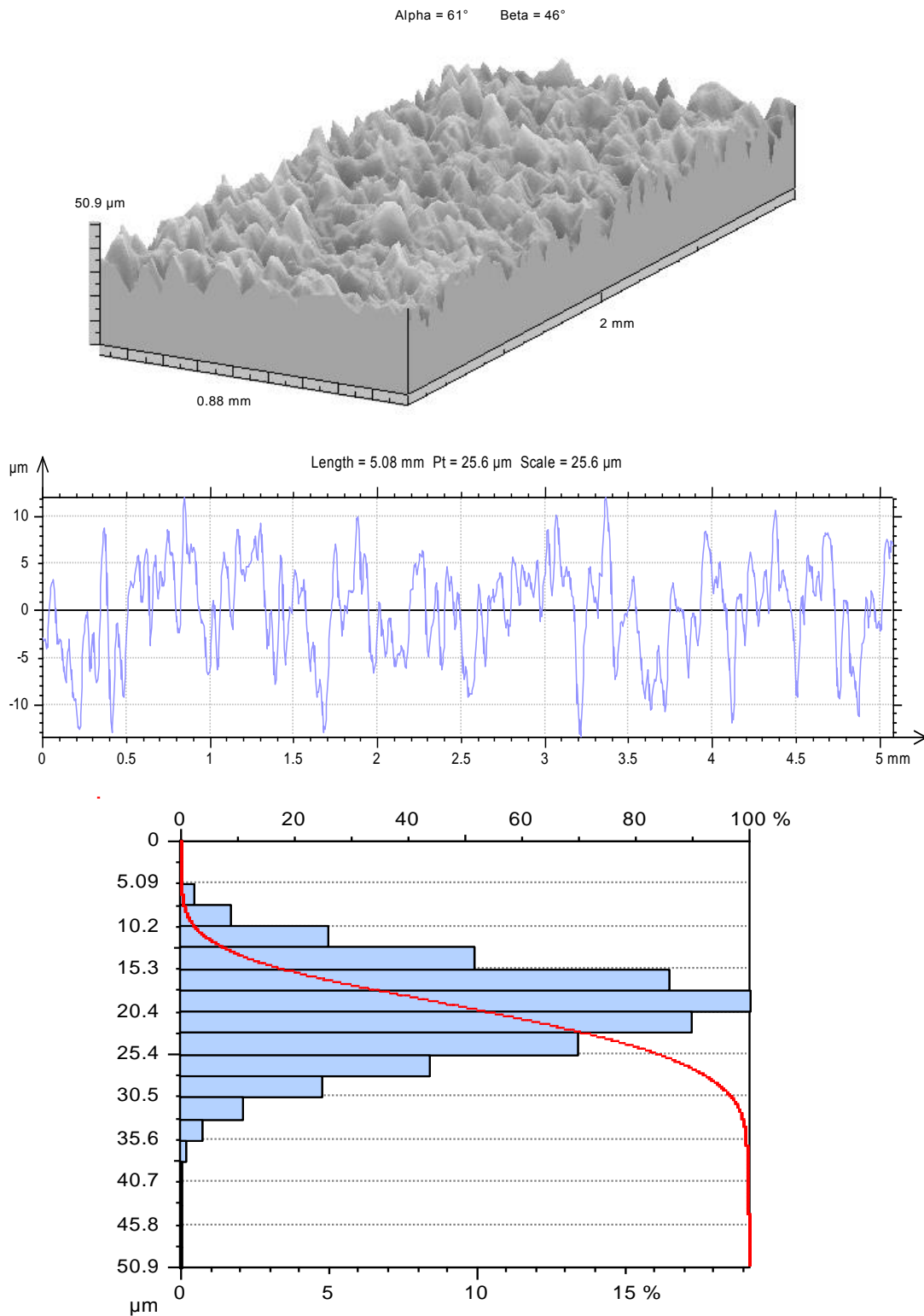
Rys. 32. Profilogram 3-D i liniowy oraz rozkład rzędnych profilu i udziału nośnego powierzchni surowej PCD



Rys. 33. Profilogram 3-D i liniowy oraz rozkład rzędnych profilu i udziału nośnego powierzchni PCD po EDM wg parametrów poz. 5 tab. 4



Rys. 34. Profilogram 3-D i liniowy oraz rozkład rzędnych profilu i udziału nośnego powierzchni PCD po EDM wg parametrów poz. 6 tab. 4.



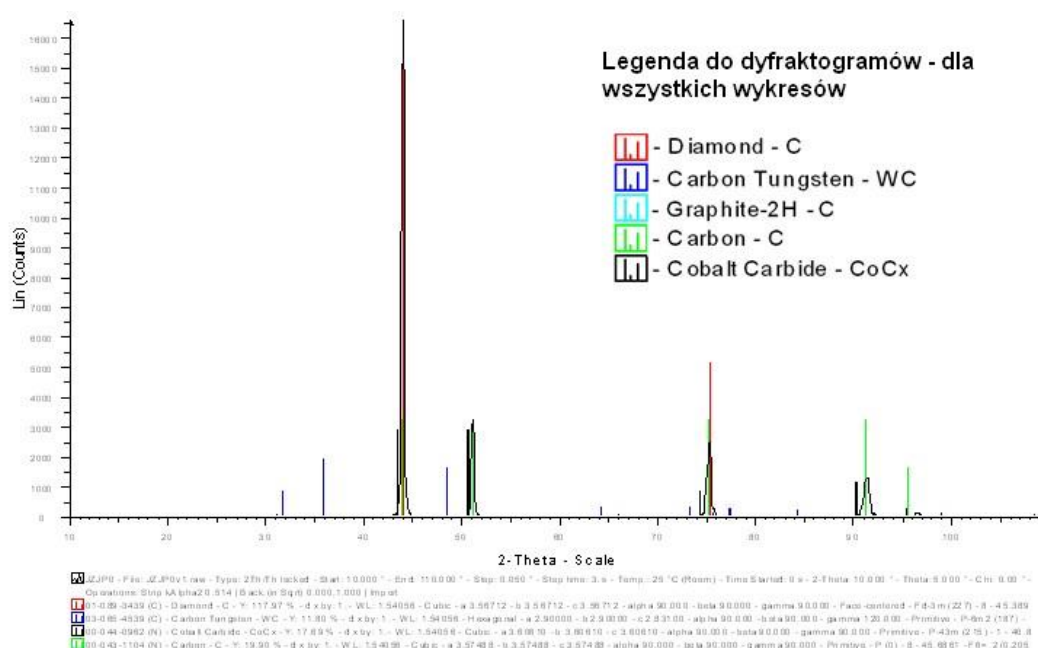
Rys. 35. Profilogram 3-D i liniowy oraz rozkład rzędnych profilu i udziału nośnego powierzchni PCD po EDM wg parametrów poz. 9 tab. 4.

Parametry chropowatości powierzchni obrobionej są jednym ze wskaźników technologicznych EDM, ale równocześnie nie w pełni charakteryzują strukturę geometryczną powierzchni obrobionej. Są jednak ważnymi parametrami brany pod uwagę przy ocenie przydatności powierzchni do współpracy w zespole z innymi powierzchniami [5, 18].

W większości przypadków Ra jest parametrem jak dotychczas powszechnie stosowanym do oceny stanu wykończenia danej powierzchni jako parametr podstawowy. Przykładowo na rys. 32 do 35 przedstawiono profilogramy 3-D powierzchni surowej PCD i po EDM.

Wykresy wykonano na profilometrze skanującym Form Talysurf Series 2 F-my Taylor Hobson w postaci 3-D i płaskiej oraz zamieszczono wykresy rozkładów wierzchołków chropowatości i krzywych nośności profilu. Jak widać z przedstawionych wykresów na rys. 32 - 35, zmianie ulegają nie tylko wysokość chropowatości i parametr Ra ale także rozkłady rzędnych profilu i udziału nośnego, oraz szereg innych parametrów SGP możliwych do pomierzenia na danej aparaturze. Wynika to ze zmian parametrów impulsu elektrycznego oraz podatności poszczególnych faz strukturalnych kompozytu na erozję elektryczną w warunkach EDM (bardzo duże różnice w: temperaturach topliwości, przewodnictwie cieplnym, rozszerzalności cieplnej, przewodnictwie elektrycznym i.t.p.}.

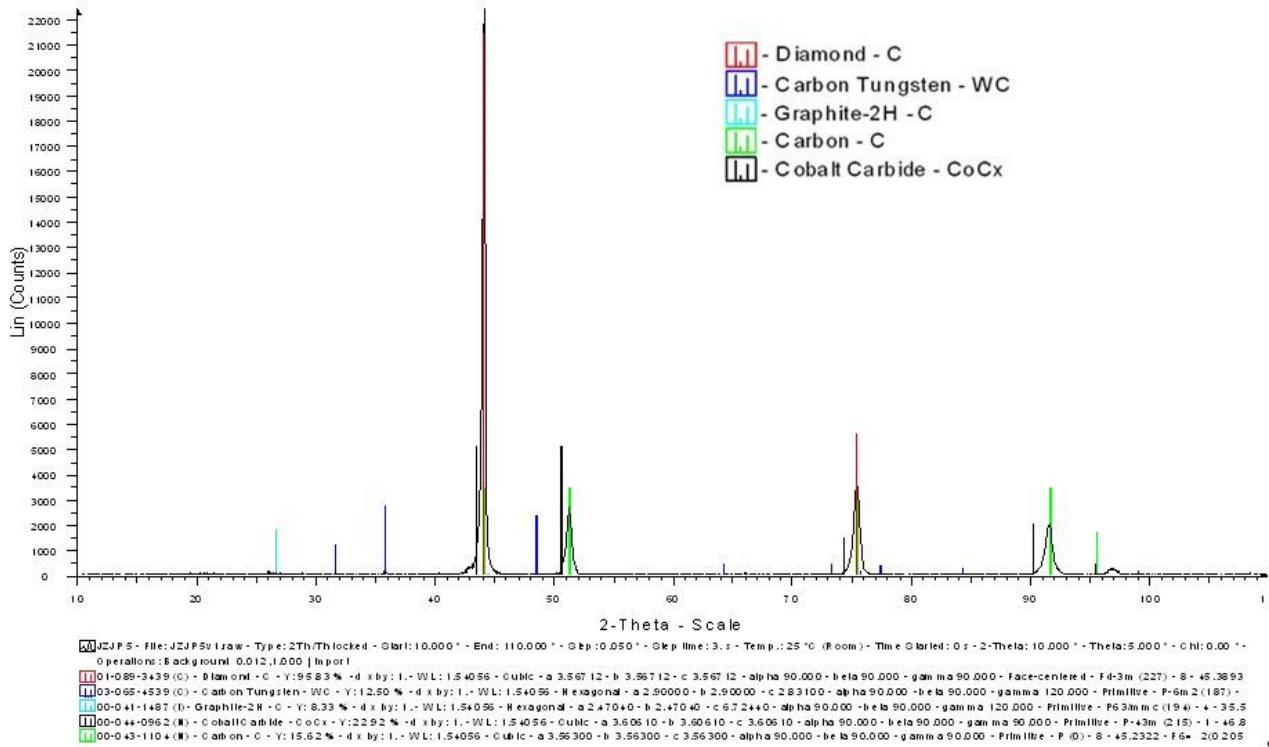
Na rys. 36 do 39, przedstawiono przykładowo dyfraktogramy powierzchni surowej i po EDM dla PCD.



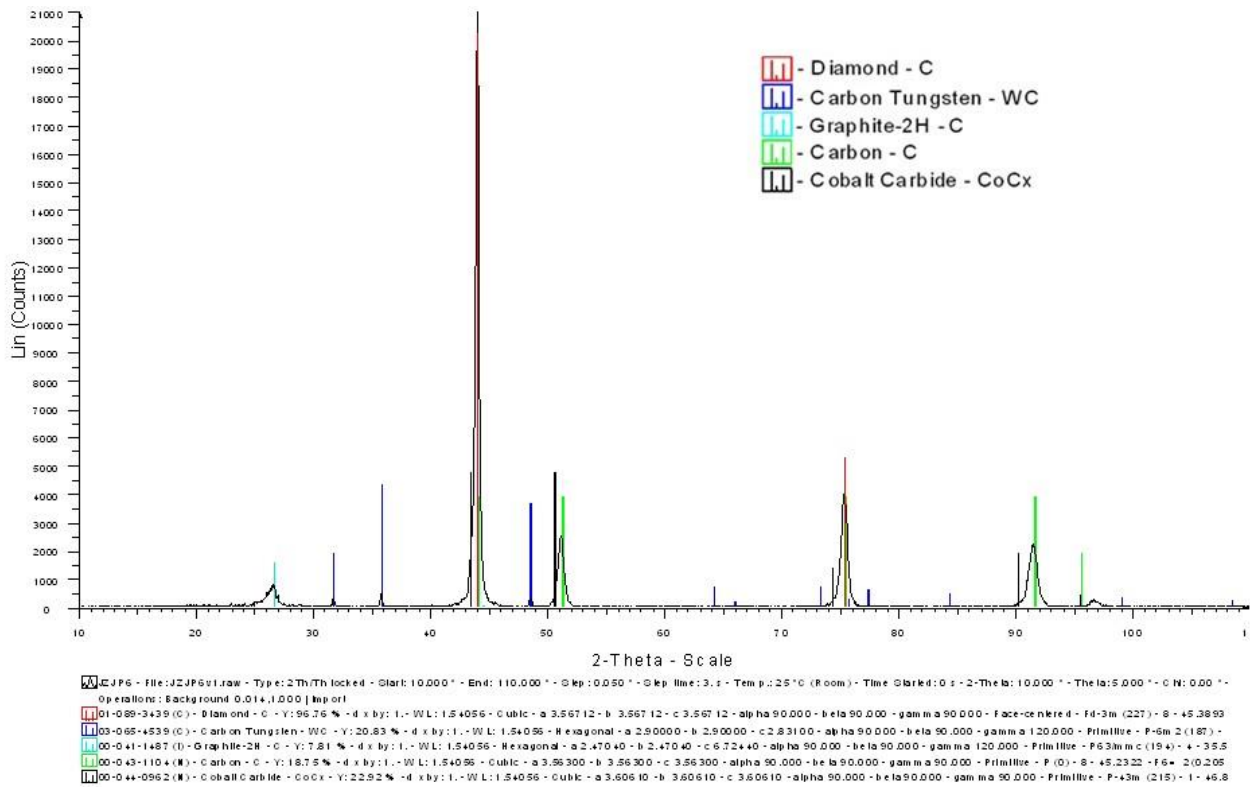
Rys. 36. Dyfraktogram powierzchni surowej PCD

Zapisy dyfrakcyjne wykonano na dyfraktometrze rentgenowskim firmy Philips z goniometrem X-Pert. Użyto promieniowania $\text{CuK}\alpha$ ($\lambda=0,1541837\text{nm}$), monochromatyzowanego grafitem na wiązce odbitej. Zapisów dokonano przy następujących warunkach: napięcie – 40 kV, prąd – 30 mA, zakres kątowy 2Θ - od 10 do 110, krok $\Delta 2\Theta$ - 0,05, czas zliczania – 3 s.

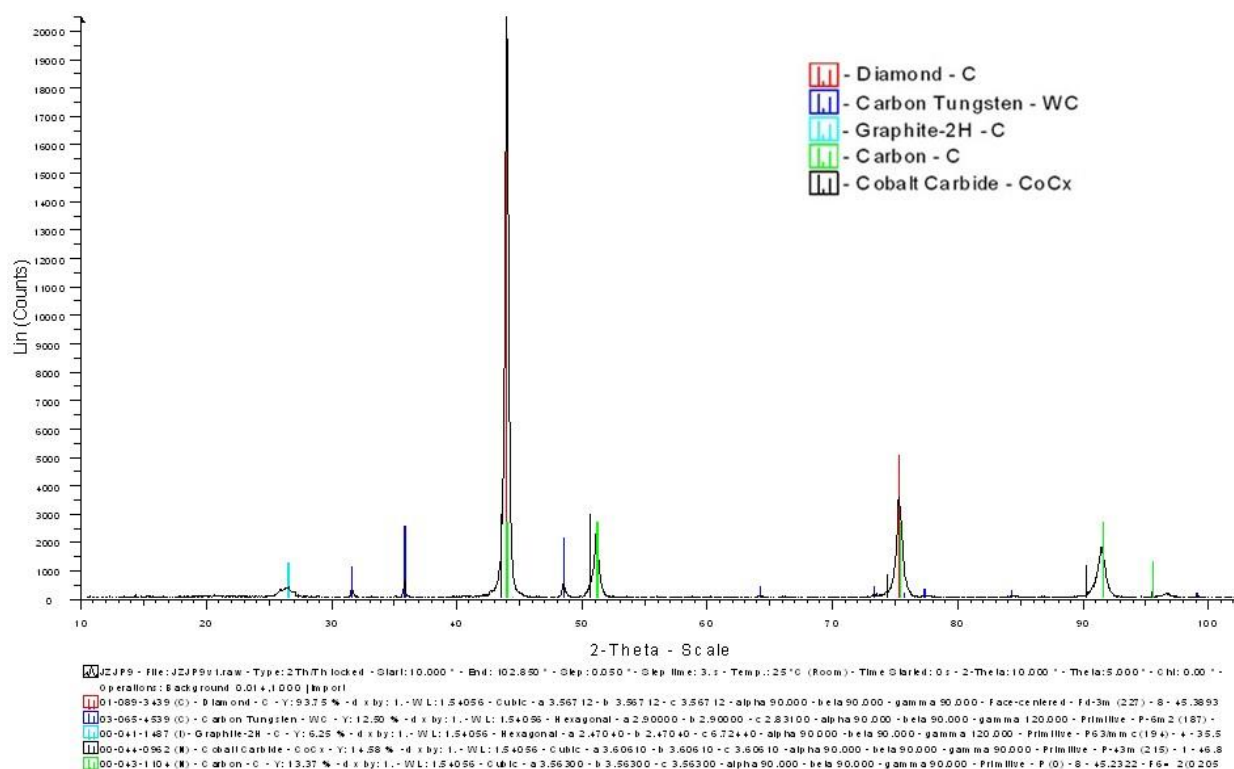
Zakładając, że na powierzchni badanej jest tylko węgiel ocenia się, że głębokość penetracji promieni X wynosi: dla $2\Theta = 10^\circ$ – około 90 μm ; dla $2\Theta = 110^\circ$ – około 860 μm



Rys. 37. Dyfraktogram powierzchni PCD po EDM
 ($U=50V$, $I=4A$, $t_i=250\mu s$, $t_o=125\mu s$, dla poz. 5 tab. 4



Rys. 38. Dyfraktogram powierzchni PCD po EDM
 ($U=50V$, $I=16A$, $t_i=250\mu s$, $t_o=125\mu s$, dla poz. 6 tab. 4



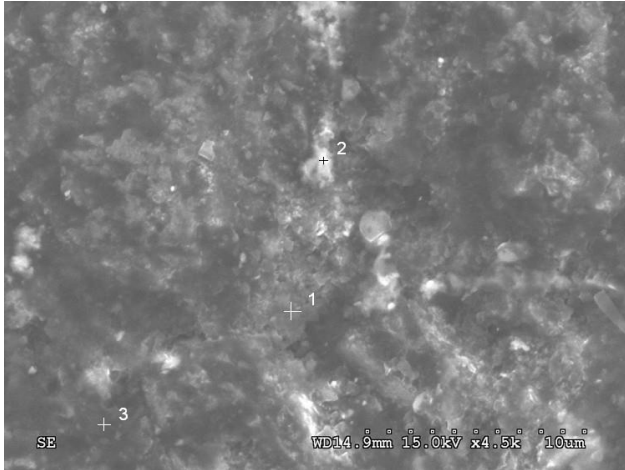
Rys. 39. Dyfraktogram powierzchni PCD po EDM
 ($U=50V$, $I=10A$, $t_i=250\mu s$, $t_o=125\mu s$, dla poz. 9 tab. 4

Oceniając przytoczone dyfraktogramy można stwierdzić, że na powierzchni surowej (rys. 36) rejestrowany jest diament (kolor czerwony), węgiel C (innej odmiany), węgiel wolframu WC oraz związki kobaltu CoCx, które prawdopodobnie powstały podczas prasowania i spiekania diamentu z osnową kobaltową. Związki CoCx można uznać za kobalt z wbudowanymi atomami węgla w swoją strukturę, tworzące niestechiometryczne fazy CoCx. Jest to prawdopodobnie cechą charakterystyczną stosowanej technologii wytwarzania warstw PCD na podkładzie WC. W strukturze odnotowuje się także obecność węgla wolframu, który w tym przypadku wskazuje na to, że stanowi również (obok kobaltu) składnik osnowy. Przy współczesnej produkcji płytek PCD, na osnowy wykorzystuje się różne pierwiastki i związki [9] z osnowami węglowymi łącznie.

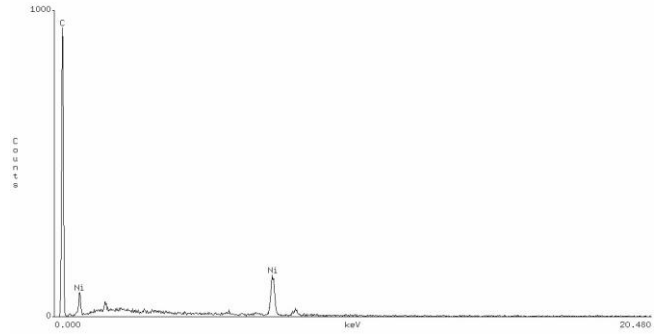
W dyfraktogramach PCD po EDM, oprócz wcześniej zidentyfikowanych pierwiastków i faz, pojawił się węgiel w postaci grafitu. Świadczy to jednoznacznie, że podczas obróbki EDM, część diamentu ulega grafityzacji. W warunkach rzeczywistych EDM, w kanale plazmowym powstaje lokalnie temperatura przekraczająca temperaturę przemiany alotropowej diamentu, co przy braku odpowiednio wysokiego ciśnienia prowadzi do grafityzacji kryształów bądź ich krawędzi czy części powierzchni, które są w obszarze bezpośredniego oddziaływania tej wysokiej temperatury. Ilość kryształów diamentów, które uległy grafityzacji bardzo silnie zależy od amplitudy prądu i czasu trwania impulsu – czyli od energii i czasu jej oddziaływania podczas wyładowań elektrycznych. To zjawisko tłumaczy możliwość obróbki elektroerozyjnej struktur PCD z osnową metaliczną lub ceramiczną ale przewodzącą prąd (np. WC, Co, CoCx itp.). Płytek z ziarnami „Borazonowymi” nawet na osnowie metalowej lub z ziarnami diamentowymi, ale z osnową ceramiczną nie przewodzącą prądu, nie można obrabiać elektroerozyjnie [6]. W takim przypadku niezbędnym staje się zastosowanie innych metod elektro-fizycznych np. obróbki

laserowej, ultradźwiękowego przecinania, cięcia wysokociśnieniową strugą wodną z ziarnami ściernymi lub tp.

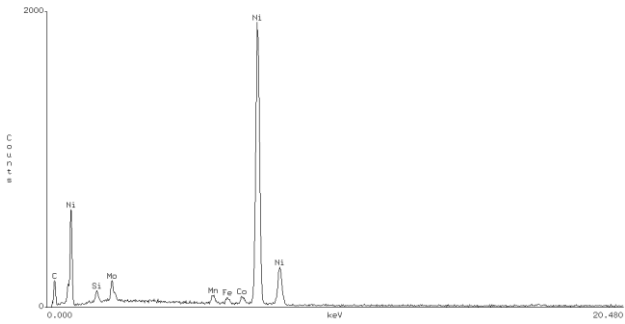
Na wybranych powierzchniach wykonano zdjęcia SEM przy różnych powiększeniach z pomocą tzw. RDX – dokonano analizy rentgenowskiej poszczególnych faz obserwowanych na powierzchni obrabianej (rys. 40 do 43).



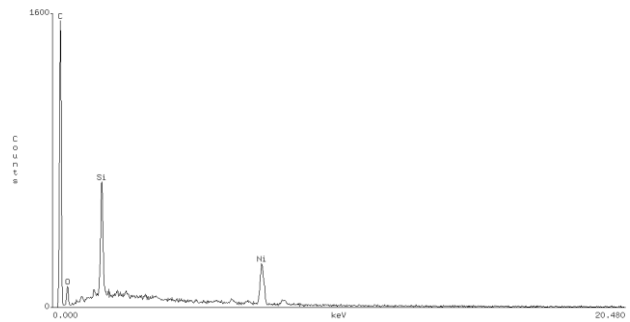
a)



b)

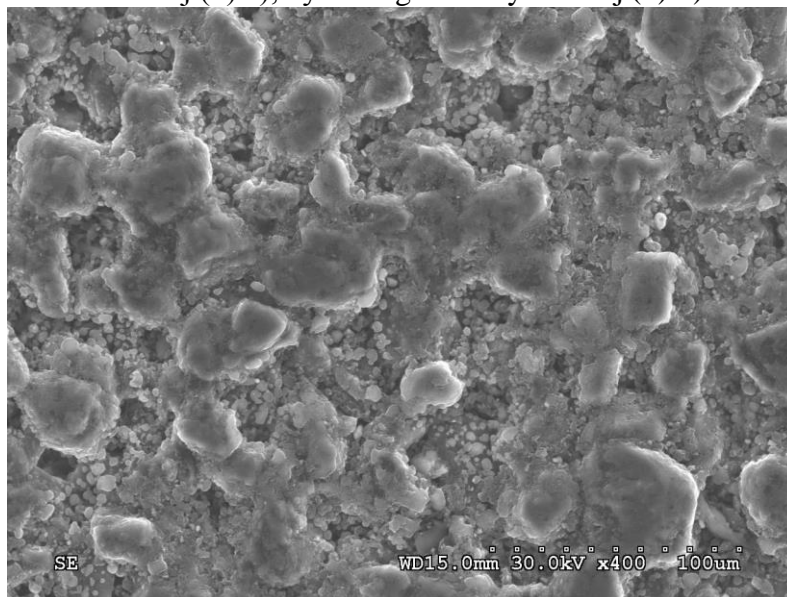


c)

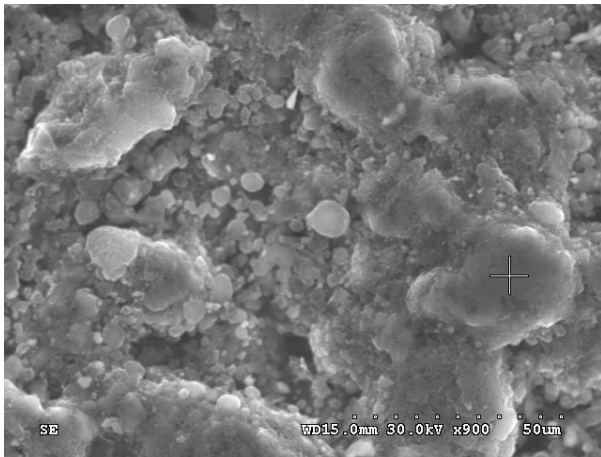


d)

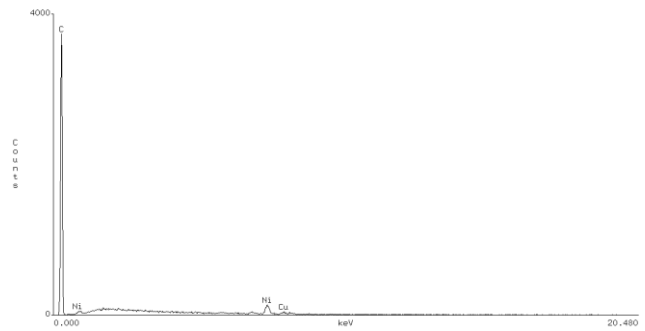
Rys. 40. SEM powierzchni surowej PCD a), dyfraktogram fazy szarej (1) b), dyfraktogram fazy białej (2) c), dyfraktogram fazy czarnej (3) d)



a)



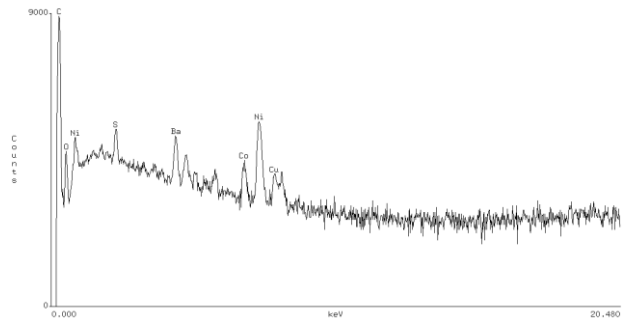
b)



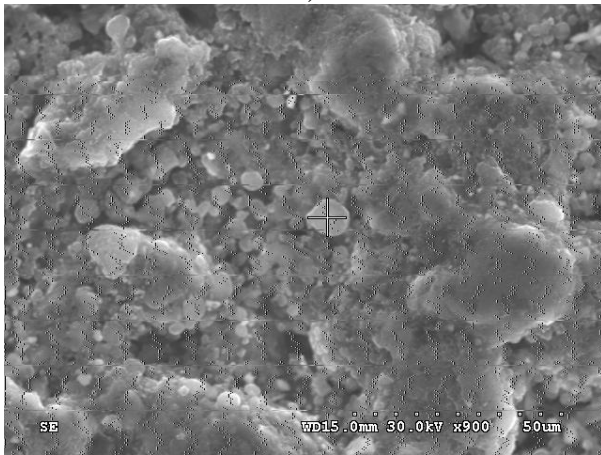
c)



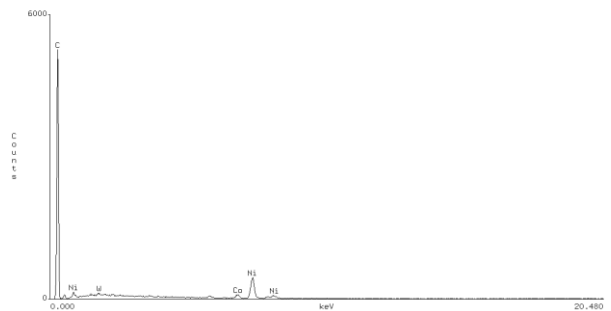
d)



e)

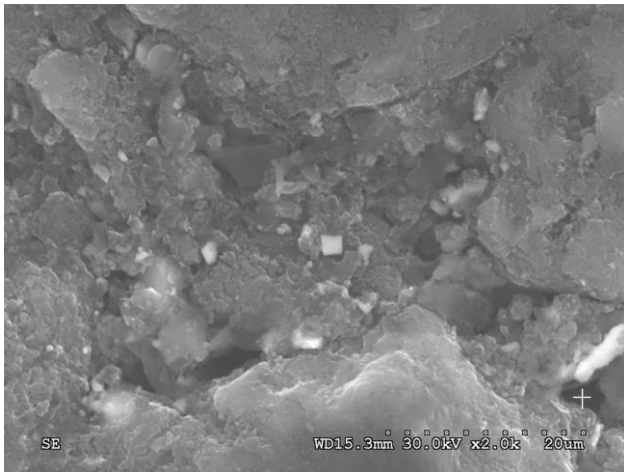


f)

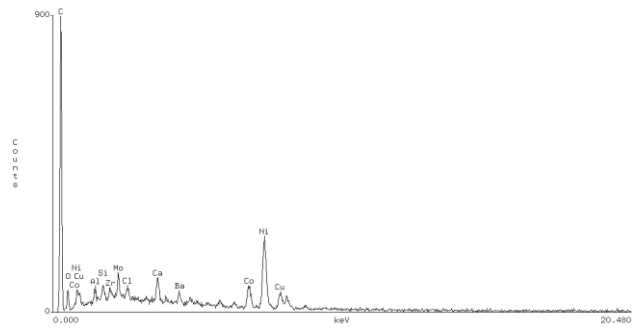


g)

Rys. 41. SEM powierzchni PCD po EDM i dyfraktogramy wskazanych wydzielen (dla parametrów poz. 5 tabl. 4): a) widok ogólny, b) SEM ze wskazaniem fazy szarej, c) dyfraktogram fazy szarej, d) SEM ze wskazaniem wydzielienia jasnego, e) dyfraktogram wydzielienia jasnego, f) SEM ze wskazaniem wydzielienia kulistego, g) dyfraktogram wydzielienia kulistego



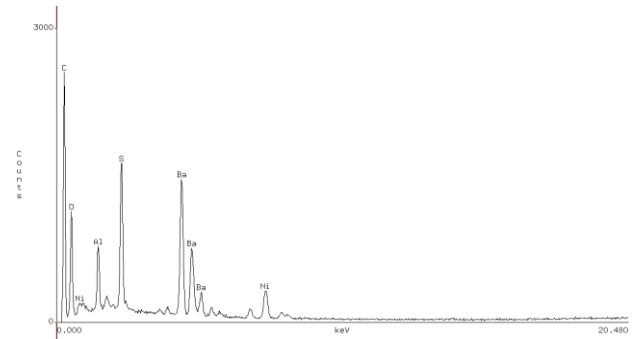
a)



b)

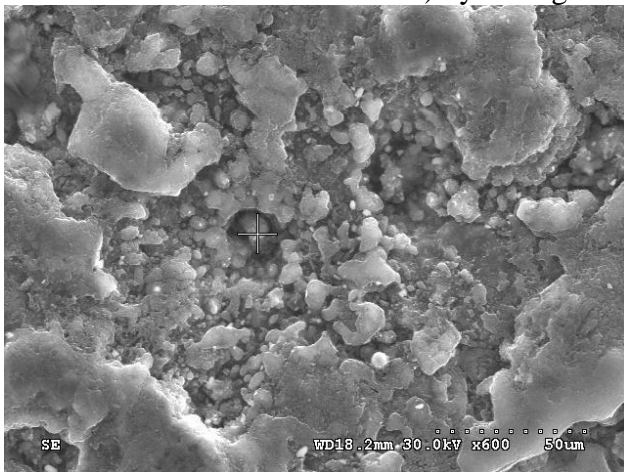


c)

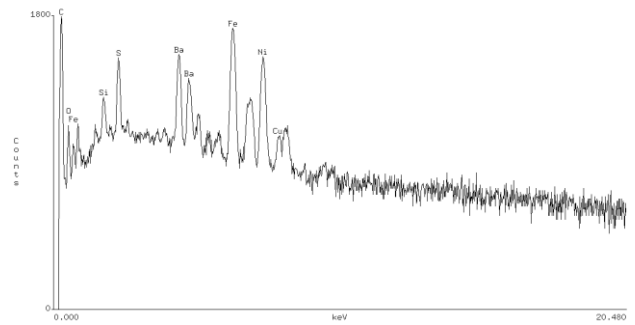


d)

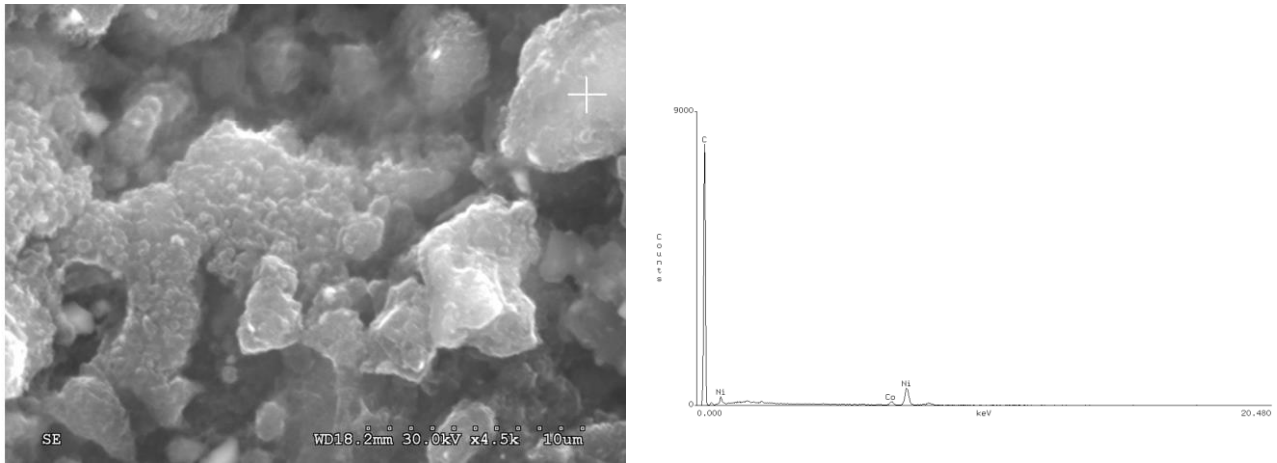
Rys. 42. SEM powierzchni PCD po EDM i dyfraktogramy wskazanych wydziień (dla parametrów poz. 6 tabl. 4): a) SEM ze wskazaniem wgłębienia, b) dyfraktogram wgłębienia, c) SEM ze wskazaniem wydzielenia jasnego, d) dyfraktogram wydzielenia jasnego



a)



b)

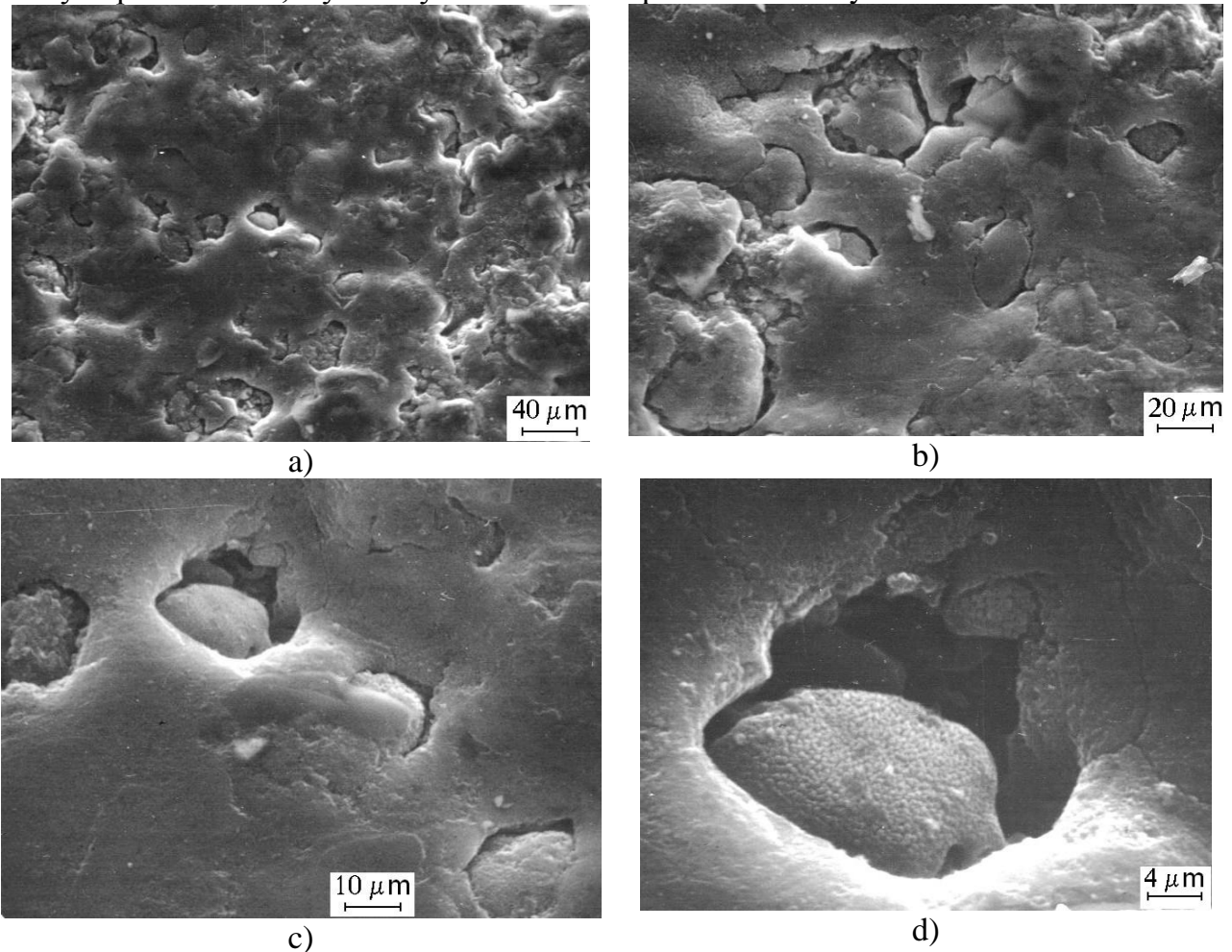


c)

d)

Rys. 43. SEM powierzchni PCD po EDM i dyfraktogramy wskazanych wydzielen (dla parametrów poz. 9 tabl. 4): a) SEM ze wskazaniem wydzielen kulistego, b) dyfraktogram wydzielen kulistego, c) SEM ze wskazaniem fazy szarej, d) dyfraktogram fazy szarej

Na rys. 44 do 50 zamieszczono SEM powierzchni PCD po EDM obrobionych przy różnych parametrach, wykonanych na mikroskopie BS-300 f-my Tesla.



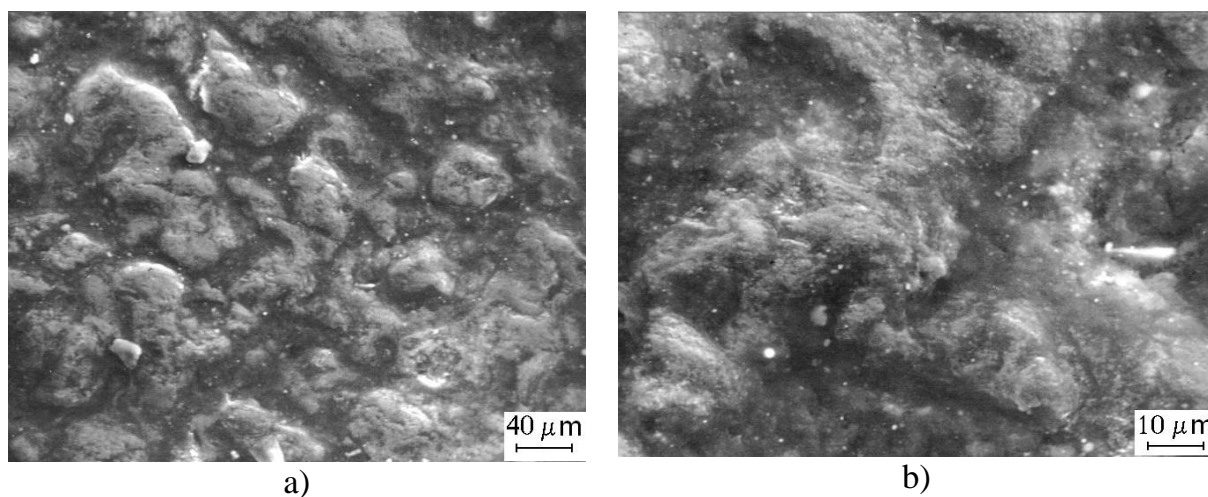
a)

b)

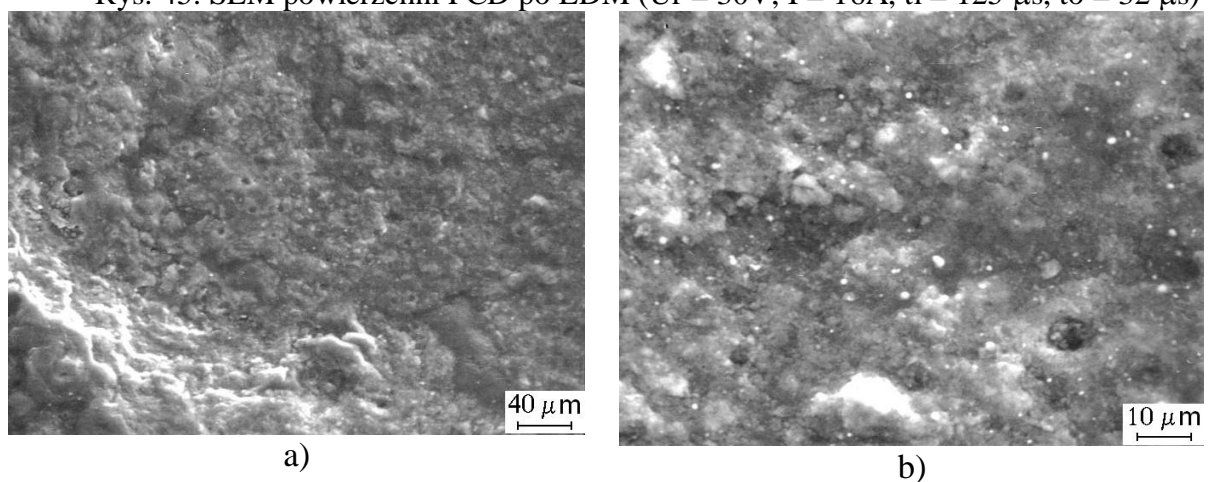
c)

d)

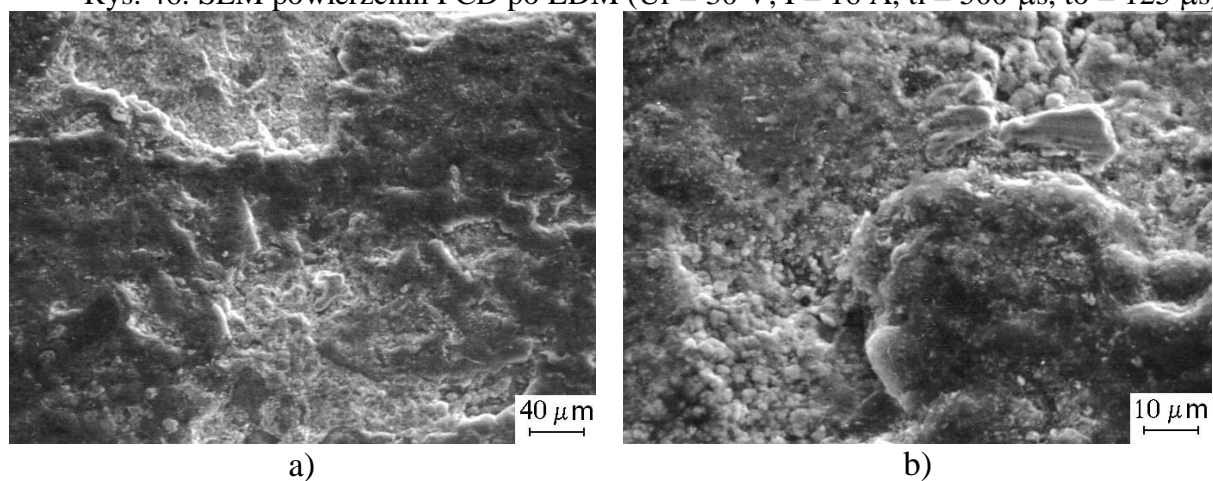
Rys. 44. SEM powierzchni PCD po EDM ($U_r = 35 \text{ V}$, $I = 8 \text{ A}$, $t_i = 125 \mu\text{s}$, $t_o = 32 \mu\text{s}$)



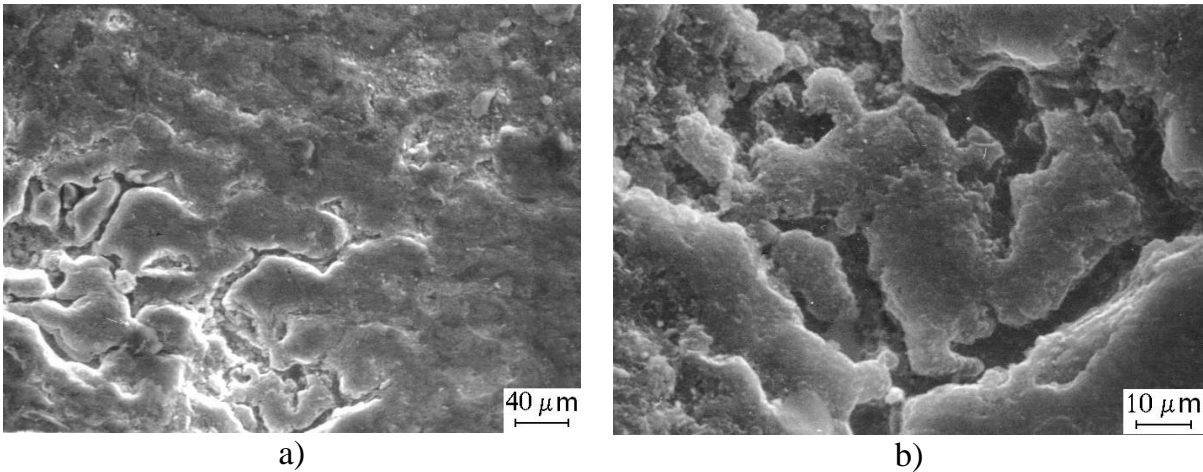
Rys. 45. SEM powierzchni PCD po EDM ($U_r = 30V$, $I = 16A$, $t_i = 125 \mu s$, $t_o = 32 \mu s$)



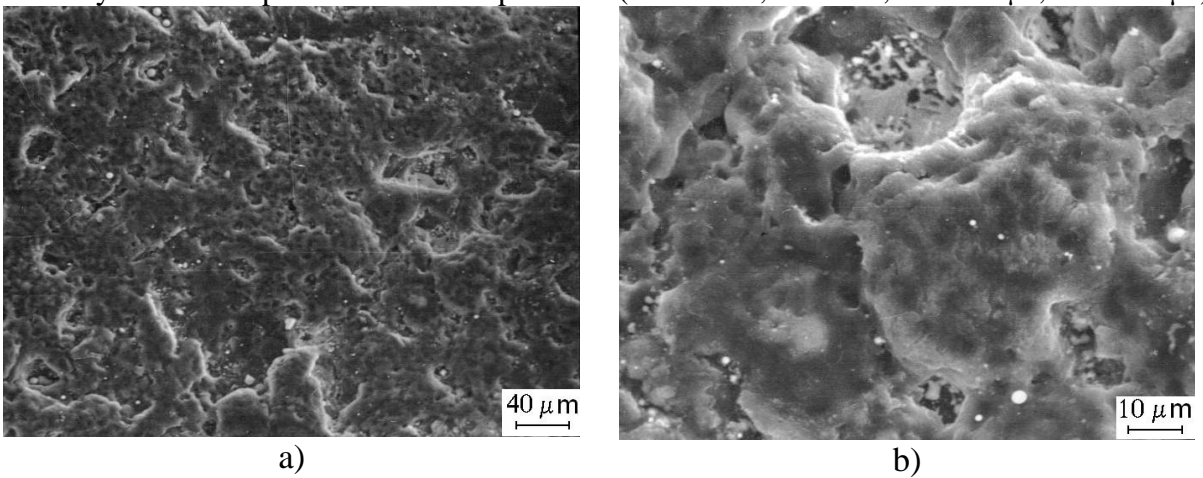
Rys. 46. SEM powierzchni PCD po EDM ($U_r = 30 V$, $I = 16 A$, $t_i = 500 \mu s$, $t_o = 125 \mu s$)



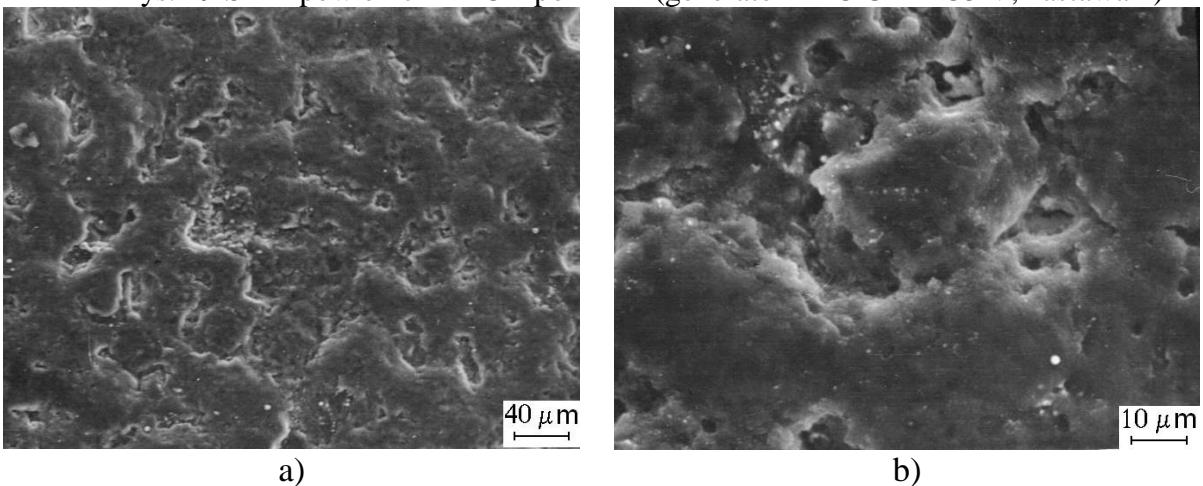
Rys. 47. SEM powierzchni PCD po EDM ($U_r = 30 V$, $I = 32 A$, $t_i = 125 \mu s$, $t_o = 32 \mu s$)



Rys. 48. SEM powierzchni PCD po EDM ($U_r = 30 \text{ V}$, $I = 32 \text{ A}$, $t_i = 500 \mu\text{s}$, $t_o = 125 \mu\text{s}$)



Rys. 49 SEM powierzchni PCD po EDM (generator RLC $U_r = 135 \text{ V}$, nastawa 1)



Rys. 50. SEM powierzchni PCD po EDM (generator RLC $U_r = 135 \text{ V}$, nastawa 3)

Analizując fotografie SEM powierzchni PCD po EDM i wyniki mikroanalizy Rentgenowskiej charakterystycznych wydzieleni fazowych (Rys. 44 do 50) można stwierdzić, że wygląd powierzchni i składy wydzieleni fazowych uległy zmianie w stosunku do powierzchni surowej (Rys. 44). Powierzchnia surowa charakteryzuje się w miarę jednorodną strukturą fazową z drobnymi wydzieleniami fazy białej i szarej. W fazie szarej i czarnej (1, 3 z Rys. 42 a i d) dominującymi składnikami są: węgiel, krzem Si i nikiel Ni.. Natomiast w fazie białej (2) dominującymi składnikami są: Ni, trochę C, ale ujawnił się Co, Mo, Mn, Fe. Rejestrowany jest także krzem. Mikroanaliza Rentgenowska nie pozwala na

zidentyfikowanie odmiany węgla, a o jego zawartości w składzie świadczy wysokość pików na wykresie.

Po obróbce elektroerozyjnej struktura powierzchni staje się bardziej zróżnicowana, obok bardzo małych cząstek o kształcie często kulistym pojawiają się wydzielania o kształtach nieregularnych różnej wielkości i różnym zabarwieniu-ma charakter wysepkowy. Ponadto można zauważyć wgłębienia (kawerny) o różnych kształtach i nierzadko z drobnymi wydzieleniami wewnątrz w postaci kulek lub cząstek o obłych krawędziach. Zróżnicowanie to wzrasta wraz ze wzrostem parametrów obróbki EDM czyli ze wzrostem energii impulsów

Z przytoczonych dyfraktogramów wynika, że po EDM PCD, podstawowym składnikiem poszczególnych cząstek jest węgiel. Węgiel może pochodzić z grafityzacji diamentu, ale także z pirolizy dielektryka, którym była nafta kosmetyczna. W kanale plazmowym podczas wyładowania może dochodzić do tworzenia różnego rodzaju związków chemicznych z pierwiastków będących składnikami: materiału obrabianego, materiału elektrody-narzędzia oraz dielektryka. Dlatego też w niektórych cząstkach (Rys. 41c, 42b, 43b) pojawia się np. miedź (Cu) z erozji elektrody narzędzia, Ni, Co, Fe, Si, Ba, Ca i inne pierwiastki, jako wynik erozji przedmiotu, elektrody oraz pirolizy dielektryka. W efekcie uzyskuje się cząstki powstałe w wyniku sublimacji i przetopienia w warunkach wyładowania elektrycznego (w kanale plazmowym) o bardzo złożonym składzie chemicznym, strukturalnym i fazowym. Nawet, jeśli jest to cząstka oderwana od podłoża w sposób mechaniczny (np. kryształ diamentu, ziarno ceramiczne lub tp.) jest ono powleczone cienką warstewką (powłoką) kompozycji o złożonym składzie chemicznym powstałym z par lub wrzącego tworzywa podczas wyładowania elektrycznego i zastygłego wokół tej cząstki. To tłumaczy dobrą przyczepność cząstek do podłoża, często pozornie luźno rozrzuconych na powierzchni obrobionej. Stosowane różne sposoby mycia i oczyszczania powierzchni po EDM okazują się mało skuteczne, ponieważ te cząstki poprzez utworzoną powłokę są mocno związane z podłożem. Pełne potwierdzenie wyżej wysuniętych hipotez wymagałoby przeprowadzenia bardzo szczegółowych, pracochłonnych i kosztownych badań.

Wnioski

Z przeprowadzonej w pracy analizy teoretycznej oraz badań doświadczalnych można wyciągnąć następujące wnioski:

1. Mechanizm erozji elektrycznej w kompozytach o osnowie metalowej jest bardzo złożony i silnie zależy od właściwości fizyko-chemicznych i mechanicznych materiału obrabianego, charakterystyki impulsu elektrycznego, charakterystyki układu posuwowego i różni się w sposób wyraźny od mechanizmu erozji metali oraz ich stopów.
2. Z przeprowadzonej analizy naprężeń w otoczeniu pojedynczego ziarna umacniającego kompozyt, powstających podczas wyładowania elektrycznego wynika, że na granicy ziarno – osnowa mogą powstawać naprężenia doprowadzające do utraty więzi pomiędzy składnikami. Ułatwia to usuwanie swobodnych ziaren nie przewodzących prądu elektrycznego z obrabianego materiału. Na skutek powstawania podczas wyładowania dużego gradientu temperatury, w samych ziarnach powstają naprężenia, które mogą powodować pękanie i kruszenie, co ułatwia ewakuację tych ziaren z miejsca obróbki. Przytoczono fotografie zglądów metalograficznych i fotografie SEM powierzchni obrobionych pośrednio potwierdzają wysunięte hipotezy dotyczące mechanizmu erozji cząstek nie przewodzących prądu.

3. Udział procesów topienia w erozji podczas wyładowania elektrycznego w warunkach EDM zależy od rozmiarów, właściwości fizyko-chemicznych i mechanicznych, a zwłaszcza temperatury topliwości cząstek umacniających kompozyt. Wzrost rozmiarów ziaren, wpływa na wzrost wydajności procesu EDM i wzrost chropowatości powierzchni obrobionej, natomiast wzrost temperatury topliwości cząstek powoduje spadek wydajności.
4. Wysoka temperatura powstająca podczas wyładowania elektrycznego powoduje całkowitą lub częściową grafityzację ziaren diamentu w kompozycie PCD, umożliwiając jego obróbkę.
5. Podczas obróbki EDM/WEDM obserwuje się zmiany w składzie chemicznym i fazowym oraz w strukturze geometrycznej warstwy wierzchniej powierzchni obrobionej. Charakter tych zmian i głębokość oddziaływania zależą: od właściwości fizykochemicznych osnowy i ziaren umocnienia, oraz charakterystyki impulsów prądowych.
6. Struktura geometryczna powierzchni (SGP) obrobionej elektroerozyjnie kompozytu PCD ma charakter „wysepkowy”, co wyraźnie widać na fotografiach SEM. (22 do 25 i 41 do 50)
7. W przypadku innych ziaren umacniających (Al_2O_3 , SiC, Si_3N_4) można zauważyć [22], że wraz ze wzrostem temperatury topnienia i koncentracją tych cząstek oraz konduktywności, SGP po EDM coraz bardziej upodabnia się do SGP po EDM dla PCD. Wpływ ten jest dodatkowo sprzężony z charakterystyką impulsu elektrycznego wykorzystywanego do obróbki.
8. Niejednorodność wielkości ziaren i ich rozłożenia w strukturze kompozytu , utrudnia obróbkę elektroerozyjną, a czasem może uniemożliwiać jej kontynuację – np. na skutek częstego zrywania drutu podczas cięcia WEDM lub łamania czy zginania elektrod w czasie mikrodrążenia. Te niejednorodności są przyczyną bardzo dużych rozrzutów wyników badań związanych z określeniem wskaźników technologicznych EDM dochodzących nawet do kilkuset %.
9. Celowym wydaje się, podjęcie pogłębionych badań związanych z jednoznacznym wyjaśnieniem wpływu wielkości ziaren diamentu, rodzajem osnowy i charakterystyki impulsu elektrycznego na chropowatość powierzchni obrobionej PCD.
10. Dla pełnego wyjaśnienia zjawisk zachodzących w kanale plazmowym w warunkach EDM i ich skutków oraz oddziaływania na układ (materiał obrabiany – elektroda – dielektryk), niezbędne jest dalsze kontynuowanie badań w tym zakresie, celem lepszego ich poznania. Do badania efektów i skutków (zwłaszcza dotyczących struktury metalograficznej) niezbędnym staje się wykorzystanie wielu subtelnych wysokospecjalizowanych metod badawczych.

Literatura

1. Andriejew W. D., Malik W. R., Jeduchowicz P.: Swierchtwiordyje matier., 2 1984 16
2. Baley B.A, Weiner J. W.: Theory of Thermal Stress. John Wiley and Son, Inc. N. Y. 1960
3. Gadalla A.M.: EDMing Ceramics and Composites Cutting Tool Engineering, 34/April, 1993, pp.34-43.
4. Gadalla A.M., Tsai W.: Electrical Discharge Machining of Tungsten Carbide-Cobalt Composites. Journal of the American Ceramic Society. Vol. 72, Nr 8, August 1989,pp 1396 - 1401
5. Humienny Z. i in.: Specyfikacje geometrii wyrobów (GPS). Podręcznik europejski, WNT Warszawa 2004.

6. Jaworska L.: Diament – otrzymywanie i zastosowanie w obróbce skrawaniem. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2007.
7. Jennigs M.: Wire Drawing with Natural Diamond and PCD Diamond in Industrii. De Beers Industrial Diamond Division, 1991.
8. Konig W., Panten U.: An Effective Machining Process Even for Ceramic Materials, Proceed. of the 10th International Symposium Elektromachining-ISEM X, Magdeburg, Germany, 1992.
9. Konig W., Dauw D.F., Levy G., Panten U.: EDM-Future Steps Towards the Machining of Ceramics. Ann. CIRP, 37(1988), 623-631.
10. Kozak J., Rajurkar K.P., Wang S.Z.: Material Removal in WEDM of PCD Blanks, ASME Journal of Engineering for Industry, vol. 116, Nr 3, 1994.
11. Kozak J., Perończyk J.: Electrical Discharge Machining of Polycrystalline Diamond (PCD). 12-th Intern. Sym. for Elektrom. (ISEM XII) Aachen, May 11-13 1998, VDI Berichte Nr 1405, 1998, pp. 465-474.
12. Kozak J., Perończyk J., Gulbinowicz Z.: Oszacowanie naprężeń cieplnych w kompozytach podczas obróbki elektroerozyjnej. Inżynieria Maszyn – Obróbka Elektroerozyjna, Technologia, pod red. M. Styp-Rekowskiego i J. Musiała, Wyd. Wrocławskiej Rady FSNT NOT. Vol. 12 N. 1. 2009. str. 45 – 50.
13. Livsic A.L.: Fiziceskaja model objemnoj elektroerozjonnoj obrabotki. Stanki i Instrument 9/1977, s. 4-8.
14. Livsic A. L. i inni: Elektro-impulsnaja obrabotka metallov, Izd. Masinostroenie, Moskva 1967.
15. Miernikiewicz A.: Doświadczalno-Teoretyczne Podstawy Obróbki Elektroerozyjnej (EDM). Wyd. Politechnika Krakowska im. Tadeusza Kościuszki, Monografia 274, Kraków 2000.
16. Miernikiewicz A.: Praca Doktorska, Politechnika Krakowska, Wydział Mechaniczny, Kraków 1989 r.
17. Morgan Ch. J. Micro Electro-Discharge Machining: Techniques And Procedures For Micro Fabrication. University of Kentucky 2004
18. Nowicki B.: Struktura geometryczna powierzchni. Chropowatość i falistość powierzchni. WNT Warszawa 1996.
19. Oczóś K.E.: Nanotechnologia – ultraprecyzyjne procesy technologiczne. Mechanik. 1995 5-6, str. 165-172
20. Oczóś K. E.: Kształtowanie ceramicznych materiałów technicznych. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej 1998.
21. A. R. Olszyna: Ceramika supertwarda Oficyna wydawnicza Politechniki Warszawskiej. Warszawa 2001
22. Perończyk J., Obróbka elektroerozyjna kompozytów na osnowie metalowej i ceramiki technicznej, Rozprawa doktorska, Wydział Inżynierii Produkcji, Politechnika Warszawska, Warszawa 2008.
23. Perończyk J., Stefko A., Grotkowski K.: Wytwarzanie narzędzi skrawających z warstwą DP do mikroobróbki. Obróbka Skrawaniem, Wysoka Produktowność pod red. P. Cichosza, Oficyna Wydawnicza PWr, Wrocław, 2007 str. 237-243.
24. Perończyk J., Kozak J., Pracki M.: Drażenie elektroerozyjne (EDM) kompozytu polikrystalicznego diamentu (PCD). Inżynieria Maszyn – Obróbka Elektroerozyjna, Technologia, pod red. M. Styp-Rekowskiego i J. Musiała, Wyd. Wrocławskiej Rady FSNT NOT. Vol.12. N. 1. 2009. str. 94 – 102.
25. Snoeys R., Van Dijck F.: Investigations of EDM operations by Means of Thermo-Mathematical Models. Annals of the CIRP, Vol. 20/1/1971, s. 35-36
26. Snoeys R., Van Dijck F.: Plasma Chanel Diameter Growth Stock Removal in EDM. Annals of the CIRP, Vol. 21/1/1972, s. 39-40
27. Spur G., Liebelt S., Appel S.: Wire –Electrical Discharge Machining of Low Conductive Materials, Proc. of 12nd Intern. MATADOR Conference, 2002, 431-436.
28. Syndie et Mondie – the largest Die Blank Range in the World. Industrial Diamond Reviews, Vol. 51, N. 545, 1/1991, pp. 168-172.

29. Wang S.Z., Rajurkar K.P., Kozak J.: Effect of Grain Size on WEDM of PCD, Proceed. Int. Conf. on Machining Advanced Materials, Gaithersburg 1993.
30. Wang S.Z., Kozak J., Rajurkar K.P.: Study of Wire Electrical Discharge Machining of Polycrystalline Diamond. a) Transaction of NAMRI/SME vol. XXI, 1993, b) EDM Technology Transfer Vol.2, 1994.
31. Wilkins C.: EDMing Polycrystalline Diamond, EDM Today. September/October 1994, Issue.

SELECTED PROBLEMS OF SUPERFICIAL LAYER ESTABLISHMENT AFTER THE ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING OF THE POLYCRYSTALLINE DIAMOND BLANKS WITH COBALT BINDER.

The authors described theses taken up by numerous scientists and connected with the nature of electrical erosion during the PCD machining and they pointed up substantial differences of this process when compared to one taking place for metals and their alloys. This difference is significant for surface layer establishment of the part surfaces subjected to the electrical discharge machining. The presented research results confirm the complex nature of phenomena taking place in the inter-electrode gap during the electrical discharges and validity of the framed theses. The machined surface features specific surface texture and its structure displays significant changes and high level of residual stress.

ИЗБРАННЫЕ ВОПРОСЫ, СВЯЗАННЫЕ С ФОРМИРОВАНИЕМ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЭЛЕКТРОИСКРОВОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ КОМПОЗИТОВ ПКА С КОБАЛЬТОМ В КАЧЕСТВЕ СВЯЗУЮЩЕГО

В статье приведено ряд гипотез о механизме электрической эрозии в процессе EDM ПКА композитов. Подчеркивая существенные различия о ходе этого процесса по сравнению обработки металлов и их сплавов. Это оказывает существенное влияние на формирование поверхностного слоя при электроискровой обработке поверхностей. В статье представлены результаты исследований, которые подтверждают сложность явлений, происходящих в зазоре между электродами во время электрического разряда и обоснованность поставленных гипотез. Обработанная поверхность характеризуется определенной геометрической структурой, а металлографическая структура также претерпевает значительные изменения и возникают

WPLYW PROCESU KULOWANIA NA WŁAŚCIWOŚCI ZMĘCZENIOWE ELEMENTÓW ZE STOPU MAGNEZU AZ91

DZIERWA Andrzej¹⁵

Słowa kluczowe: kulowanie, wytrzymałość zmęczeniowa, stopy magnezu

W artykule przedstawiono wyniki badań możliwości poprawy wytrzymałości zmęczeniowej przez kulowanie. Badania przeprowadzono na próbkach o nieregularnych kształtach wykonanych ze stopu magnezu AZ91. Mierzono parametry stereometrii powierzchni i granicę wytrzymałości zmęczeniowej na zginanie wahadłowe. Wykazano istnienie korelacji pomiędzy parametrem S_a kulowanej powierzchni a wytrzymałością zmęczeniową. Stwierdzono, że kulowanie może być stosowane do poprawy właściwości zmęczeniowych elementów ze stopu magnezu AZ91.

Wprowadzenie

Kulowanie jest procesem obróbki plastycznej na zimno (nagniatanie), podczas którego powierzchnia obrabianej części jest uderzana małymi, twardymi, okrągłymi cząstkami tzw. drobiwa (śrutu stalowego, kulek łożyskowych lub kulek szklanych). W przeciwieństwie do innych metod nagniatania kulowanie zazwyczaj nie powoduje zmniejszenia wysokości nierówności powierzchni obrabianej. Powoduje natomiast wzrost twardości warstwy wierzchniej i ukonstytuowanie w niej naprężeń ściskających, przez co jest stosowane jako obróbka przeciwzmęczeniowa. Stanowi ekonomiczną i praktyczną metodę nagniatania elementów o nieregularnych kształtach, a także elementów dużej twardości [1].

Kulowanie może być wykonane na urządzeniach mechanicznych (wirnikowych) lub pneumatycznych, w których cząsteczki drobiwa napędzane są sprężonym powietrzem. Kulowanie na takich urządzeniach nazywa się pneumokulowaniem, a główne (sterowalne) parametry tego procesu to:

- ciśnienie zasilania,
- odległość dyszy od obrabianej powierzchni,
- czas obróbki,
- rodzaj drobiwa (masa, średnica kulek).

Wyniki kulowania w dużej mierze są też zależne od: liczby dysz, kąta padania kulek oraz prędkości i kinematyki obróbki. Jednakże te parametry zależą głównie od konstrukcji urządzenia i rzadko istnieje możliwość sterowania nimi na konkretnym stanowisku obróbkowym.

Skuteczność procesu kulowania można kontrolować przez:

- kontrolę intensywności kulowania (kontrolę naprężeń za pomocą płytek Almena [2]),
- pomiary mikrotwardości warstwy wierzchniej,
- pomiary chropowatości powierzchni.

Pomiarów mikrotwardości dokonuje się na wycinkach materiału. Kontrola naprężeń za pomocą płytek Almena jest możliwa tylko na modelach lub częściach próbnych (płytką Almena umieszczoną na części rzeczywistej przesłania fragment tej części, uniemożliwiając jego okulowanie). Współczesna technika pomiarowa umożliwia natomiast łatwe pomiary parametrów stereometrii powierzchni. Fakt, że stan stereometryczny powierzchni wyraźnie wpływa na wytrzymałość zmęczeniową, jest powszechnie znany. Nie są znane natomiast

¹⁵ Politechnika Rzeszowska

zależności liczbowe określające ten wpływ. Gdyby udało się określić związek korelacyjny pomiędzy granicą wytrzymałości zmęczeniowej a którymś z parametrów stereometrii powierzchni, mógłby on stanowić łatwy do kontroli wskaźnik skuteczności procesu kulowania.

Najpopularniejszym, obecnie stopem odlewniczym na osnowie magnezu jest AZ91 [3]. Głównymi składnikami stopowymi są w nim: aluminium, cynk i mangan. Aluminium polepsza wytrzymałość na rozciąganie i twardość oraz czyni stop łatwiejszym do odlewania. Cynk stosuje się, aby podnieść wytrzymałość stopu w temperaturze pokojowej, natomiast mangan zwiększa jego odporność na korozję [4]. Stop AZ91 ma dobre właściwości wytrzymałościowe i dobrą leżność. Duża zawartość aluminium (ok. 9% mas.) skutkuje małą plastycznością w temperaturze pokojowej, co spowodowane jest występowaniem na granicach ziaren, kruchej fazy γ - $Mg_{17}Al_{12}$ [5].

W jednych z nielicznych prac dotyczących procesu nagniatania stopów magnezu (AZ80), autorzy opisują próbę jego nagniatania dwoma metodami: krążkowaniem naporowym tocznym oraz kulkowaniem [6, 7]. Określili oni wpływ powyższych procesów na wytrzymałość zmęczeniową. W wyniku tych badań autorzy wykazali korzystne właściwości zarówno krążkowania jak i w nieco mniejszym stopniu kulkowania nad elektropolorowaniem.

Kolejne próby umacniania przez kulkowanie prowadzone na stopie AZ80 przez autorów pracy [8] również wykazały wpływ pozytywny tego rodzaju umacniania na wytrzymałość zmęczeniową. Kulkowanie odbywało się śrutem typu SCCW 14 przy różnej intensywności kulkowania. Wykazano, że im wyższa jest intensywność umocnienia tym lepsza trwałość zmęczeniowa.

W pracy [9] poddano kulkowaniu stop AZ80 z zastosowaniem różnego rodzaju medium (śrut cięty, śrut odlewany, kulki szklane, kulki ceramiczne). Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono, że przy większej intensywności kulkowania nastąpiło pogorszenie wytrzymałości zmęczeniowej. Tłumaczyć to można gorszym stanem struktury geometrycznej powierzchni. Jak widać choćby na przykładzie tej pracy nie zawsze, po kulkowaniu, pomimo wprowadzenia do materiału korzystnego, ściskającego stanu naprężenia, następuje poprawa wytrzymałości zmęczeniowej. Jest ona chyba w dużej części zależna od SGP i jakości samego stopu [10, 11, 12].

Celem badań było stwierdzenie możliwości obróbki metodą kulowania elementów wykonanych ze stopu magnezu AZ91 oraz znalezienie korelacji pomiędzy parametrami stereometrii powierzchni a wytrzymałością zmęczeniową elementów chromowanych.

Metodyka badań

Do badań użyto próbek wykonanych ze stopu magnezu AZ91, którego właściwości zaprezentowano w tabelach 1 i 2.

Tabela 1. Procentowy skład chemiczny stopu AZ91

Cu	Si	Mn	Fe	Ni	Zn	Al
0,01	0,05	0,25	0,004	0,001	0,65	8,9

Badania prowadzono według planu $PS/DK 3^2$ [13], wykonując $n = 9$ doświadczeń, przyjmując i oznaczając jako czynniki wejściowe (przyjmowane na trzech poziomach

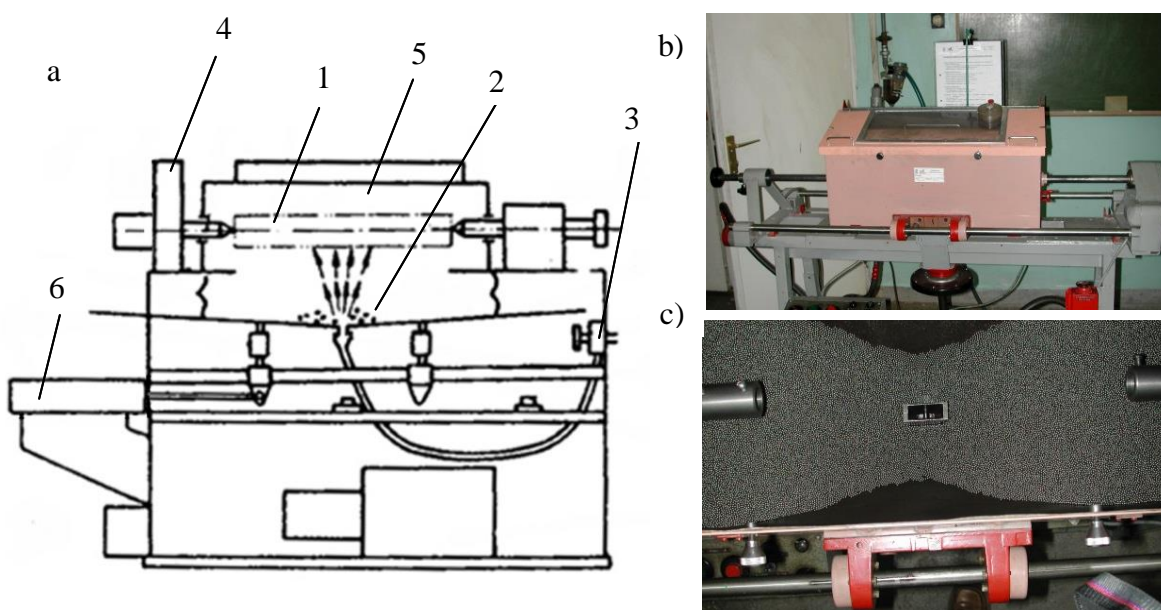
Tabela 2. Właściwości stopu AZ91

Granica wytrzymałości	R_m [MPa]	220
Umowna granica plastyczności	$R_{0,2}$ [MPa]	160
Twardość	HB	75
Wydłużenie	A_5 [%]	5

zmienności) procesu kulowania:

- p – ciśnienie zasilania: 0,35; 0,5 oraz 0,65 MPa,
- t – czas obróbki: 30; 45 oraz 60 min.

Średnica kulek łożyskowych w badaniach wynosiła 1,5 mm. Do przeprowadzenia badań wykorzystano obrabiarkę do pneumokulowania zaprojektowaną i wykonaną w Katedrze Technologii Maszyn i Organizacji Produkcji Politechniki Rzeszowskiej. Zasada pracy urządzenia polega na nagniataniu przedmiotu obrabianego (PO) strumieniem kulek wyrzucanych z dyszy. Dysza zasysa leżące w dolnej części komory kulki i wyrzuca je w stronę PO. Kulki uderzają w obrabiany element z dużą prędkością (powodując jego umocnienie), odbijają się od niego i opadają na dno komory roboczej, po czym są ponownie porywane przez strumień powietrza. Równocześnie następuje przesuw całej komory wraz z dyszą względem PO wzdłuż prowadnic. Urządzenie do kulowania zaprezentowano na rys. 1.



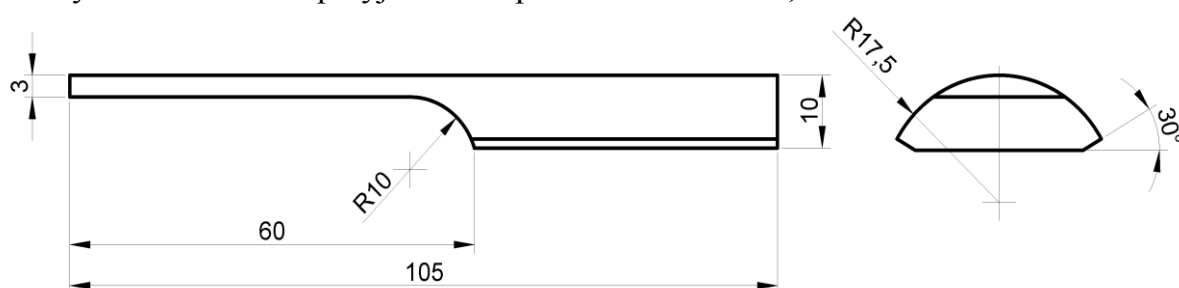
Rys. 1. Urządzenie do kulowania części maszyn:

- a) schemat urządzenia: 1 – przedmiot obrabiany, 2 – wanna z dyszą i kulkami, 3 – układ doprowadzania powietrza, 4 – napęd ruchu obrotowego przedmiotu obrabianego, 5 – komora robocza, 6 – napęd ruchu posuwisto-zwrotnego wanny z dyszą,
 b) widok z boku, c) widok dna komory roboczej.

Zakres zmienności czynników wejściowych tak dobrano (na podstawie wcześniejszych doświadczeń i analiz), by kulowanie nie powodowało uszkodzeń stopu, ale jak najlepiej były wykorzystane możliwości techniczne stanowiska obróbczego. Za czynnik wynikowy (mierzony) przyjmowano kolejno parametry: Z_{gw} (granica wytrzymałości zmęczeniowej na zginanie wahadłowe) oraz parametry stereometrii powierzchni (oznaczenia według ISO 25178-2:2012): S_a – średnie arytmetyczne odchylenie chropowatości; Str – wskaźnik tekstury powierzchni; S_{al} – długość odcinka najszybszego zanikania funkcji autokorelacji;

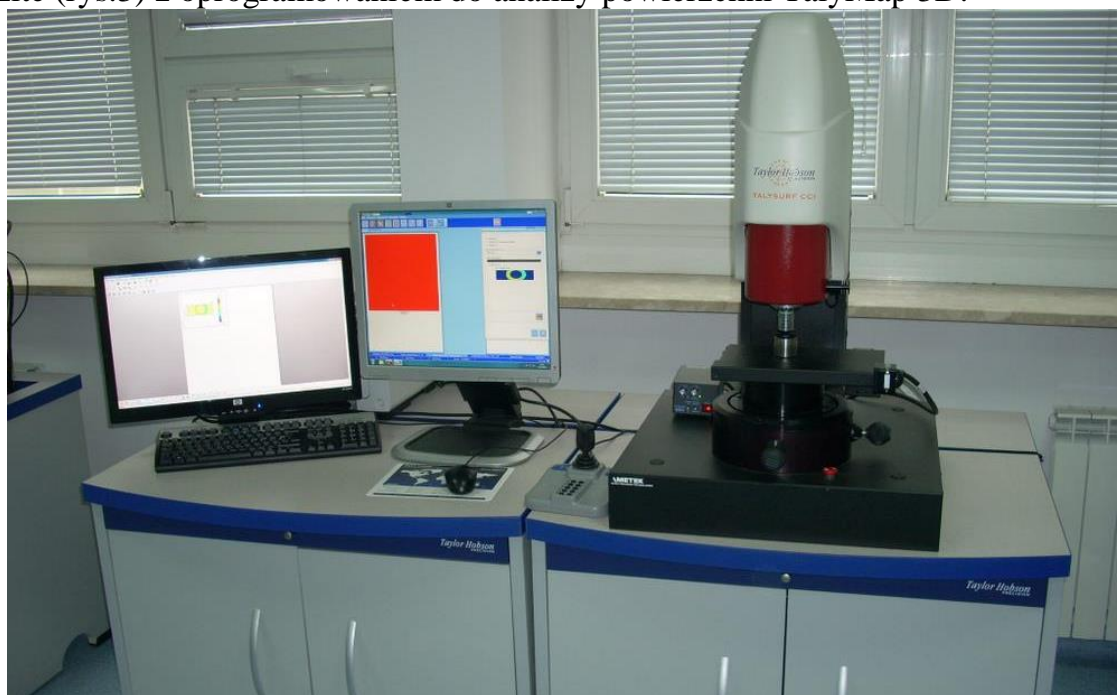
Ssk – kurtoza powierzchni oraz Std – kierunkowość struktury powierzchni (przyjęte na podstawie analiz korelacyjnych zawartych w pracach 16 i 18). Cykl obliczeń powtórzono kilkakrotnie, za każdym razem przyjmując za czynnik wynikowy jeden z wyżej wymienionych parametrów.

Badania wytrzymałości zmęczeniowej prowadzono na wibratorze elektrodynamicznym metodą schodkową (Dixona) [14, 15]. Stanowisko do badań, metodyka pomiarów i obliczeń są szczegółowo opisane w pracach [15, 16, 17]. Badania prowadzono na wyciętych z kulowanych wałków próbkach o specjalnym kształcie (rys. 2), umożliwiającym ściśle zlokalizowanie pęknięcia zmęczeniowego na powierzchni walcowej [15], a przez to adekwatną ocenę wytrzymałości zmęczeniowej w zależności od rodzaju obróbki wykańczającej próbek. Granicę wytrzymałości zmęczeniowej określano metodą schodkową [14] na partiach o liczności 15 próbek. Oprócz 9 partii kulowanych w różnych warunkach do celów porównawczych określono też granicę wytrzymałości zmęczeniowej próbek toczonej. Do obliczeń przyjmowano poziom istotności 0,05.



Rys. 2. Kształt próbki do badań

Strukturę geometryczną powierzchni badano na interferometrze światła białego Talysurf CCI Lite (rys.3) z oprogramowaniem do analizy powierzchni TalyMap 3D.



Rys. 3. Interferomet światła białego Talysurf CCI Lite

Pomiary wykonano na obszarze próbkowania $1,85 \times 1,85$ mm. Wszystkie badania i pomiary wykonywano z trzykrotną powtarzalnością.

Wyniki badań

Matrycę planowania eksperymentu, wyniki badań wytrzymałości zmęczeniowej oraz pomiarów parametrów wynikowych zamieszczono w tabelicy 3.

Tabela 3. Matryca planu PS/DK 3² i wyniki badań (znak + oznacza wartość czynnika wejściowego na poziomie górnym, znak 0 na poziomie środkowym a znak – na poziomie dolnym).

Lp.		1	2	3	4	5	6	7	8	9
Czynniki wejściowe	x ₀	+	+	+	+	+	+	+	+	+
	x ₁	+	+	+	0	0	0	-	-	-
	x ₂	+	0	-	+	0	-	+	0	-
	x ₁ ²	+	+	+	0	0	0	+	+	+
	x ₂ ²	+	0	+	+	0	+	+	0	+
	x ₁₂	+	0	-	0	0	0	-	0	+
Czynniki wyjściowe	Zgw	116,2	100,2	94,6	103,2	106,2	80,2	111,6	86,2	82,6
	Sa	1,59	2,12	2,55	1,92	2,51	2,62	2,08	2,48	3,21
	Ssk	-0,085	0,0294	-0,267	-0,012	-0,084	-0,014	-0,105	0,0245	-0,138
	Str	0,823	0,702	0,813	0,813	0,874	0,778	0,758	0,867	0,79
	Sal	0,0613	0,0666	0,0666	0,0663	0,102	0,0948	0,0597	0,102	0,0948
	Std	63,5	-45	63,5	45	45	63,5	45	-63,5	63,5

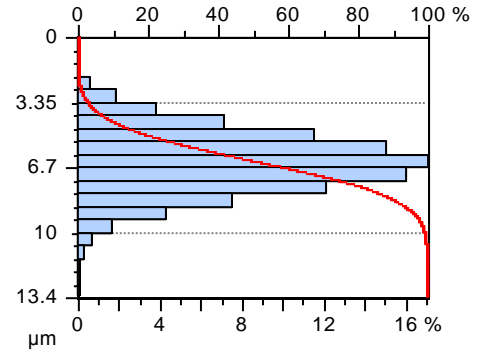
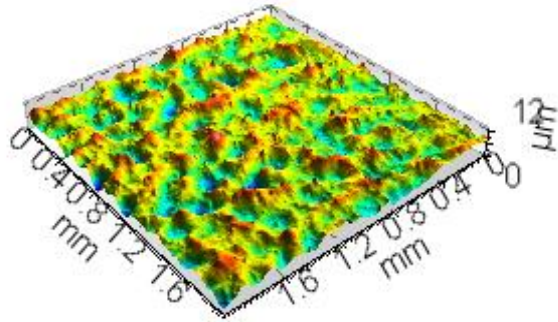
W wyniku kulowania uzyskano charakterystyczną, bezkierunkową strukturę stereometryczną powierzchni o 100-procentowym stopniu pokrycia powierzchni bez jakichkolwiek widocznych uszkodzeń stopu. Analizując widoki i fotografie powierzchni po procesie kulowania, uzyskano powierzchnię, na której widoczne są obszary "wygładzone" będące odwzorowaniem powierzchni kulek uderzających w próbkę. Zmiany te zostały najlepiej scharakteryzowane przez niektóre parametry przestrzenne. Topografie powierzchni po procesie kulowania oraz krzywe udziału materiałowego dla poszczególnych wariantów zaprezentowano na rysunku 4.

Zamieszczone w tabeli 3 wyniki badań wykazały zmienność wytrzymałości zmęczeniowej w granicach od 80,2 do 116,2 MPa, w zależności od stosowanych parametrów kulowania. Ze względu na to, iż stan warstwy wierzchniej może wpływać na właściwości zmęczeniowe, w pracy podjęto próbę określenia stopnia skorelowania tych parametrów z wytrzymałością zmęczeniową. W tej analizie zakładano liniową zależność wytrzymałości zmęczeniowej od konkretnego parametru SGP zgodnie ze wzorem:

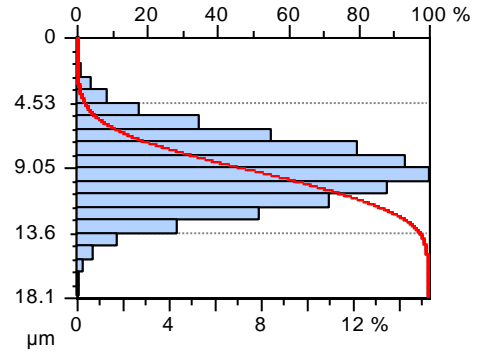
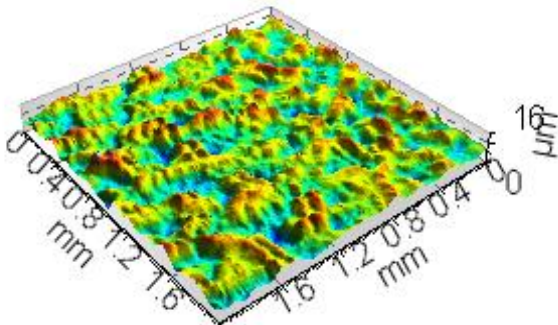
$$Zgw = a \cdot Pt + b \quad (1)$$

gdzie: Pt – rozpatrywany parametr

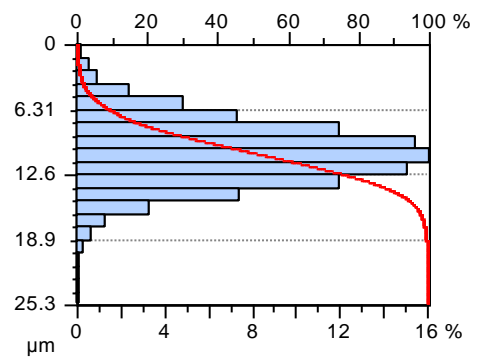
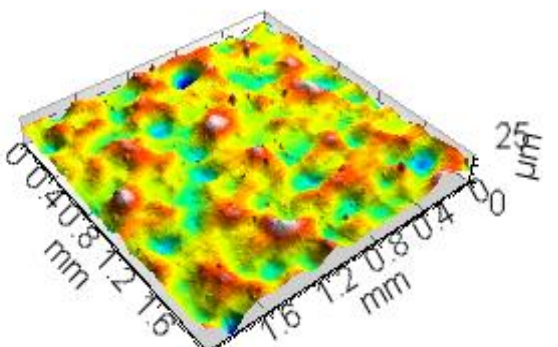
1)



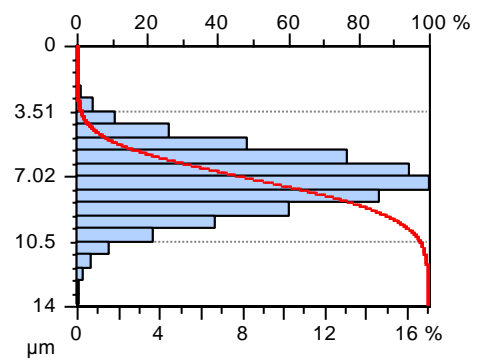
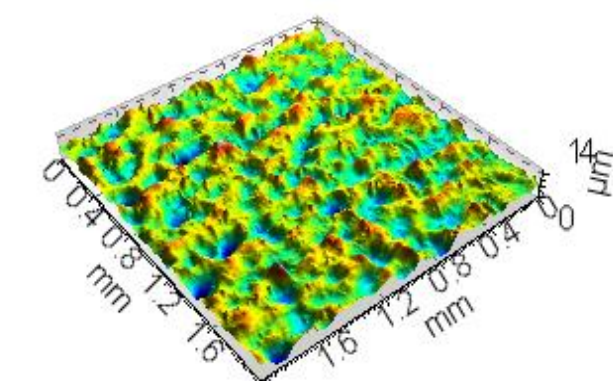
2)



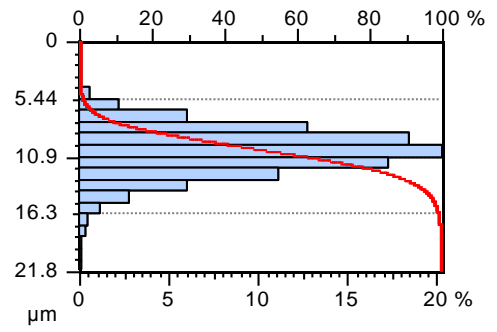
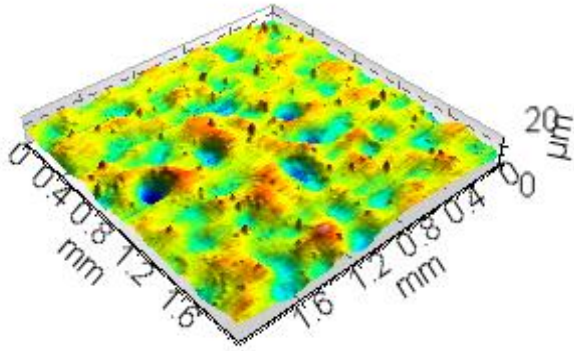
3)



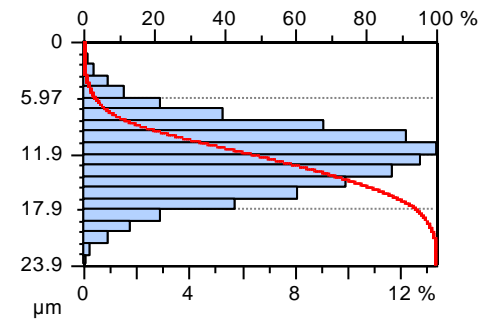
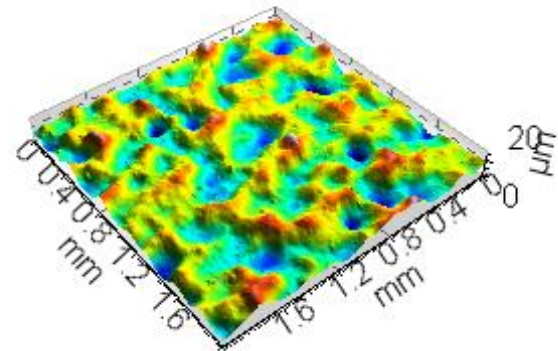
4)



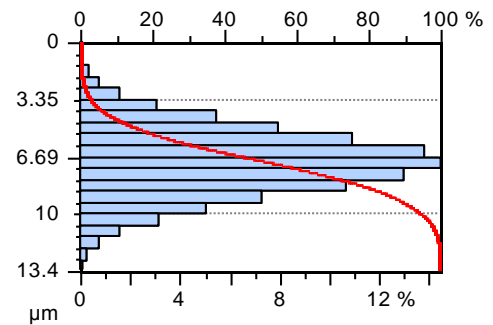
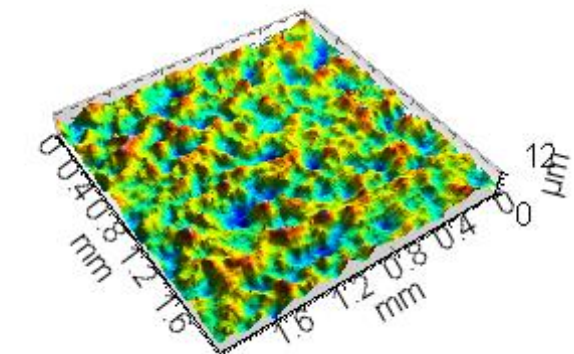
5)



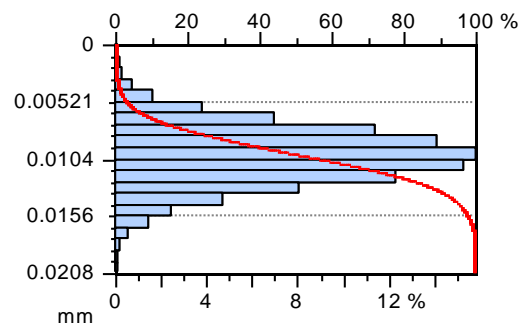
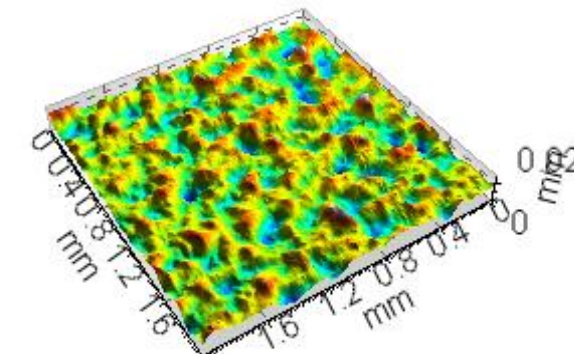
6)



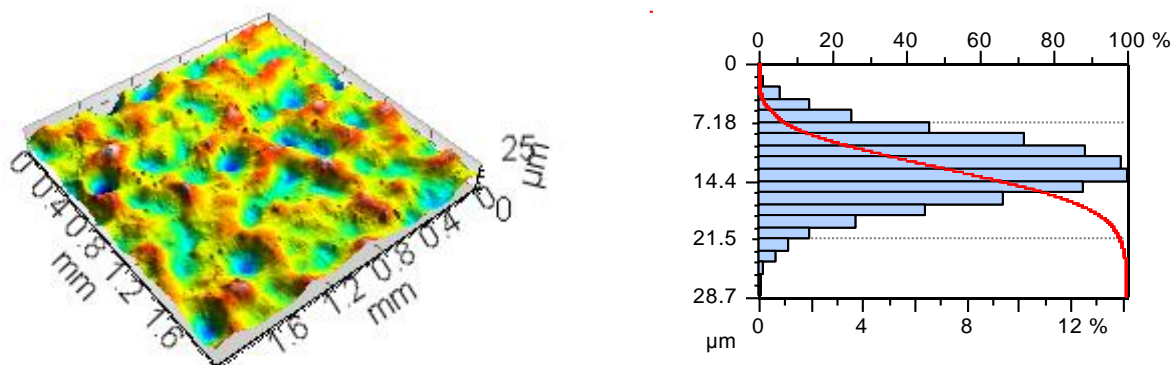
7)



8)



9)



Rys. 4. Topografie powierzchni oraz krzywe udziału materiałowego poszczególnych wariantów (1-9) po procesie kulowania stopu magnezu AZ91

Metodyka obliczeń była następująca:

- obliczono wartości współczynników a i b równania 1,
- obliczono wartości współczynnika korelacji (R),
- określono siłę związku pomiędzy Z_{gw} a poszczególnymi parametrami przyjmując silny związek gdy wartość współczynnika regresji była większa niż 0,7.

Wyniki zamieszczono w tabeli 4. Następnie, z użyciem arkusza kalkulacyjnego obliczono współczynniki korelacji R dla każdego z wyznaczonych równań. Wartości tych współczynników również zamieszczono w tabeli 4.

Tabela 4. Wyniki analizy korelacyjnej pomiędzy wytrzymałością zmęczeniową a parametrami stereometrii powierzchni kulowanej

Parametry stereometrii powierzchni P_t	Wytrzymałość zmęczeniowa $Z_{gw}=a \cdot P_t + b$		
	wartości współczynników		
Oznaczenie	a	b	R
Sa	-21,992	149,398	-0,808
Ssk	-10,703	97,114	0,178
Str	0,835	97,219	0,032
Sal	-459,184	134,337	-0,627
Std	0,037	96,726	0,243

Większość badanych parametrów wykazuje bardzo słabe skorelowanie z wytrzymałością zmęczeniową, a w zasadzie jedyny wyjątek stanowił parametr Sa. Współczynnik korelacji wyniósł w tym przypadku $R=-0,808$.

Wytrzymałość zmęczeniowa próbek toczonych wynosiła 89,5 MPa. Obróbka kulowaniem pozwoliła uzyskać Z_{gw} w przedziale 80,2 - 116,2 MPa a więc w najkorzystniejszym wariantcie poprawę o 29% w porównaniu z próbkami toczonymi.

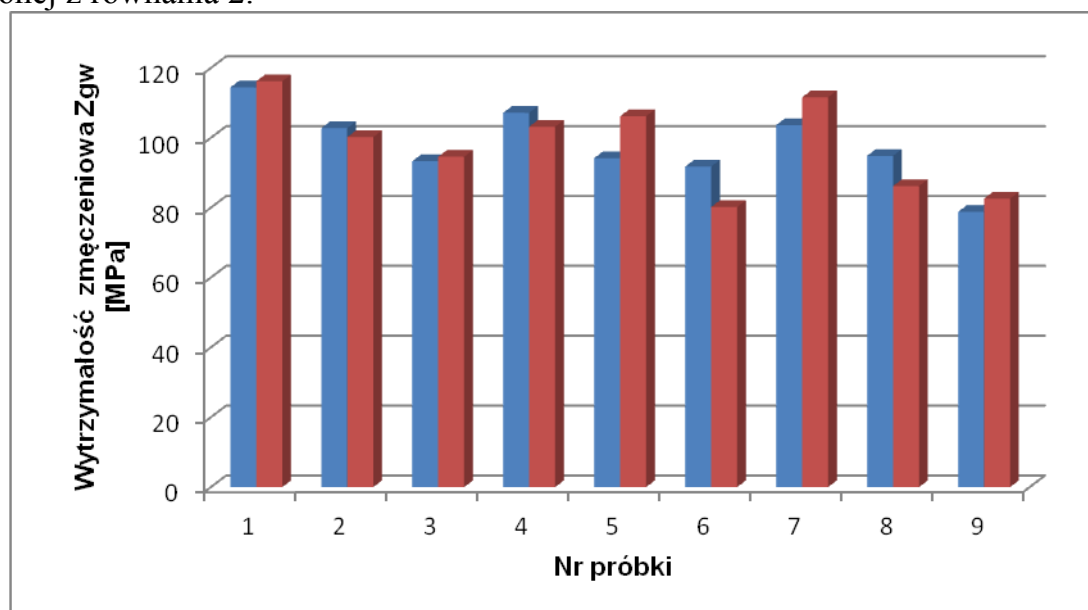
Największą poprawę wytrzymałości zmęczeniowej osiągnięto przy następujących parametrach obróbki:

- średnica kulek 1,5 mm,
- ciśnienie zasilania 0,65 MPa,
- czas obróbki 60 min.

Takie parametry można zalecić do obróbki przeciwzmęczeniowej elementów ze stopu magnezu AZ91. Wyniki badań i obliczeń pozwoliły na stwierdzenie korelacji statystycznej pomiędzy granicą wytrzymałości zmęczeniowej na zginanie wahadłowe a wartością parametru S_a stereometrii powierzchni. Jest to korelacja dość mocna i odwrotnie proporcjonalna ($R = -0,808$). Zatem, prowadząc proces kulowania w opisanych warunkach i w podanym zakresie parametrów wejściowych, można obliczyć granicę wytrzymałości zmęczeniowej ze wzoru:

$$Z_{gw} = -21,992 S_a + 149,398 \quad (2)$$

Na rysunku 5 zaprezentowano porównanie wyników wytrzymałości zmęczeniowej otrzymanej w wyniku badań zmęczeniowych oraz wytrzymałości zmęczeniowej Z_{gw} obliczonej z równania 2.



Rys. 5. Porównanie obliczonej (kolor niebieski) i zmierzonej (kolor czerwony) wytrzymałości zmęczeniowej próbek kulowanych

Zgodność obliczonych i zmierzonych wartości granicy wytrzymałości zmęczeniowej można uznać za dobrą, a zatem proponowaną metodę szacowania wytrzymałości zmęczeniowej po kulowaniu można także uznać za wystarczająco dokładną. Należy jednakże pamiętać, że korelacje statystyczne nie odzwierciedlają związków fizycznych pomiędzy badanymi wielkościami. Tym niemniej zmiany wytrzymałości zmęczeniowej mogą być powodowane zmianami stereometrii powierzchni, przede wszystkim zmianami wysokości nierówności charakteryzowanej parametrem S_a .

Wnioski

Proces kulowania jest stosunkowo łatwy do sterowania przez zmianę parametrów wejściowych, takich jak: ciśnienia zasilania, czasu obróbki czy też różnej średnicy kulek. W rezultacie kulowania powstaje izotropowa powierzchnia losowa o rozkładzie rzędnych zbliżonym do normalnego a obróbka nie powoduje istotnego zmniejszenia wysokości nierówności powierzchni (mogą one ulec nawet zwiększeniu).

Zastosowanie planu statycznego zdeterminowanego 3^2 umożliwiło jednoznaczne określenie wzajemnych zależności pomiędzy najważniejszymi parametrami procesu a

parametrami struktury geometrycznej powierzchni i wytrzymałości zmęczeniową elementów wykonanych ze stopu magnezu AZ91.

W wyniku przeprowadzonej optymalizacji stwierdzono, że za pomocą kulowania istnieje możliwość zwiększenia wytrzymałości zmęczeniowej elementów ze stopu magnezu AZ91 nawet o około 29%, a najwyższą poprawę wytrzymałości zmęczeniowej osiąga się przy zastosowaniu:

- średnicy kulek 1,5 [mm],
- ciśnienia rozpylania 0,65 [MPa],
- czasu obróbki 60 [min].

Przeprowadzone badania pozwoliły na stwierdzenie, że stopień poprawy wytrzymałości zmęczeniowej zależy (jest odwrotnie proporcjonalny) od wysokości nierówności powierzchni (jest silnie skorelowany z parametrem Sa SGP). Zatem parametr Sa mógłby być łatwym do zmierzenia wskaźnikiem kontrolnym umożliwiającym nieniszczącą kontrolę procesu kulowania.

Bibliografia

1. Dzierwa A., Korzyński M.: „Badania możliwości poprawy przez kulowanie właściwości zmęczeniowych elementów chromowanych” *ATMiA*, vol. 27, nr 1, 2007
2. Champaigne J., Almen gage calibration, in: *Conf. Proc. ICSP-8, Garmisch-Partenkirchen 2002*, s. 108–113.
3. Górny Z., Sobczak J.: „Nowoczesne tworzywa odlewnicze na bazie metali nieżelaznych”, Wydawnictwo Specjalne Instytutu Odlewnictwa w Krakowie, Kraków, 1997.
4. Avedesian M., Baker H.: “Magnesium and magnesium Alloys”, ASM International, Materials, Park, OH, 1999.
5. Kainer K. U.: “Magnesium Alloys and Technology”, Wiley-VCH, Darmstadt, 2003.
6. Zhang P., Lindemann J.: “Influence of shot peening on high cycle fatigue properties of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80”, *Scripta Materialia*, 52 (2005), 485–490.
7. Zhang P., Lindemann J.: “Effect of roller burnishing on the high cycle fatigue performance of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80” *Scripta Materialia*, 52, (2005), 1011–1015.
8. Gregory J. K., Wagner L.: “Property improvement in light metals using shot peening”, in *Shot Peening* (ed L. Wagner), Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2006.
9. Dorr T., Hilpert M., Beckmerhagen P., Kiefer A., Wagner L.: “Influence of shot peening on fatigue performance of high-strength aluminum - and magnesium alloys”, *Conf. Proc.: ICSP-7, 1999*, 153-160.
10. Mayer H., Papakyriacou M., Zettl B, Stanzl-Tschegg S.E.: “Influence of porosity on the fatigue limit of die cast magnesium and aluminium alloys”, *International Journal of Fatigue* 25, (2003), 245–256.
11. Ogarevic V. V., Stephens R. I.: “Fatigue of magnesium alloys”, *Annual Review of Materials Science*, vol. 20, 1990, 141-177.
12. Rodrigo D., Chandrasekar V., Murray M., Mao H., Mobley C., Esdaile R., Brevick J.: “Effects of section size and microstructural features on the mechanical properties of die cast AZ91d and AM60b magnesium alloy test bars”, *SAE technical paper series 1999*.
13. Korzyński M., *Metodyka eksperymentu – planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych*, Warszawa, WNT 2006.
14. Dyląg Z., Orłoś Z., *Wytrzymałość zmęczeniowa materiałów*, Warszawa, WNT 1962.
15. Łunarski J., *Porównawcza ocena własności zmęczeniowych w badaniach technologicznych*, *Technika Lotnicza i Astronautyczna*, 1981, nr 3.
16. Dzierwa A., *Wpływ nagniatania dynamicznego na wybrane właściwości elementów z powłokami chromowymi*, rozprawa doktorska, Politechnika Rzeszowska 2007.

17. Korzyński M., Nagniatanie powłok chromowych, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, 1994, nr 124, Mechanika, z. 41.
18. Oczóś K., Liubimov V.: Struktura geometryczna powierzchni. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2003.

INFLUENCE OF BALL PEENING PROCESS ON FATIGUE PROPERTIES OF ELEMENTS MADE FROM MAGNESIUM ALLOYS AZ91

The paper presents the results of the investigation of fatigue strength improvement possibilities making use of ball peening. Magnesium alloy AZ91 specimens of irregular shape were tested. Surface stereometric parameters and fatigue strength limit at oscillatory bending were measured. The correlation between the Sa parameter of the ball peened surface and fatigue strength limit was proved. It was found that ball peening can improve fatigue strength of magnesium alloys elements.

FINITE ELEMENT SIMULATION OF SHEET METAL GUILLOTINING: STUDY OF GUILLOTINING PARAMETERS ON SHEARED EDGE QUALITY

BOHDAL Łukasz¹⁶, KUKIEŁKA Krzysztof¹⁶,
KULAKOWSKA Agnieszka¹⁶, PATYK Radosław¹⁶

Keywords: FEM simulation; guillotining process; explicit method; rake angle, clearance, sheared edge

In this paper the guillotining process was considered a geometrical and physical nonlinear problem with unknown boundary conditions in the contact area of the system, such as the tool and workpiece. The updated Lagrangian description was used to characterize these nonlinear phenomena on a typical incremental step time. Numerical results were obtained using the explicit method in the ANSYS/LS-DYNA code. The effect of the main process parameters (rake angle and clearance) on the quality of the sheared edge of 1018 steel was analyzed.

1. INTRODUCTION

Guillotining is one of the basic processes in sheet metal formation. This process is widely used in industry (primary metal, aerospace, automotive and construction). High guillotining sheared edge quality is required for all good products. In general, good sheared edge quality for cut sheets is indicated by smooth, clean, and straight edges with no edge wave (thin sheets), and most importantly, no or minimal burr. It is also critical that during the guillotining process there is no generation of debris, fines or slivers, which can often be carried over to downstream processes causing damage on the sheet surface.

Knowledge of the guillotining process is based mainly on experimental methods. The legendary paper by Chang and Swift [1] provided the detailed experimental information of the shearing load in relation with clearance and cutting edge sharpness for several industrial metals. A series of papers by Atkins et al. [2-4] have significantly advanced the understanding of shearing mechanisms and their applications. Zhou and Wierzbicki [5] developed a tension zone model, based on the assumption that large material rotations occur in the shear zone, which gives rise to large tensile deformation. More recently, the experimental work of Li et al. [6-9] focused on the micromechanics of deformation and fracture to investigate burr formation in shearing processes. Both groups of shearing processes, continuous (rotary) and discontinuous (straight or curved blade), were discussed in this work. The first group was motivated by the rapid rise in the use of aluminum in automotive applications to meet fuel efficiency requirements. Investigations on the effect of clearances, blade sharpness, and blade travel direction or cutting angle on the sheared surface quality and burr height variations were reported in [8]. The findings suggest that the robustness of current shearing practices for aluminum sheets can be improved considerably, while requiring less frequent tool sharpening and less restrictions on clearance control. A systematic experimental study in [10] concluded that slivers can be reduced or even eliminated by modifying trimming tools and dies.

Computational models, such as the finite element method (FEM), are valuable in reducing the number of trial-and-error experiments required to predict quality of the sheared edge. The main difficulty in modeling guillotining process is that only a limited number of

¹⁶ Faculty of Mechanical Engineering, Koszalin University of Technology,

FEM models are currently able to describe the complete shearing process including the complete separation of the material parts through ductile fracturing. Most of the concepts used in the 2D simulation of shearing can be extended to the 3D simulation of guillotining. To numerically simulate this process via finite element analysis, a 3D model describing the primary physical phenomena characterizing the mechanical behavior of the metal sheet is required. If 3D modeling can be used to analyze the plastic flow of the material at any time during the process, an evaluation of the sheared edge over the entire length of the metal sheet could be possible. Such an evaluation will allow us to better understand the contact and deformation phenomena and may, therefore, serve as a basis for developing guidelines for selecting cutting conditions based on the required technological quality of the product.

There are only a few papers currently in the literature demonstrating the initial attempts at the 3D modeling of the guillotining process using FEM. Wisselink [11], Wisselink and Hu'etink [12] used an isotropic plastic constitutive equation combined with a simple uncoupled damage model and an arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE). This model is based on stress triaxiality, which is defined as the ratio of the hydrostatic stress to the equivalent stress. Such a simulation completely neglects the effect of damage on the elastic and plastic behavior. Ghosh et al. [13] discusses various aspects leading to the 3D modeling of the guillotining process with the aim of designing process parameters for burr reduction.

An advanced, fully coupled constitutive model accounting for anisotropic plastic flow, both mixed nonlinear isotropic and kinematic hardening and isotropic ductile damage under large plastic deformation has been presented by Saanouni et al. [14] and used to numerically simulate the 3D guillotining of metallic sheets. A local continuum damage mechanics (CDM) based approach was used to construct an efficient, fully coupled numerical methodology capable of simulating various bulk or sheet metal forming processes by Belamri et al. [15]. The influence of the primary guillotining process parameters on stress fields and the effect of the initial stress field was investigated.

Hilditch and Hodgson [16], or formerly Taupin et al. [17] performed studies in the field of metal cutting, especially on the cutting parameters. The aim of these studies was to decrease the probability of burr formation after cutting, and they showed that decreasing the clearance limits this defect. Golovashchenko [18] get the same trend: a higher sheared region with less defects, like burrs or material fines after cutting. Hubert et al. [19] developed a strategy of numerical simulation which was used to study the effect of an edge-trimming parameter, the clearance, on the specimens edges integrity after thickness reduction. The authors postulated that decreasing the clearance allowed to locate the plastic strain near the edge, leading to less deep cracks after thickness reduction comparing to the industrial configuration. Gontarz et al. [21-24] performed analysis of this phenomena using vibration signals and magneto-mechanical effects.

In this paper, the FEM analysis of guillotining is considered using different process parameters. The aim of the present study is to generate and validate 3D FE model of the guillotining process which can be used in practical industry to analyzing the influence of conditions of the process on physical phenomena which occur in the cutting process and quality of the final product. The paper focuses on the development of a methodology to study the sheared edge's characteristic features by using FEM.

2. FINITE ELEMENT MODELING

The description of the nonlinearity of the material was conducted using an incremental model that takes into account the influence of the history of strains and strain rate. The object (the metal sheet that is being cut) is treated as a body in which elastic strains may

occur (in the scope of reversible strains) together with viscous and plastic strains (in the scope of irreversible strains) with nonlinear strengthening. For the purpose of constructing the material model, the following was used: Huber-Mises-Hencky's nonlinear plasticity condition, the associated flow law and combined strengthening (i.e., isotropic and kinematic). The state of the material after the aforementioned processing was taken into account by introducing the following initial states: displacement, stresses, strains and their rate. The states of strains and strain rate were described with nonlinear dependences and no linearization. In this description, adequate measures were used for an increment of strains and for an increment of stresses (i.e., an increment of Green-Lagrange strain tensor and an increment of the second symmetric stress tensor of Pioli-Kirchhoff) [20, 25, 26]. The incremental contact model covered the contact forces, the contact rigidity, the contact boundary conditions and the friction coefficients in this area. The mathematical model was supplemented with incremental equations of the object's motion and the uniqueness conditions. An incremental function of the total energy of the system was introduced. From the stationary condition of this function, it is possible to derive a variational nonlinear equation to describe the motion and deformation of the object for a typical incremental step. This equation was untangled with spatial discretization using the finite element method, which resulted in discrete systems of equations for the motion and deformation of the object in the guillotining process.

3. APPLICATION TO THE 3D GUILLOTINING PROCESS

Three-dimensional finite element model of guillotining is presented in Figs. 1 and 2. Numerical calculations are performed for the 3D state of strain and 3D state of stress in this model. 1018 steel is used as the material to be cut in the numerical and experimental studies, and an element with a length of $l = 50$ mm, width of $w_i = 40$ mm and thickness of $t = 1$ mm is analysed. A velocity of $v = 200$ mm/s is applied to the upper knife in the y direction. The objects are meshed with an 8-node Solid164 element type with reduced integration and hourglass control, and the mapped mesh is generated with various sheet densities (Fig. 3). The finite element model of the sheet uses 2760000 elements, that of the upper knife uses 38170 and that of the lower knife uses 24300. The contact between ideally rigid tools and the deformable sheet metal is described using Coulomb's friction model, and constant coefficients of static friction $\mu_s = 0.08$ and kinetic friction $\mu_d = 0.009$ are accepted. The LS-DYNA contact model "automatic surface to surface" is used in the analysis [27, 28]. Computer simulations were executed for the following rake angles and clearances in compliance with the rotatable five-level experimental plan (Table 1).

Tabela 1. Rotatable five-level experimental plan

Research factors					
Plan level	rake angle α [°]	clearance c [mm]	Plan level	rake angle α [°]	clearance c [mm]
1	3	0.04	7	1	0.01
2	3	0.1	8	1	0.1
3	10	0.04	9	6	0.2
4	3	0.15	10	6	0.01
5	10	0.15	11	6	0.1
6	12	0.1			

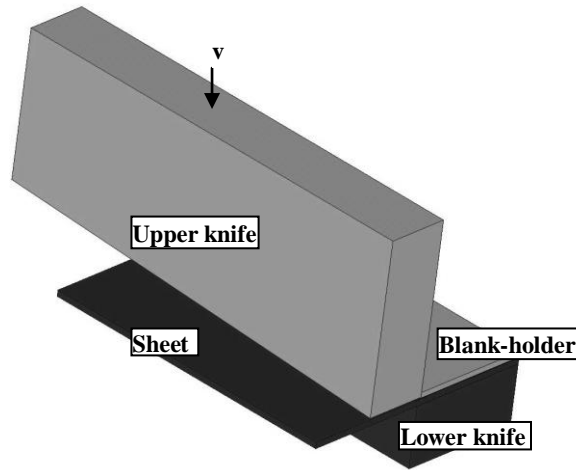


Fig. 1. Computer model of the guillotining process: general view

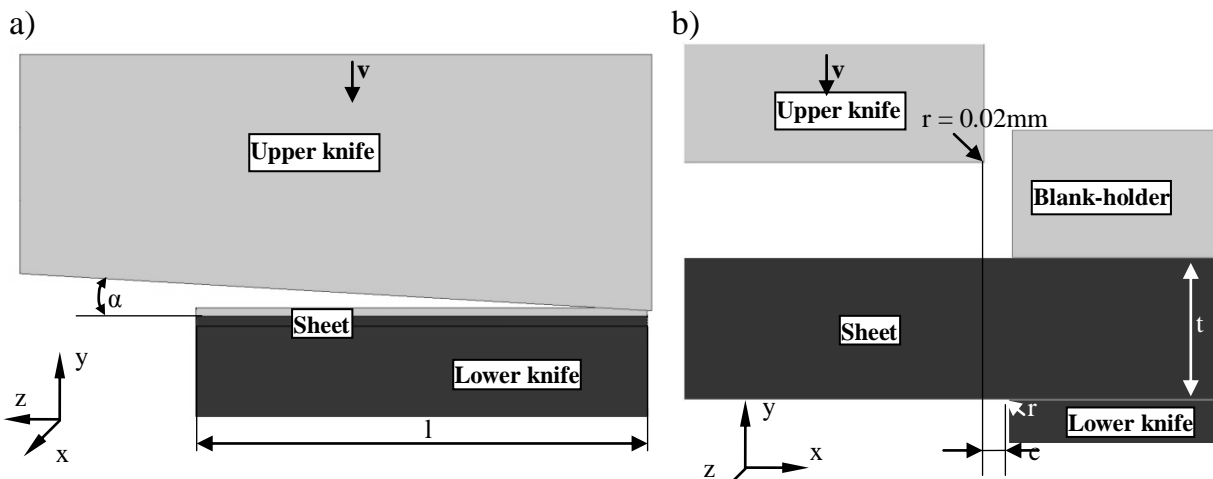


Fig. 2. Computer model of the guillotining process: a) side view, b) front view

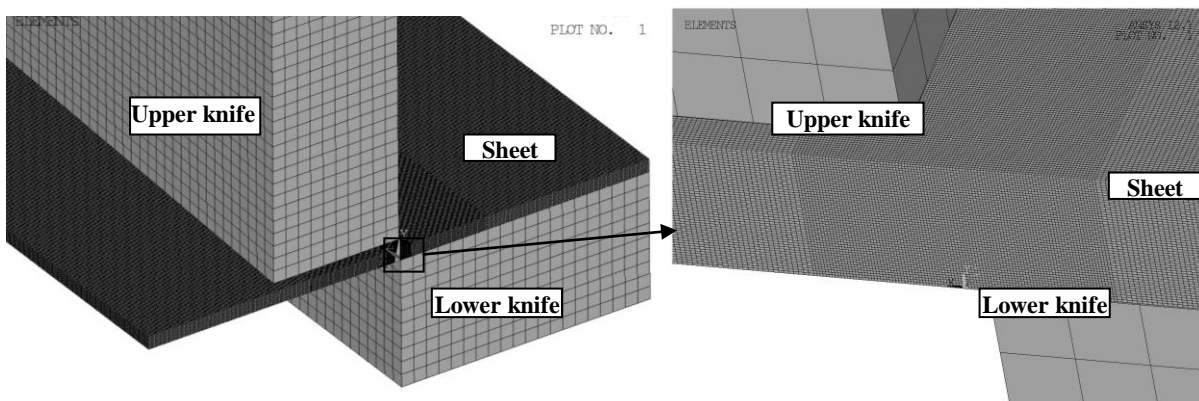


Fig. 3. Initial mesh of the guillotining process

The tools (knives) are considered rigid bodies, but the sheet is modelled as the isotropic, elastic/visco-plastic material with nonlinear hardening, the temporary yield stress of which is described with the aid of the Cowper–Symonds model [29]:

$$\sigma_Y = [1 + (\dot{\epsilon}_i^{(P)} / C)]^m \cdot (\sigma_0 + \beta \cdot E_p \cdot \epsilon_i^{(P)}) \quad (1)$$

where β is the plastic strain hardening parameter, σ_0 is the initial, static yield point, $\dot{\varepsilon}_i^{(P)}$ is the plastic strain rate intensity, C is the material parameter defining the effect of the plastic strain rate intensity, $m = 1/n$ is a material constant defining its sensitivity to the plastic strain rate, $\varepsilon_i^{(P)}$ is the plastic strain intensity and $E_p = \frac{E_T E}{E - E_T}$ is the material parameter depending on the modulus of plastic strain hardening $E_T = \partial\sigma_Y / \partial\varepsilon_i^{(P)}$ and Young's modulus E .

The values of the constants for the 1018 steel are taken as follows in this study: $C = 40 \text{ s}^{-1}$ and $n = 5$, while $\rho = 7800 \text{ kg/m}^3$, $\sigma_0 = 310 \text{ MPa}$, $E = 210 \text{ GPa}$, $\nu = 0.27$, $E_T = 763 \text{ MPa}$, and $\beta = 1$ [29].

To simulate the crack initiation and propagation in the material, we use a new constitutive model proposed by Xue and Wierzbicki [30]. The model covers the full range of plasticity until the onset of fracture. It is understood that the fracture initiation in uncracked solids is the ultimate result of a complex damage accumulation process induced by plastic deformations. Fracture can be predicted for complex loading paths that are not limited to restricted loading in which the pressure is constant. The model also incorporates the coupling between the damage and the strain hardening function.

4. SIMULATION RESULTS

4.1. Effect of the rake angle (α) and clearance (c) on the quality of the sheared edge

Sample results of numerical calculations of equivalent stress distribution and contours of sheared edge after the cutting process are illustrated in Fig. 5. The following areas are usually present on the cut surface: a sheared/burnished area, a fractured area, draw-in/roll-over, and burr. The values of these areas were measured from the simulations and experiments at different locations over the cut-edge in the z -direction and presented on Figs. 6 and 7. In the industrial practice it was established that one must attempt to obtain the longest possible sheared/burnished area with the smallest possible share of the fractured area, draw-in/roll-over, and burr height (Fig. 4).

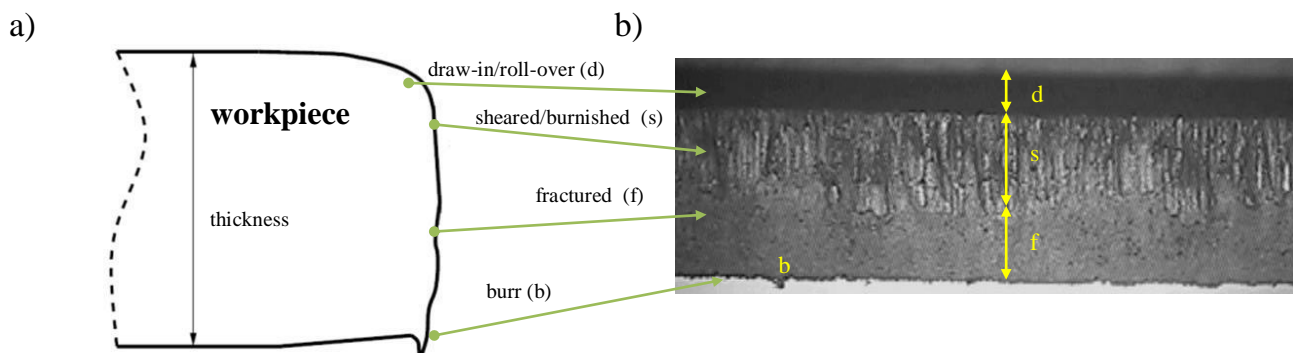


Fig. 4. a) Typical sheared profile (cross-sectional view) of the sheared edge with marked areas, b) sample view of the sheared edge obtained from experiments

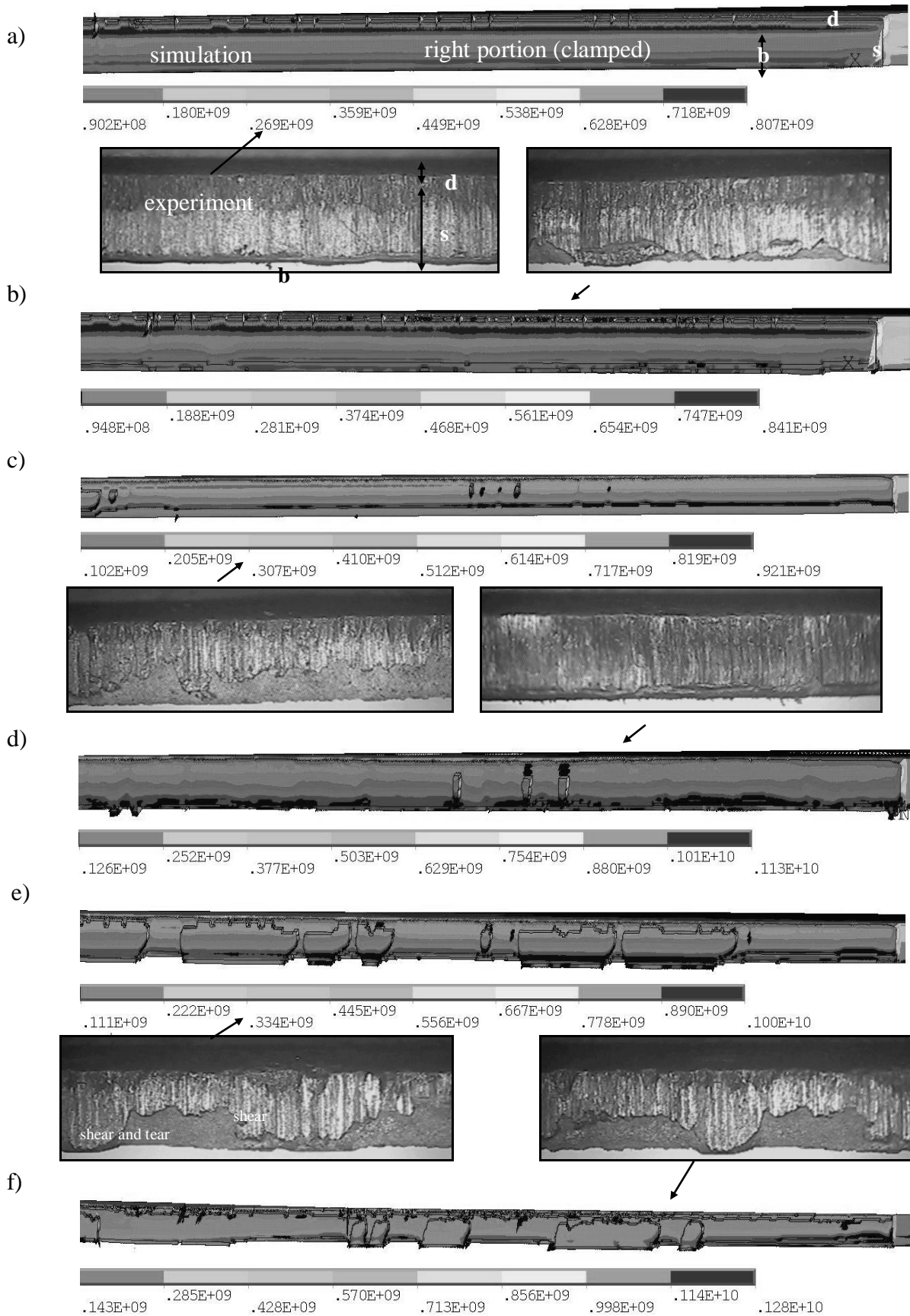
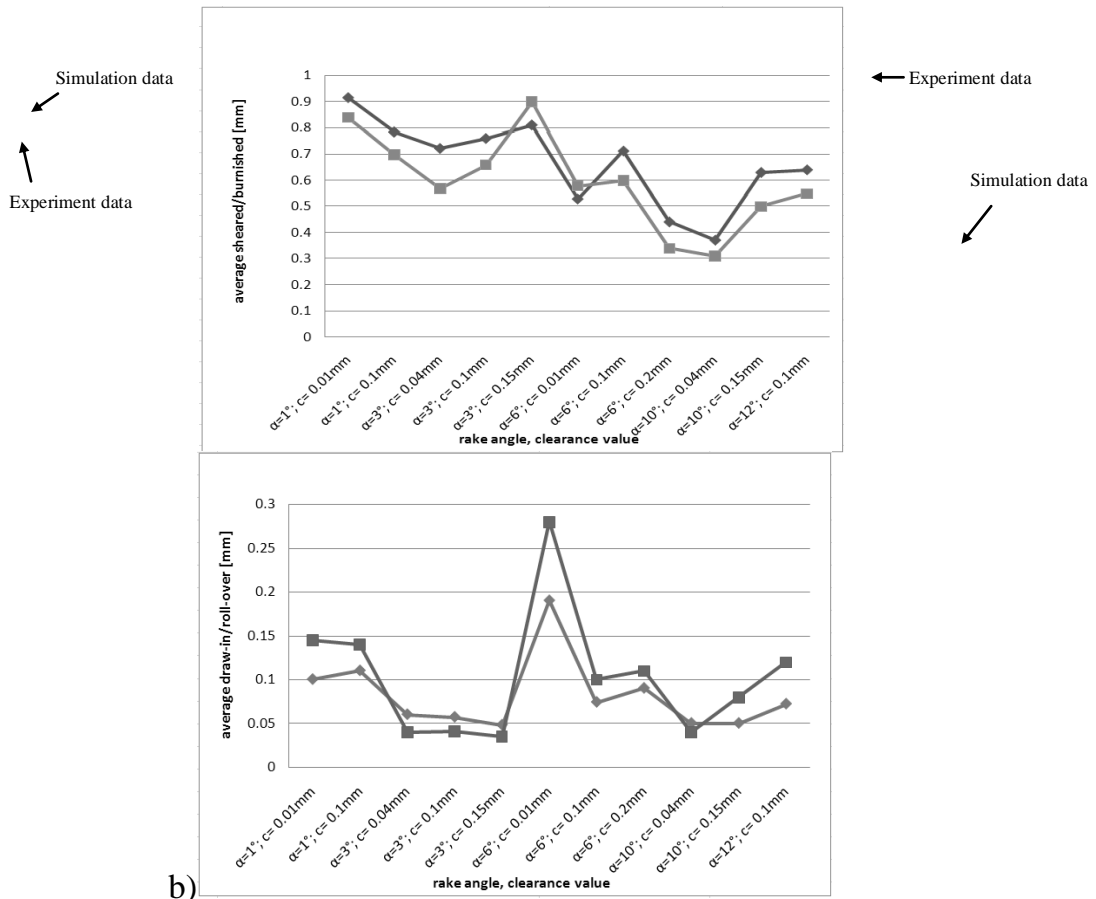


Fig. 5. Characteristic features of the sheared edge viewed by optical microscopy and predicted by FE simulations (equivalent stress distribution [Pa]) at a) $\alpha = 1^\circ$, $c = 0.01$ mm; b) $\alpha = 1^\circ$, $c = 0.1$ mm; c) $\alpha = 3^\circ$, $c = 0.04$ mm; d) $\alpha = 3^\circ$, $c = 0.15$ mm; e) $\alpha = 6^\circ$, $c = 0.1$ mm; and f) $\alpha = 12^\circ$, $c = 0.1$ mm

a)



b) Fig. 6. Average values of the sheared/burnished (a) and draw-in/roll-over (b) areas for all locations with accepted rake angles and clearances

The greatest average length of the sheared/burnished area for all locations was approximately 0.9 mm for a rake angle $\alpha = 1^\circ$ with a clearance of $c = 0.01$ mm (Fig. 6a). A clearance of $c = 0.1$ mm at the same rake angle slightly decreased the average length of the sheared/burnished area. A similar average length was obtained when cutting with a rake angle of $\alpha = 3^\circ$ and a clearance of $c = 0.1$ mm. Increasing the clearance to $c = 0.15$ mm at this rake angle increased the average length of the sheared/burnished area. The lowest average for all of the locations was obtained when using a rake angle of $\alpha = 10^\circ$ and clearance of $c = 0.04$ mm. A similar average value for the sheared/burnished area was obtained at a rake angle $\alpha = 6^\circ$, clearance $c = 0.2$ mm.

The average draw-in/roll-over values for the majority of cases analyzed were in the range from 0.05 mm to 0.15 mm (Fig. 6b). The minimum draw-in/roll-over value, approximately 0.05 mm, was obtained when cutting with a rake angle of $\alpha = 3^\circ$ with a clearance of $c = 0.15$ mm. The largest average draw-in/roll-over value was obtained at a rake angle $\alpha = 6^\circ$ and a clearance of $c = 0.01$ mm.

It is evident from these analyses that changing the clearance significantly influences the average height of the burrs (Fig. 7a). For the analyzed rake angles, increasing the clearance increased the burr height. The same trend was observed by Suliman [31]. Author in his work investigated experimentally guillotining of aluminum alloy 5005. For example, at $\alpha = 1^\circ$ with a clearance of $c = 0.01$ mm, the average burr height

a)

b)

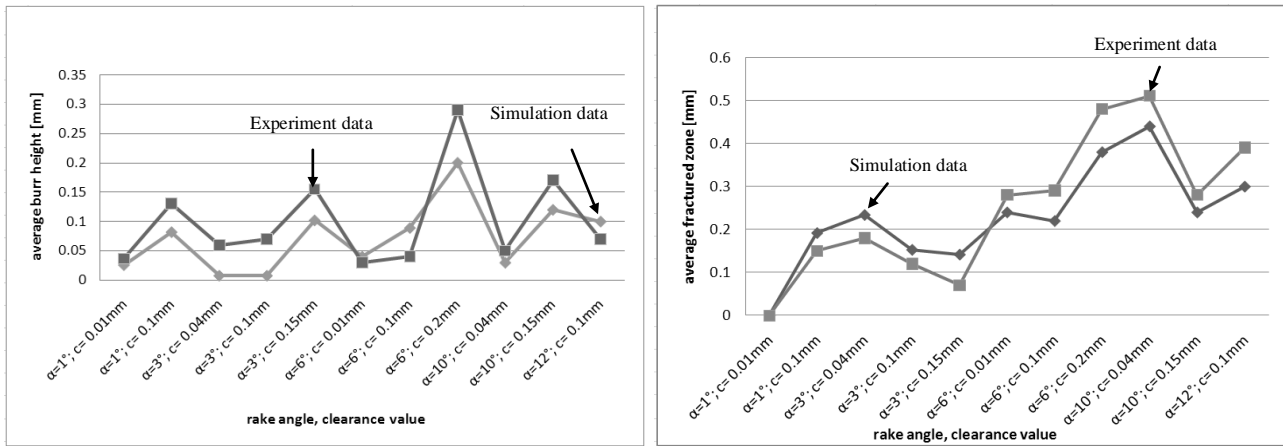


Fig. 7. Average values of burr height

(a) and fractured area

(b) for all of the locations at the accepted rake angles and clearances

was approximately 0.03 mm, while this height increased at $\alpha = 1^\circ$ with $c = 0.1$ mm up to value of 0.12 mm.

The maximum burr height was found using a rake angle of $\alpha = 6^\circ$ and clearance of $c = 0.2$ mm. Reducing the clearance to $c = 0.01$ mm significantly reduced the average burr height at this rake angle. In accordance with the work of Suliman [31] it's clearly that formation of burr and its size are thought to be affected by the size of the clearance, radius of the blade, and the shape of the localization zone. Li [6] reported in an experimental investigation into the trimming (orthogonal shearing) of aluminum sheets that the burr height increased as the clearance increased and as the blade became duller. No fractured zone appeared on the cut surface at a rake angle of $\alpha = 1^\circ$ with a clearance of $c = 0.01$ mm (Fig. 7b). Clearances with values of $c = 0.1$ mm increased the average length of this zone. At a rake angle of $\alpha = 3^\circ$, increasing the clearance from $c = 0.04$ mm to $c = 0.15$ mm reduced the average length of the fractured zone. This same dependence occurred at a rake angle of $\alpha = 10^\circ$. Increasing the clearance from $c = 0.04$ mm to $c = 0.15$ mm decreased the average length of the fractured zone. At a rake angle of $\alpha = 6^\circ$, changing the of clearance from $c = 0.01$ mm to $c = 0.2$ mm did not change the average length of the fractured zone. However, increasing the clearance to 0.2 mm increased the average value of the fractured zone for $\alpha = 6^\circ$.

From the results obtained it can be seen that the rake angle and clearance values have a large influence on the quality of the sheared edge. The fracture process because less steady as the rake angle increases and progresses in a nonuniform manner. For higher rake angles ($\alpha = 6^\circ$, and $\alpha = 12^\circ$) the transition of the material fracture from the "shear mode" to the "shear and tear mode" for guillotining was observed. Li [6, 7] experimentally investigated this phenomenon under certain cutting conditions based on the trimming process for aluminum autobody sheets. A dramatic transition of the fracture mode from the "shear mode" to the "shear and tear mode" was observed in the developed simulations and experiments at certain locations (Fig. 8). It can be seen that the nonuniformity of the fractured surfaces of the two parts for rake angles $\alpha = 6^\circ$, and $\alpha = 12^\circ$ perfectly matched. This result suggests that shearing under such conditions is a three-dimensional rather than two-dimensional problem. The fracture process was unsteady and progressed in a nonuniform manner because of the stress and strain states created by the macroscopic cutting conditions. Switching the mode from a 2D "shear" to a 3D "shear and tear" requires that the fracture occur in the third dimension. If the localization zone is sufficiently

concentrated, then fractures in the third dimension are not permissible. Additionally, a tensile force component in the x direction is required for a “tear” to occur, and the angled cutting configuration provides that tensile force.

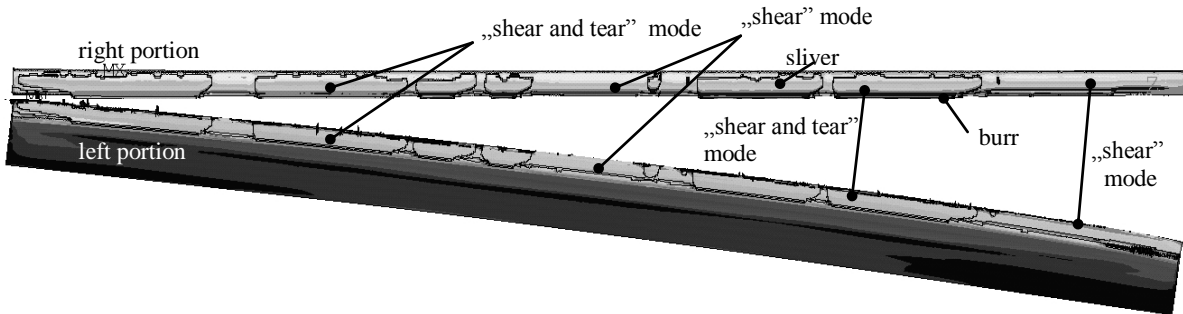
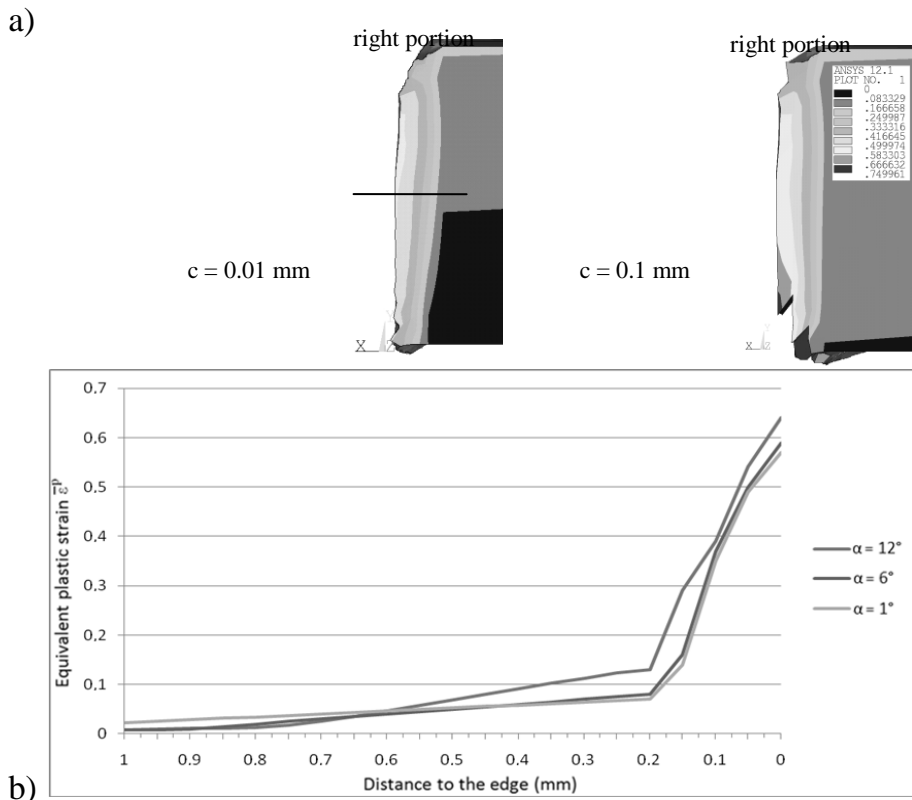


Fig. 8. View of the cut surface of the sheet after separation at a rake angle of $\alpha = 6^\circ$, $c = 0.1\text{mm}$ for the portions of the sheet (equivalent stress distribution [Pa])

4.2. Effect of the rake angle and clearance on the extend of the mechanically affected region in sheared edge

Fig. 9(a) illustrated sample of the final profiles obtained with the Finite Element model of guillotining for $\alpha = 1^\circ$. On the numerical model, the extend of the mechanically affected region can be quantified trough the equivalent plastic strain state. The results shows that the extent to the edge of the affected region is similar for the analyzed rake angles values, but



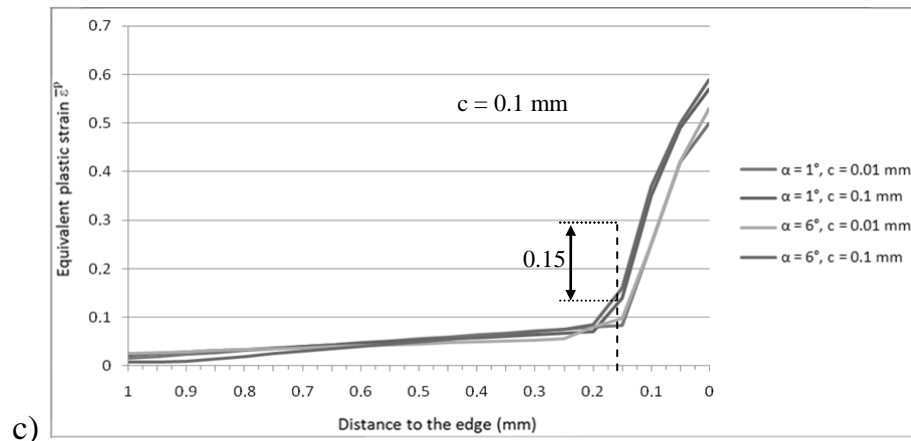


Fig. 9. Quantification of the extent to the edge of the region affected mechanically by guillotining

the gradient is more pronounced in the case of the small rake angle value. The rake angle reduction allows to locate the high values of the material hardening near the edge: the equivalent plastic strain is decreased by 23% at 0.15mm to the edge (Fig 9b). The results presented on Fig. 9(c) shows that the extend of the region affected by the guillotining is decreased as the clearance decrease.

The same trend was observed by Golovashchenko [18] and Hubert et al. [32]. The authors showed that decreasing the clearance increases the hydrostatic pressure in the strip edge, leading to the improvement of the trimming quality in edge-trimming processes.

5. CONCLUSIONS

The paper presents a possibility to apply the variational and finite element methods for the analysis of the guillotining operation. The objective of this study was to develop a three-dimensional model of the guillotining process. This model should provide insight into this process, which can be used to improve the quality and productivity of guillotining. The effects of the clearance and rake angle on the quality of sheared edge was studied. The main conclusion is that most trends in guillotining process are qualitatively well described by the developed model. The model developed makes it possible to analyze the causes of these defects in the metal sheets after processing (deformation, twisting, bowing, and defects of the sheared edge, e.g., burrs and slivers). In guillotining it is important to apply the required boundary conditions considering the dimensions of the sheet that is being cut. Special attention should be paid to correctly modeling the clamping of the sheet. This also means that the 3D models cannot simply be replaced by 2D approximations.

Developed numerical algorithms can be used for an assessment of the influence of the guillotining conditions on the final product. They facilitate a better understanding of the phenomena which occur in the zones of contact and after process, and therefore can constitute the basis for the development of guidelines for the selection of the conditions of guillotining process considering the required technological quality of the product. The simulation results agreed well with experiments, and the simulation can be used to both design guillotining process and as a support to the solution of practical problems. Actual investigations concern the simulation of guillotining for which the knives cannot be considered as a rigid bodies. Further work is still to be done in order to introduce some other effects concerning the behavior of the rolled metal sheets as the damage induced anisotropy and the springback effects.

References

1. Chang T.M., Swift H. W.: Shearing of Metal Bars. *Journal Insteed Metalurgy* 78, 1950, pp. 119–146.
2. Atkins A.G.: On Cropping and Related Process. *International Journal of Mechanical Sciences* 22, 1980, pp. 215–231.
3. Atkins A.G.: Surface Produced by Guillotining. *Philos. Magazine A.*, 43, 1981, pp. 627–641.
4. Atkins A.G.: On the Mechanics of Guillotining Ductile Metals,” *Journal of Materials Processing Technology* 24, 1981, pp. 245–257.
5. Zhou Q., Wierzbicki T.: A Tension Zone Model of Blanking and Tearing of Ductile Metal Plate. *International Journal of Mechanical Sciences* 38 (3), 1996, pp. 303–324.
6. Li M.: An Experimental Investigation on Cut Surface and Burr in Trimming Aluminum Autobody Sheet. *International Journal of Mechanical Sciences* 42 (5), 2000, pp. 889–906.
7. Li M.: Micromechanisms of Deformation and Fracture in Shearing Aluminum Alloy Sheet. *International Journal of Mechanical Sciences* 42 (5), 2000, pp. 907–923.
8. Li M., Fata G.: Trimmed Aluminum Sheet. U. S. Patent 5,820,999, 1998.
9. Li M., Fata G.: Method and Apparatus for Trimming Aluminum Sheet. U. S. Patent Application Publication US 2002/0017173 A1, Feb. 14, 2002.
10. Li M.: Sliver Generation Reduction in Trimming of Aluminum Autobody Sheet, *ASME*, Vol 125, 2003, pp. 128–137
11. Wisselink H.: Analysis of guillotining and slitting, finite element simulations. Ph.D - Thesis, University of Twente, The Netherlands, 2000.
12. Wisselink H., Hue'tink J.: 3D FEM simulation of stationary metal forming processes with applications to slitting and rolling. *Journal of Materials Processing Technology* 148, 2004, pp. 328-341.
13. Ghosh S., Li M., Khadke A.: 3D modeling of shear-slitting process for aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, pp. 91-102.
14. Saanouni K., Belamri N.C.N., Autesserre P.: Finite element simulation of 3D sheet metal guillotining using advanced fully coupled elastoplastic-damage constitutive equations. *Finite Elements in Analysis and Design* 46, 2010, pp. 535-550.
15. Belamri N.C.N., Saanouni K., Autesserre P.: Residual stresses in 3D sheet metal guillotining using a coupled finite elastoplastic damage model, *Materials Science Forum* 524-525, 2006, pp. 89-94.
16. Hilditch T., Hodgson P.: Development of the sheared edge in the trimming of steel and light metal sheet. Part 1. Experimental observations. *Journal of Materials Processing Technology* 169, 2005, pp. 184-191.
17. Taupin E., Breitling J., Wu W., Altan T.: Material fracture and burr formation in blanking results of FEM simulations and comparison with experiments. *Journal of Materials Processing Technology* 59, 1996, pp. 68-78.
18. Golovashchenko S.F.: A study on trimming of aluminum autobody sheet and development of a new robust process eliminating burrs and slivers. *International Journal of Mechanical Sciences* 48, 2006, pp. 1384-1400.
19. Hubert C., Dubar L., Dubar M., Dubois A.: Finite Element simulation of the edge-trimming/cold rolling sequence: Analysis of edge cracking. *Journal of Materials Processing Technology* 212, 2012, pp. 1049-1060.
20. Bathe KJ.: *Finite element procedures*. Englewood Cliffs, Prentice-Hall, New York, 1996.
21. Tse P.W., Gontarz S., Wang XJ.: Enhanced eigenvector algorithm for recovering multiple sources of vibration signals in machine fault diagnosis. *Mechanical Systems and Signal Processing* 21 (7), 2007, pp. 2794-2813.
22. Gałęzia A., Gontarz S., Jasiński M., Mączak J., Radkowski S., Seńko J.: Distributed system for monitoring of the large scale infrastructure structures based on analysis of changes of its static and dynamic properties. *Key Engineering Materials* 518, 2012, pp. 106-118.

23. Gontarz S., Radkowski S.: Impact of various factors on relationships between stress and eigen magnetic field in a steel specimen. *Magnetics, IEEE Transactions on* 48 (3), 2012, pp. 1143-1154.
24. Iwaniec M., Witoś M., Roskosz M., Gontarz S.: Diagnosis of supporting structures of HV lines using magneto-mechanical effects. *Solid State Phenomena* 208, 2014, pp. 70-85.
25. Patyk R.: Theoretical and experimental basis of regular asperities about triangular outline embossing technology, *Steel Research International* 81 (9), 2010, pp. 190-193.
26. Bohdal L., Walczak P.: Eco-modeling of metal sheet cutting with disc shears. *Annual Set The Environment Protection* 15, 2013, pp. 863-872.
27. Kulakowska A.: Problems of surface preparation under burnishing rolling in aspect of product quality. *Steel Research International* 81 (9), 2010, pp. 218-221.
28. Bohdal L., Kukielka L.: The effect of selected material parameters on the stress and strain states in the process of cutting a sheet plate with circular cutters. *Task Quarterley* 4, 2006, pp. 391-400.
29. Bohdal L.: The modeling and numerical analysis of the cutting process with the regard o f the geometrical and physical nonlinearity, Ph.D - Thesis, Koszalin University of Technology, Poland, 2009.
30. Xue L., Wierzbiński T.: Verification of a new fracture criterion using LS-DYNA, 9th International LS-DYNA Users Conference, *Simulation Technology* 3, 2013, pp. 13-22.
31. Suliman S.M.A.: An experimental investigation of guillotining of aluminum alloy 5005. *Materials and Manufacturing Processes* 16, (5), 2001.
32. Hubert C., Dubar L., Dubar M., Dubois A.: Experimental simulation of strip edge cracking in steel rolling sequences. *Journal of Materials Processing Technology* 210, 2010, pp. 1587-1597.

SYMULACJA MES PROCESU CIĘCIA BLACH NA GILOTYNIE: ANALIZA WPLYWU PARAMETRÓW PROCESU NA JAKOŚĆ POWIERZCHNI PRZECIĘCIA

Proces cięcia na gilotynie rozpatrzono jako geometryczne i fizyczne nieliniowe zagadnienie brzegowo-początkowe, w którym warunki brzegowe w obszarach kontaktu narzędzie – przedmiot obrabiany są nieznane. Do opisu zjawisk fizycznych zachodzących podczas procesu na typowym kroku przyrostowym wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a. Analizy numeryczne zostały opracowane z wykorzystaniem metody explicit w środowisku ANSYS/LS-DYNA. Zbadano wpływ głównych parametrów procesu na jakość powierzchni przecięcia wyrobu ze stali 1018.

СИМУЛЯЦИЯ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ОПЕРАЦИИ РЕЗАНИЯ НА ГИЛЬОТИНЕ: АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА НА КАЧЕСТВО РАЗРЕЗА

Процесс резания на гильотине считался геометрической и физической нелинейной начально-граничной задачи, в которых граничные условия в таких областях, как контакт инструмента - заготовки неизвестны. Для описания физических явлений, происходящих в процессе на типичном приращении использует обновленный Лагранжа описание. Численные анализы были разработаны с использованием явные методы в программа ANSYS/LS-DYNA. Рассмотрено влияние основных параметров процесса на качество разреза продукта с 1018 стали.

MODEL KOMPOZYTOWEJ WARSTWY WIERZCHNIEJ METALU ZASTOSOWANY DO OCENY SKUTKÓW NAGNIATANIA

DĄBROWSKI Lucjan¹⁷, MARCINIAK Mieczysław¹⁷

Słowa kluczowe: technologiczna warstwa wierzchnia, kompozytowa warstwa,

W pracy opisano zastosowanie modelu kompozytowej warstwy wierzchniej powstającej w procesach technologicznych stalowych części maszyn do oceny jej zmian jakościowych pod wpływem nagniatania statycznego. Scharakteryzowano makroskopowy i mikroskopowy obraz odkształceń sprężysto-plastycznych w modelach kompozytowych tych warstw i odpowiadających im rozkładów naprężeń własnych. Wskazano na możliwości wykorzystania przewidywanych w modelach umocnienia i rozkładów naprężeń do świadomego projektowania technologii części maszyn gwarantującej uzyskanie korzystnych właściwości użytkowych.

1. Wstęp

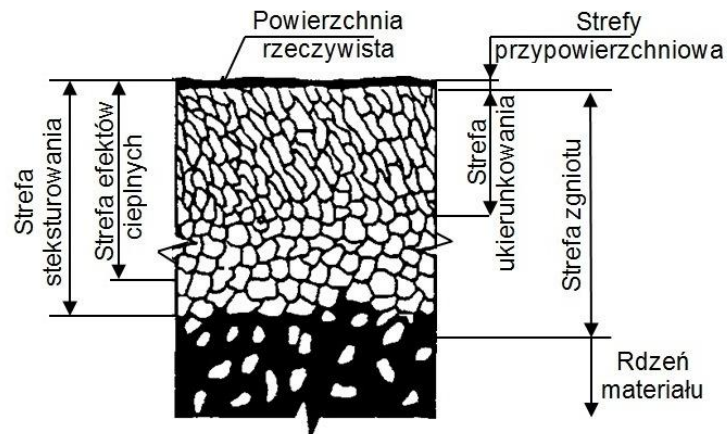
Problematyka umacniania zgniotem technologicznej warstwy wierzchniej (TWW) jest ściśle związana z efektami fizyko-chemicznymi i geometrycznymi powierzchniowego odkształcenia plastycznego. Przemysłowe zainteresowanie tą problematyką sięga początków XX wieku, kiedy to w niemieckich fabrykach budowy wagonów zastosowano nagniatanie rolką czopów osi wagonowych [2]. Ostatnie dziesięciolecia charakteryzują wzmożone badania nad przemysłowymi zastosowaniami narzędzi z elementami nagniatającymi z diamentów naturalnych, syntetycznych, węglików spiekanych oraz materiałów ceramicznych. Inżynieria materiałowa stwarza w tym względzie nowe możliwości wykorzystania obróbki nagniataniem tocznym, ślizgowym i dynamicznym stali hartowanych oraz obrobionych powierzchniowo metodami ciepłno-chemicznymi, jak cyjanowanie i azotowanie, a także nagniatanie TWW z powłokami galwanicznymi i innymi. Istotnymi elementami badań są w tym zakresie właściwości materiału poddawanego umocnieniu a w szczególności anizotropowość tych właściwości. Programy badawcze obejmują m.in. zagadnienia dotyczące nagniatania żeliw stopowych, niektórych stopów żaroodpornych i stali nierdzewnych, stopów miedzi i aluminium, warstw dyfuzyjnych, napawanych i napyłanych oraz części ze spiekanych proszków metali. Racjonalna ocena skutków umacniania takich materiałów, a tym bardziej teoretyczne przewidywanie czy też programowanie tych skutków, wymaga współcześnie takiego modyfikowania modeli tych materiałów aby odpowiadały cechom kompozytów. W przedmiotowym opracowaniu przyjmuje się, że każdy materiał nie będący czystą chemicznie substancją, a więc składający się więcej niż z jednego składnika, może być zaliczony do kompozytów. Otwiera to możliwości świadomego doboru właściwości elementów budowy strukturalnej materiału, które w procesie umacniania ukonstytuują najkorzystniejsze cechy użytkowe TWW.

2. Technologiczna warstwa wierzchnia metali

TWW części maszyn i urządzeń mechanicznych może osiągać grubość setnych lub dziesiątych części milimetra, a nawet kilku milimetrów. Pełny cykl kształtowania właściwości TWW obejmuje trzy fazy: proces produkcji materiału jako surowca, procesy technologiczne i procesy eksploatacyjne. TWW charakteryzuje się tym, że ma zawsze budowę strefową. Przykład z rys. 1 odnosi się do obróbki skrawaniem lub obróbki

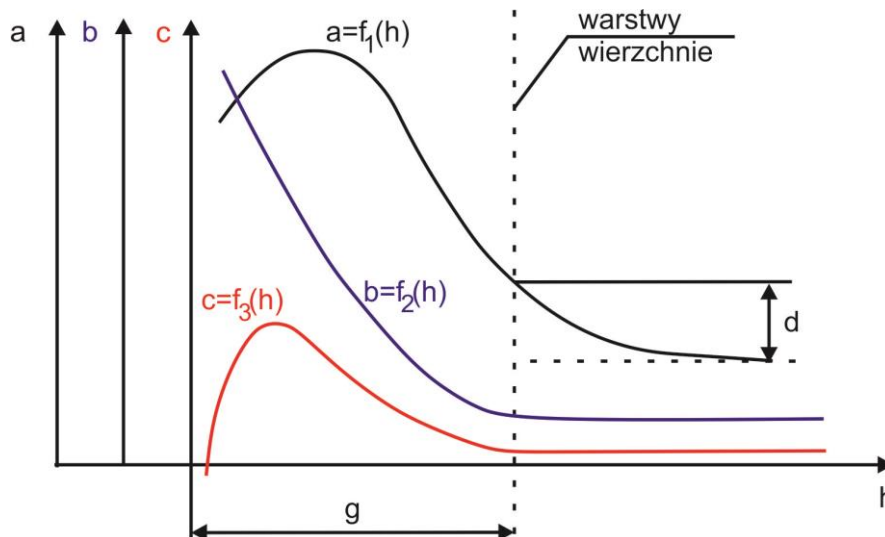
¹⁷ Politechnika Warszawska

plastycznej, niemniej strefy pokazane na tym schemacie występują w większości metalowych częściach maszyn.



Rys. 1. Strefy warstwy wierzchniej przylegające bezpośrednio do powierzchni rzeczywistej

Jest to strefa przypowierzchniowa (absorbowane i amorficzne cząstki ciał stałych, gazowych lub ciekłych), strefa ukierunkowana (włóknista) i strefa zgniotu, które zachowują zawsze jednakowe uszeregowania swoich grubości, tzn. najmniejszą grubość ma strefa powierzchniowa a największą - strefa zgniotu. Natomiast strefy: wpływów cieplnych, a zwłaszcza zalegania naprężeń wynikowych mogą mieć grubość mniejszą niż grubość strefy zgniotu lub też znacznie większą. Jak wynika z podanej definicji, stan TWW opisują cechy charakteryzujące powierzchnię i właściwości materiału. Wartości graniczne cech wymiernych TWW wyznacza się wg. zasady podanej na rys. 2.



Rys. 2. Granica wewnętrzna warstwy wierzchniej wyznaczona przez punkt występujący graniczne wartości niektórych cech; a, b, c- cechy w warstwie wierzchniej, h- odległość od powierzchni rzeczywistej, g- grubość warstwy, d- umowna wartość cechy warstwy wierzchniej

Rozpatrując powierzchnię ciała stałego należy zauważyć, że atomy tworzące tę powierzchnię lub granicę fazy stałej i ciekłej, ze względu na brak z jednej strony partnerów, wykazują inną energię niż atomy położone wewnątrz ciała. Stan energetyczny powierzchni charakteryzowany jest na ogół przez energię powierzchniową, której nie uwzględnia podstawowa charakterystyka TWW. Do istotnych cech TWW, które określają jej

właściwości użytkowe zaliczane są wartość i gradient umocnienia materiału, co dla potrzeb technicznych wyznacza się przez rozkłady twardości i naprężeń wewnętrznych.

Zdecydowana większość metod mechanicznych oceny naprężeń własnych TWW polega na usuwaniu kolejnych warstw materiału naprężonego i pomiarze wartości odkształceń, z których na podstawie wzorów teorii sprężystości, najczęściej przy wielu upraszczających założeniach, liczone są wartości naprężeń. Do metod fizycznych wyznaczania naprężeń w TWW zaliczane są między innymi metody pomiaru zmian własności magnetycznych, oporu elektrycznego, siły termoelektrycznej oraz tarcia wewnętrznego w funkcji stanu naprężeń. Metody te dają głównie jakościową ocenę stanu naprężenia. W praktyce największe zastosowanie spośród metod fizycznych znalazły metody oparte na dyfrakcji promieni rentgenowskich, pozwalające również na ilościową ocenę badanego zjawiska. Metody rentgenowskie wiążą wartości naprężenia z wartością odkształcenia sprężystego, ale nie całego elementu, lecz między płaszczyznami krystalograficznymi, wybranymi do dyfrakcji promieni rentgenowskich. Niewątpliwą wadą omawianej podstawowej charakterystyki TWW jest to, że tworzy się ją na podstawie badań niszczących. Ponadto nie uwzględnia ona cech ważnych z punktu widzenia właściwości użytkowych przedmiotu. Właściwości użytkowe elementów maszyn uzyskiwane są przez odpowiedni dobór materiałów i procesów technologicznych, na podstawie fenomenologicznych związków między parametrami procesu technologicznego a uzyskanym stanem TWW. Właściwości ciał polikrystalicznych obserwowane w makroskali, w znacznej mierze zależą od stopnia zdefektowania struktury krystalicznej. Większość defektów istniejących w metalu powstaje w procesie jego krystalizacji (krzepnięcia). Wielkość ziaren, segregacja składników stopowych, szkodliwe wydzielenia na granicy ziaren, naprężenia własne, prowadzące do tworzenia się i wędrówki dyslokacji, są wynikiem przede wszystkim sposobu i intensywności chłodzenia podczas krystalizacji. Powstająca struktura pierwotna defektów sieci krystalicznej metalu wpływa zasadniczo na możliwość uzyskania pożądanych właściwości w procesie przetwarzania i użytkowania. Procesy technologiczne takie jak obróbka cieplna, cieplno-chemiczna lub mechaniczna, mają na celu zmianę rozmieszczenia defektów lub wytworzenie nowych defektów. Znany jest cały szereg metod kształtowania właściwości metali przez oddziaływanie na defekty mikrostruktury. Należą do nich:

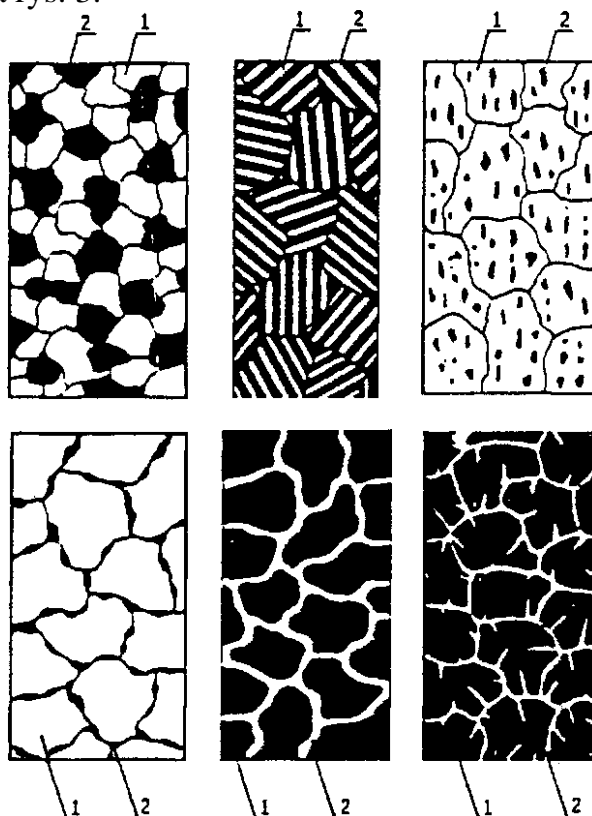
- mechaniczne zablokowanie ruchu dyslokacji przez wprowadzenie cząstek innej fazy, np. hartowanie,
- zwiększenie gęstości dyslokacji powodujące splątanie dyslokacji,
- przytrzymanie dyslokacji przy pomocy obcych atomów (tzw. chmury Cottrella),
- usuwanie z krysztalu dyslokacji.

Podczas eksploatacji otrzymane w procesie technologicznym struktury dyslokacyjne ulegają zmianie odpowiednio do warunków w jakich działa obciążenie. Konstytuowanie materiałów o żądanych z góry właściwościach polega na takim wytworzeniu struktur w skali mikro i submikroskopowej aby w procesie technologicznego umacniania uzyskać właściwą TWW. Tym samym, warstwa wierzchnia staje się przedmiotem wyspecjalizowanych badań analitycznych jako warstwa wieloskładnikowa o cechach kompozytu.

3. Technologiczna warstwa wierzchnia o cechach kompozytu

Zastosowanie pojęcia "kompozyt" do dotychczas występujących w technice technologicznych warstw wierzchnich oznacza uwzględnienie zróżnicowanych właściwości materiału na poziomie struktur krystalograficznych, struktur metalograficznych ziarnistych

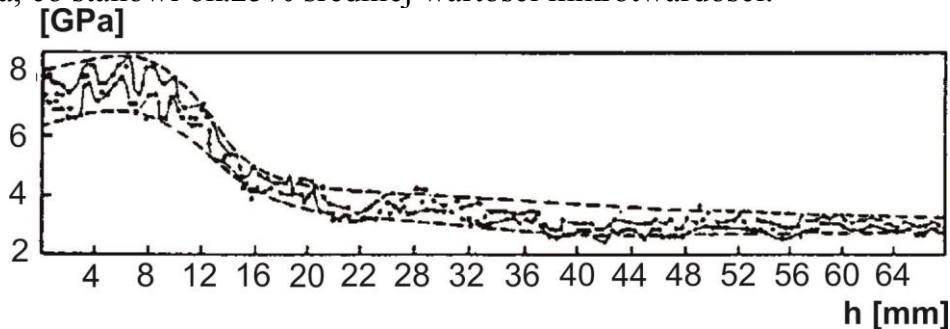
bądź pasmowych. W stopach dwu i wielofazowych, w których tworzą się fazy międzymetaliczne, miękką i plastyczną osnowę stanowi zwykle roztwór stały o sieci krystalicznej jednego ze składników, a w nim rozłożone są w określony sposób wydzielenia jednej lub wielu faz międzymetalicznych. Każda z faz ma określone, charakterystyczne właściwości natomiast właściwości stopu są wypadkowe, podobnie jak w mieszaninie kryształów czystych metali lub mieszaninie kryształów roztworów granicznych. Trzeba jednak podkreślić, że właściwości stopu zależą ponadto w bardzo dużym stopniu od wzajemnego usytuowania faz. Różne przykłady wzajemnego usytuowania kryształów granicznego roztworu stałego (1) i kryształów fazy międzymetalicznej (2) w stopach dwufazowych podano na rys. 3.



Rys. 3. Schematy wzajemnego usytuowania faz w stopach dwufazowych:
 1 - kryształy granicznego roztworu stałego,
 2 - kryształy fazy międzymetalicznej

Zważywszy, że o początkowych właściwościach stopów dwu i wielofazowych decyduje skład chemiczny współistniejących faz, właściwości tych faz oraz ich udział procentowy i wzajemne usytuowanie, to nie mniejszą rolę czynniki te odgrywać będą w procesie umacniania tych stopów przez obróbkę mechaniczną lub cieplną. Jeżeli w tym modelu kompozytu uwzględni się anizotropię właściwości kryształów to otrzyma się obraz trudności w jego transformacji poprzez umacnianie materiału. Jak wykazuje praktyka, obróbka zgniotem takiej struktury może spowodować zarówno jej umocnienie, jak i osłabienie. Przykładowo proces tarcia stali i stopów martenzytycznych wywołuje przemiany fazowe w obszarach kontaktu ciernego, które wyraźnie obniżają odporność na zużycie. W walcowanych na zimno i powierzchniowo zahartowanych wałkach ze stali 9H otrzymano strukturę wyjściową składającą się z drobnoiglastego martenzytu, troostytu, bainitu i perlitu w środku rdzenia. W eksploatacji wałki te pracowały zmęczeniowo, co wywołało znaczną ilość zmęczeniowych śladów poślizgów a także koagulacje węglików o zorientowanej pasmowości. Tam gdzie występował martenzyt i troostyt hartowania

powstał konglomerat struktur wtórnych na skutek wydzielen drobnych węglików, a także wskutek częściowego rozpadu martenzytu. Mikrotwardość w różnych przekrojach poprzecznych wałka zmieniała się w pewnym obszarze w sposób charakterystyczny (rys. 4). Występuje okresowość wzrostu i spadku mikrotwardości z amplitudą wynoszącą od 0.5 do 1.6 GPa, co stanowi ok.25% średniej wartości mikrotwardości.

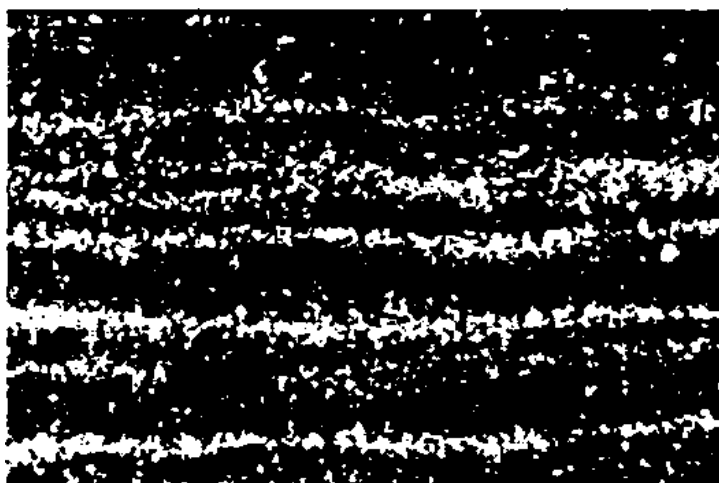


Rys. 4. Zmiana mikrotwardości w przekroju wałka

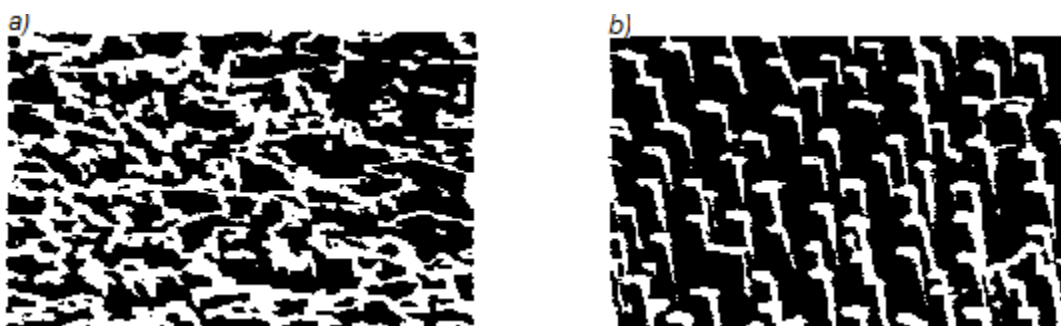
Oprócz zmian dyspersji węglików, przy cyklicznych obciążeniach występują inne fazowe przemiany struktury. np. w wyjściowej strukturze austenitycznej często obserwuje się przemianę martenzytyczną, a w strefach, w których następowała przemiana perlitu zachodziły również przemiany w ferrycie. W takiej sytuacji może wystąpić obniżenie efektu zgniotu oraz relaksacja mikronaprężeń, czyli tzw. efekt mechanicznego odpuszczania. W innych przypadkach obserwuje się natomiast silne lokalne umocnienie materiału. Badania bieżni łożyskowych wykazują, że w czasie eksploatacji następuje rozpad martenzytu na mieszaninę ferrytyczno-węglkową, z równoczesnym wydzielaniem wolnego ferrytu. Np. stal o zawartości 0.73 - 0.82 C i 0.85 - 0.90 Mn po walcowaniu ma strukturę perlitu płytkowego, a po obróbce cieplnej sorbit i struktury przejściowe. Oddziaływanie zmęczeniowych obciążeń eksploatacyjnych spowodowało w tej stali powstanie obszarów zmienionej struktury, nie trawiącej się, o twardości wyższej od uzyskanej po obróbce cieplnej. Zmęczeniowe pęknięcia towarzyszące pasmom tej struktury wyjaśniają przyczynę takiej przemiany fazowej. Przy obciążeniach udarowych powstawanie wtórnych struktur jest zależne od stanu równowagi i stopnia dyspersji struktury wyjściowej, a także rozmiarów i kształtów cząstek fazy węglkowej. Anizotropia własności w stopach dwu i wielofazowych, wywołana ukierunkowanym rozłożeniem jednej z faz jest podstawą tworzenia warstwowej struktury kompozytowej. Na rys. 5 pokazano strukturę stali łożyskowej 100CR, w której węgliki pierwotne tworzą wyraźne pasma ułożone zgodnie z kierunkiem przeróbki plastycznej [3].

Ukierunkowanie fazy umacniającej stop podczas jej krystalizacji ze stanu ciekłego umożliwia ułożenie się wydzielen w osnowie stopu w postaci włókien o określonej orientacji, tworząc kompozyt naturalny (rys. 6). Warstwowy model struktury kompozytowej może być stosowany dwuwariantowo:

- z warstwami o małych gradientach właściwości materiału w strefach między warstwowymi (warstwy dyfuzyjne),
- z warstwami o skokowej zmianie właściwości materiału kolejnych warstw (warstwy galwaniczne, platerowane, napyłane).

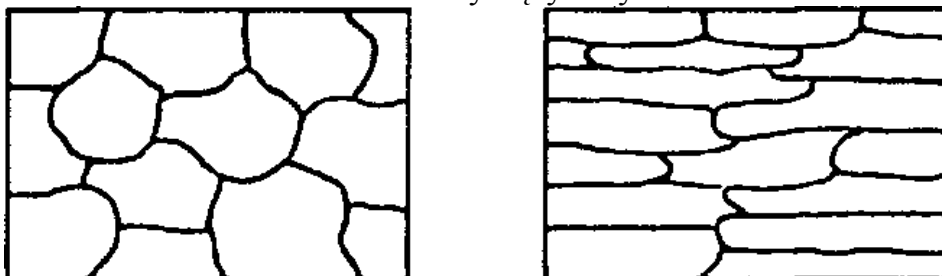


Rys. 5. Struktura stali łożyskowej 100CR po przekrociu.
Na ciemnym tle osnowy widoczne jasne pasma faz węglkowych



Rys. 6. Morfologia stopów na osnowie kobaltowej o fazach umacniających wykryzalizowanych kierunkowo. Obrazy skaningowe, pow. x1000: a) - stop Co-Cr-C, wydzielienia węglków M7C3 ułożone w postaci włókien, szybkość krystalizacji 12 cm/h; b) - stop Co-Cr-TaC, wydzielienia węglków MC ułożone w postaci włókien, szybkość krystalizacji 0.6 cm/h

Polikrystaliczna budowa metali o chaotycznej orientacji krystalograficznej poszczególnych ziaren, może być również podstawą do stosowania tzw. modelu ziarnistego kompozytu (rys. 7). Zważywszy, że granice ziaren są bardziej wytrzymałe niż ich wnętrza, warunki ich odkształcania w procesie umacniania mechanicznego mogą być podporządkowane geometrycznym zależnościom w metodzie elementów skończonych i powiązane ze zmianami właściwości towarzyszącymi tym odkształceniom.



Rys. 7. Schemat struktury o chaotycznej orientacji krystalograficznej: (a) - przed odkształceniem plastycznym; (b) - po odkształceniu plastycznym

Trzeba jednak zaznaczyć, że w metalach polikrystalicznych o chaotycznej orientacji krystalograficznej ziaren proces tworzenia się poślizgów jest komplikowany obecnością zakłóceń sieciowych w otoczeniu granic ziaren. Zmniejsza to w znacznym stopniu dokładność prognozowania anizotropii, a tym samym własności materiału umocnionego.

4. Przykłady techniczne kompozytowych warstw wierzchnich

W tabeli 1 wymieniono główne odmiany warstw wierzchnich, o umownych cechach kompozytu, które są najczęściej wytwarzane na metalowych elementach maszyn. Znaczna liczba tych elementów, szczególnie pracujących zmęczeniowo, poddawana jest zabiegowi powierzchniowego umacniania zgniotem statycznym bądź dynamicznym. Zabieg umacniania zmienia właściwości komponentów struktury kompozytowej wytworzonej we wcześniejszych fazach procesu technologicznego i może spowodować podwyższenie lub obniżenie właściwości użytkowych warstwy wierzchniej. Kompozytowe warstwy wierzchnie modelowane są jako struktury jedno lub wielostrefowe (modele makroskopowe) bądź, jako struktury ziarniste lub krystaliczne (modele mikroskopowe). W obydwu przypadkach mogą być przyjmowane założenia co do izotropowości albo anizotropowości cech materiałowych tych struktur.

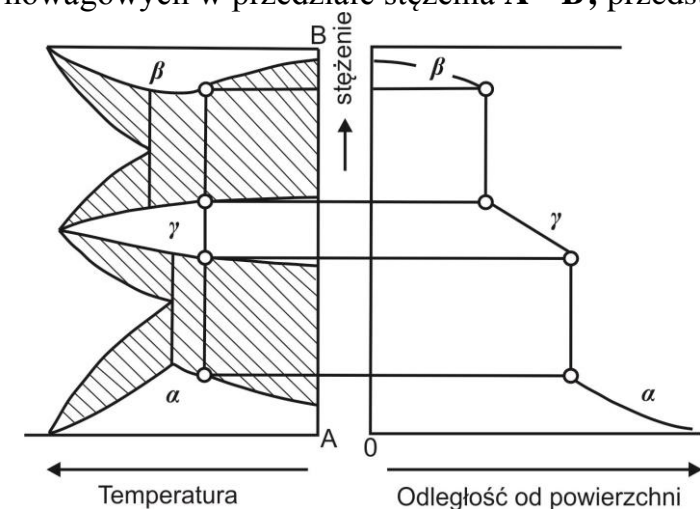
Tabela 1. Ważniejsze metody tworzenia warstw wierzchnich o cechach kompozytów

Metoda	Realizacja
Obróbka cieplna objętościowa	Nagrzewanie i studzenie przedmiotu w całej objętości
	Nagrzewanie i studzenie warstwy wierzchniej przedmiotu (indukcyjne, laserowe)
Obróbka dyfuzyjna	Procesy cieplno-chemiczne
	Implantacja jonów
Wytwarzanie powłok	Kondensacja par jonów
	Procesy galwaniczne
	Metalizacja natryskowa i zanurzeniowa
	Platerowanie
Zgniot powierzchniowy	Nagniatanie statyczne
	Nagniatanie dynamiczne

Obróbce cieplnej umacniającej podlegają stopy dwu lub więcej fazowe, wykazujące zmienną rozpuszczalność składników stopowych. Stopy te charakteryzuje anizotropia właściwości wywołana ukierunkowanym rozłożeniem faz. Takie ukierunkowanie fazy umacniającej stop podczas jej krystalizacji, w warunkach umożliwiających ułożenie się wydzieleni w osnowie stopu w postaci włókien o określonej orientacji, tworzy kompozyt naturalny. Przykładem sposobu tworzenia klasycznego kompozytu naturalnego jest opracowana w ostatnich latach technika krystalizacji kierowanej. Przykład ten, jak i wiele innych świadczą, że tworzenie struktury kompozytowej rozszerza możliwości techniczne poprawy cech użytkowych części maszyn. Klasyczną obróbką cieplną objętościową wytwarzane są quasinaturalne kompozyty, w których faza międzymetaliczna występuje w postaci igieł, płytek czy siatki na granicach ziaren osnowy. Kompozyty te po obróbce powierzchniowej zgniotem uzyskują w strefie warstwy wierzchniej korzystniejsze cechy kompozytów naturalnych [5].

Tworzenie warstw wierzchnich obróbką dyfuzyjną obejmuje odmiany obróbki cieplno-chemicznej w technologii proszkowej, cieczerwowej i gazowej oraz metodę implantacji jonów. Teoretyczne zasady tego procesu, opracowane przez Ficka opisują zjawisko przenoszenia masy w oparciu o analizę strumienia dyfundujących atomów (pierwsze prawo) oraz zmianę ich koncentracji w czasie (drugie prawo). Wielkości istotne z punktu widzenia praktyki, jak np. profil dyfuzji wyznacza się zwykle na drodze eksperymentalnej. Rozkład stężeń

pierwiastków w przypadku dyfuzji reakcyjnej wyznaczony doświadczalnie na podstawie analizy układów równowagowych w przedziale stężenia **A - B**, przedstawiono na rys. 8.



Rys. 8. Rozkład stężeń w przypadku dyfuzji reakcyjnej

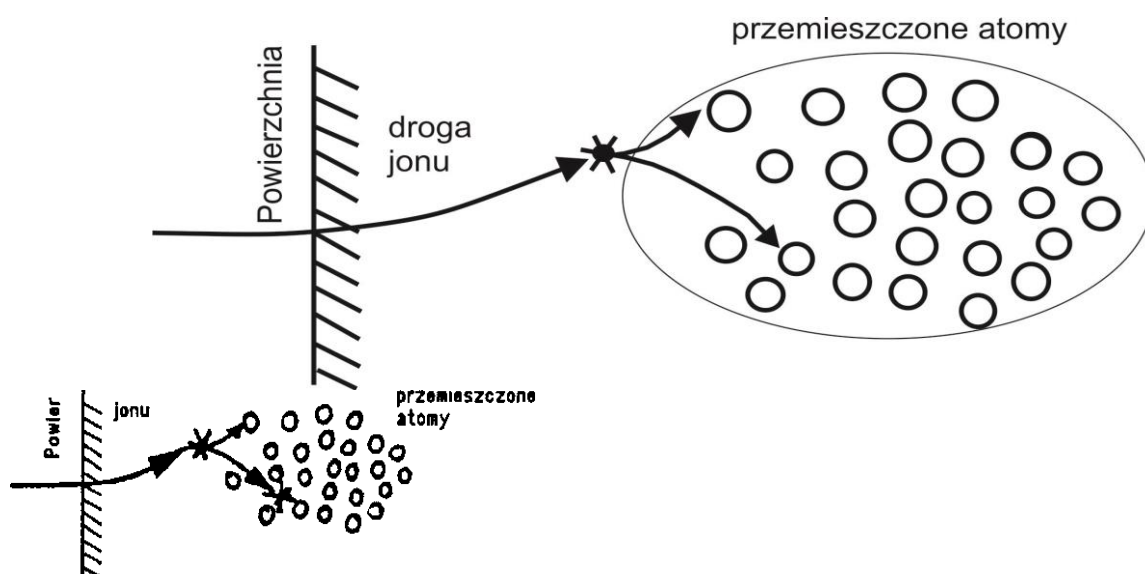
Ten przykładowy rozkład stężenia, dobrze ilustruje warunki tworzenia wielowarstwowej strefy o cechach kompozytu, odpowiednio do powstających struktur alotropowych α , β , γ . Zastosowanie obróbki cieplnej, jako kolejnego zabiegu technologicznego, utrwala charakter kompozytu tej strefy na innym poziomie właściwości materiałowych poszczególnych warstw. Do podstawowych rodzajów obróbki cieplno-chemicznej stopów żelaza zalicza się:

- dyfuzyjne nasycanie niemetalami (nawęglanie, azotowanie, węgło-azotowanie, utlenianie, siarkowanie, siarko-azotowanie, siarko-węgło-azotowanie, borowanie, krzemowanie),
- dyfuzyjne nasycanie metalami (aluminiowanie, chromowanie, chromo-aluminiowanie, cynkowanie, tytanowanie, wanadowanie),
- dyfuzyjne nasycanie wieloskładnikowe (węgloazotowanie, węglotytanowanie, tlenoazotowanie, siarkoazotowanie, siarkowęgloazotowanie).

Biorąc pod uwagę zróżnicowanie techniki tworzenia warstw dyfuzyjnych, związanej ze stosowaniem ośrodka stałego, ciekłego bądź gazowego oraz różnych przedziałów temperatur i ciśnień (metoda próżniowa), istnieje możliwość konstytuowania wielu typów kompozytowych struktur w warstwie wierzchniej. Dodatkowe możliwości modyfikacji właściwości materiałowych poszczególnych warstw strefy dyfuzyjnej, daje zabieg powierzchniowej deformacji plastycznej, zastosowany przed lub po dodatkowym zabiegu obróbki cieplnej warstwy dyfuzyjnej.

Implantacja jonów w warstwę wierzchnią przedmiotu jest nowoczesną metodą konstytuowania TWW o cechach kompozytu. Metoda ta umożliwia domieszkowanie do składu podstawowego materiału praktycznie dowolnych pierwiastków w dowolnym stężeniu, łącznie z syntezą cienkich warstewek. Pary implantowanych atomów ulegają jonizacji w komorze źródła jonów tworząc plazmę. Odseparowane elektromagnetycznie jony jednoimienne są przyspieszane i bombardują obrabianą powierzchnię. Jon bombardujący ciało wytraca swą energię wskutek zmiennej jonizacji własnej oraz jonizacji obszaru przez który przechodzi (zderzenie nieelastyczne) i wskutek zderzeń z atomami bombardowanego ciała. W miarę wytracania energii w procesie jonizacji, zderzenia z atomami bombardowanego ciała są coraz częstsze i wreszcie jon zatrzymuje się (rys. 9). Najczęściej jest to położenie międzywęzłowe, sprzyjające anomalnej (o dużym

współczynnika) dyfuzji. Statystyczny charakter procesu zderzeń, energia jonów oraz rodzaj struktury materiału powodują, że całkowite zasięgi poszczególnych jonów różnią się między sobą w zakresie od setnych części do kilkunastu mikrometrów. Proces implantacji powoduje silne zdefektowanie warstwy wierzchniej, a tym samym powstanie naprężeń na powierzchni międzyfazowej. Sprzyja to migracji wprowadzonych implantacyjnie jonów i obsadzeniu przez nie wakansów. Dzięki temu możliwe jest sterowanie takimi właściwościami i cechami użytkowymi TWW jak: mikrotwardość, korozyjność, zmęczeniowość, odporność na ścieranie, współczynniki tarcia wewnętrznego i zewnętrznego, przewodnictwo cieplne. Dodatkowe możliwości sterowania właściwościami kompozytowej warstwy wierzchniej utworzonej w procesie implantacji jonów, a w szczególności właściwościami strefy przejściowej pomiędzy warstwą implantowaną i rdzeniem, otwiera technologia nagniatania powierzchniowego.

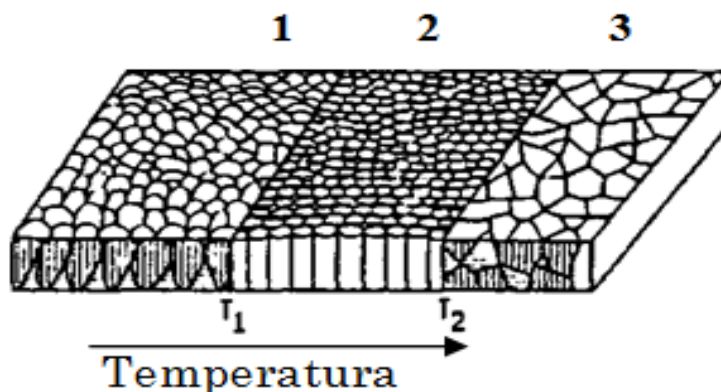


Rys. 9. Usuwanie atomu z pozycji węzłowej przez wysokoenergetyczny jon (tworzenie kaskady wybiciowej o kształcie elipsydy)

Celem wytwarzania powłok na częściach maszyn jest poprawa jakości tych części w warunkach ich użytkowania. Sposoby wytwarzania powłok metalicznych mają istotny wpływ na stopień poprawy jakości. Np. w procesie nanoszenia powłok galwanicznych chromowych, niklowych czy żelazowych, występują naprężenia własne rozciągające, zmniejszające korzystny wpływ powłoki na cechy użytkowe części. Podobne oddziaływanie mają również wady powłoki w postaci por, mikropęknięć oraz nawodorowania materiału. Skutecznym sposobem zwiększenia korzystnego wpływu powłoki na jakość użytkową części będzie w tym przypadku zastosowanie obróbki nagniataniem. Łączenie tych dwóch procesów tj. technologii powłok i nagniatania jest nowoczesnym kierunkiem w technice podwyższania właściwości użytkowych TWW.

Powłoki wytwarzane metodą *kondensacji par jonów* powstają w warunkach obniżonego ciśnienia i podwyższonej temperatury, umożliwiających intensywne parowanie materiału przeznaczonego na powłokę. Kondensacja par materiału powłoki na podłożu zachodzi w dwu etapach: powstawanie zarodków i narastanie warstwy. Po osiągnięciu przez zarodki kondensacji krytycznych rozmiarów (rzędu 5 średnic atomów) powstają cząstki agregatowe łączące się w litą warstwę. Struktura i właściwości warstwy utworzonej w procesie kondensacji zależy od wielu czynników. Do ważniejszych z nich należą: temperatura i energia kinetyczna atomów par materiału powłoki oraz temperatura podłoża. Przy niskiej

temperaturze podłoża (rys. 10, warstwa 1) aktywność atomów na powierzchni jest mała i liczba zarodków krystalizacji niewielka.



Rys. 10. Wpływ temperatury rdzenia na strukturę warstw osadzanych metodą naporowania

Kryształy rozrastające się nieregularnie w kierunku prostopadłym do podłoża tworzą strukturę porowatą. W przedziale temperatur $T_1 = 0.3T_s$, do $T_2 = 0.4T_s$ (T_s - temperatura parowania) rosną kryształy słupkowate z większej liczby zarodków tworząc strukturę o zwiększonej gęstości (rys. 10, warstwa 2). Przy temperaturach $T_2 > 0.45T_s$, tworzy się warstwa o cechach i właściwościach strukturalnych odpowiadających strukturze rekryształizacji (rys. 10, warstwa 3).

Warstwy 1, 2, 3 z rys. 10 mogą występować rozdzielnie lub łącznie, tworząc ze strukturą materiału podłoża kompozytową warstwę wierzchnią typu ziarnistego.

Powłoki galwaniczne powstają w procesie elektrokryształizacji. Istotny wpływ na strukturę, a tym samym i właściwości osadzanych na podłożu warstw, mają procesy zarodkowania. Wzajemne oddziaływanie różnych typów zarodkowania decyduje o powstaniu powłoki ze strukturą drobno lub gruboziarnistą i z odpowiednio zróżnicowaną stereometrią powierzchni. Ponadto przy nagromadzeniu się adsorbowanych atomów w miejscach zarodkowania kryształów mogą powstawać struktury agregatowe mające charakter wieloatomowych warstw, a w przypadku powstania i rozprzestrzeniania się defektów w kryształach struktury włókniste (tekstura). Przy jakościowej ocenie powłok wytwarzanych w procesie elektrokryształizacji uwzględnia się również rolę strefy przejściowej, której powstanie zależy od współczynnika dyfuzji powierzchniowej adsorbowanych atomów. Powyższe cechy powłoki galwanicznej i dyfuzyjny charakter strefy przejściowej kwalifikują tę warstwę do struktur kompozytowych.

W procesie metalizacji natryskowej i zanurzeniowej połączenie warstwy metalizowanej z rdzeniem zapewnia adhezja, częściowo spawanie oraz szepienia mechaniczne. Połączenie wzajemne cząstek ciekłego metalu następuje częściowo przez spawanie, spiekanie i mechaniczne przywieranie. Właściwości metalizowanej warstwy są zmieniane stosownie do wymagań, przez obróbkę cieplną. Tym samym uzyskana TWW ma charakter wielowarstwowego kompozytu naturalnego.

Platerowanie jest niskoenergetycznym sposobem nakładania powłok w stanie stałym. Połączenie powłoki z rdzeniem uzyskiwane jest przez statyczny lub dynamiczny docisk wzajemny niszczący warstwę tlenków na granicy połączenia oraz wyzwalający energię powierzchniową. Przy zróżnicowanym składzie chemicznym powłoki i rdzenia i w podwyższonej temperaturze powstaje wielowarstwowa TWW. Zastosowanie techniki nagniatania tych warstw skutkuje korzystnymi zmianami ich właściwości.

5. Modelowanie kompozytowej technologicznej warstwy wierzchniej

W kompozytowych złożonych warstwach powierzchniowych występują znaczne różnice budowy mające swoje konsekwencje w złożoności modeli fizycznych możliwych do przyjęcia dla potrzeb obliczeń z zastosowaniem MES. Zasadnicze różnice przedstawiono syntetycznie w tablicy 2 gdzie:

1. - gradient stężenia pierwiastka,
 2. - zmiany typu sieci elementarnej
 3. - wyraźna granica fazowa,
 4. - gradient struktury,
 5. - gradient własności mechanicznych,
 6. - gradient naprężeń własnych,
 7. - zróżnicowanie stałych sprężystych
- * - skokowa zmiana na granicy faz

Tablica 2. Informacje o budowie poszczególnych typów warstw

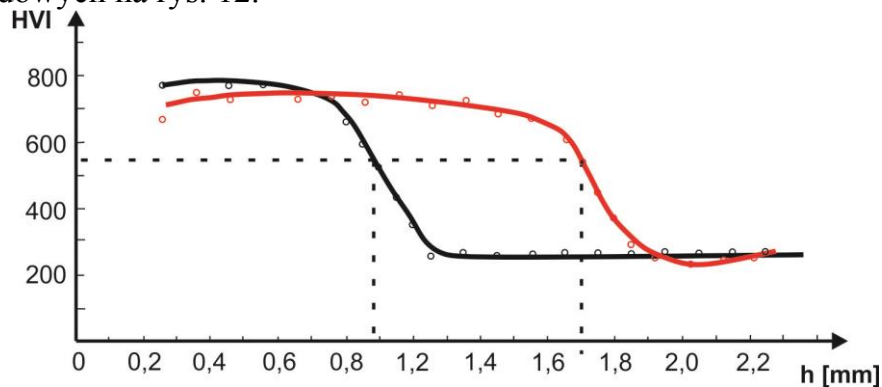
Typ warstwy	1	2	3	4	5	6	7
utwardzona powierzchniowo z przemianą fazową (np. hartowana indukcyjnie)	-	-	-	+	+	+	małe
adhezyjna metalu (np. galwaniczna)	*	*	+			+	duże
adhezyjna związków (np. TiN wytworzony metodą PVD)	+	-	+	+	+	+	duże
dyfuzyjna roztworowa (np. nawęglana)	+			+	+	+	b.małe
dyfuzyjna o strukturze fazy azotkowej i roztworu (np. warstwa azotowana)	+*	+	+	+	+*	+	-
dyfuzyjna o strukturze fazy węglkowej i roztworu	+*	+	+	+*	+*	+	duże
złożona dyfuzyjna o strukturze faz węglkowych i roztworu	+*	+	+	+*	+*	+	duże
dyfuzyjna borowana	+*	+	+	+*	+*	+	duże

Z powodu ograniczonych danych materiałowych pominięto ocenę stopnia anizotropowości ich właściwości w kierunku równoległym do powierzchni. Tym samym opracowane modele fizyczne a następnie matematyczne mają w pierwszym przybliżeniu charakter warstwowy. Jak widać z tablicy 2 omawiane i występujące szeroko w praktyce technologiczne warstwy wierzchnie charakteryzuje znaczne zróżnicowanie budowy i właściwości poszczególnych stref. Zróżnicowanie takie powiększa się we wszystkich przypadkach omawianych warstw gdy stosowane jest umacnianie zgniotem, co dla części z nich występuje także w trakcie eksploatacji jako efekt niezamierzony. W praktyce dotyczy to większości technologicznych warstw wierzchnich o cechach kompozytu, wytworzonych na stalach. W przykładowej analizie są wykorzystane informacje, które w modelu fizycznym mogły podlegać niezbędnym uproszczeniom, pozwalającym na zastosowanie ujęć modelowych. W przypadku różnych warstw uzyskuje się różny zakres informacji, nie zawsze wystarczający dla przeprowadzenia obliczeń metodą elementów skończonych. Istnieje więc konieczność uzyskania w miarę potrzeby brakujących informacji na drodze szacunku w oparciu o dane z badań cząstkowych czy też danych literaturowych. Dotyczy to szczególnie danych dotyczących właściwości charakteryzujących sprężystość i plastyczność poszczególnych stref warstwy. Należy przy tym uwzględniać fakt, że szacunki takie mogą

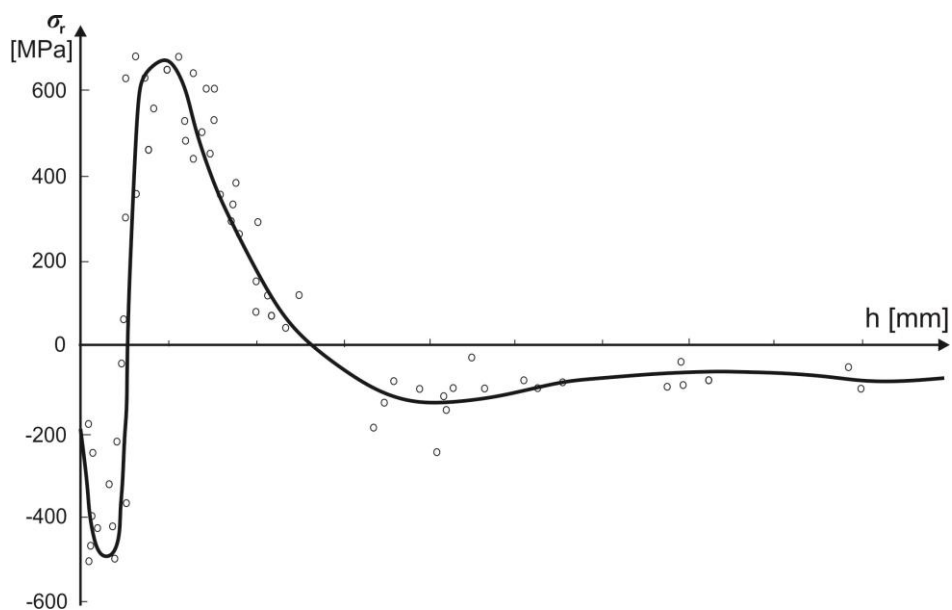
być obarczone znacznymi błędami. Powodują je trudności w określeniu stałych sprężystych oraz granicy plastyczności poszczególnych obszarów warstwy wchodzącej w skład kompozytu, którą charakteryzują znaczne gradienty tych właściwości. Występująca w niektórych przypadkach anizotropia właściwości mechanicznych krystalitów z których zbudowane są poszczególne strefy rozpatrywanych warstw jest praktycznie rzecz biorąc przeważnie niemożliwa do ilościowego określenia i w ujęciach modelowych musi być więc często pomijana. W przyjętym do rozważań modelu zróżnicowanie właściwości materiału w kierunkach równoległych do obrabianej powierzchni dla różnych podwarstw zostało także pominięte.

6. Model warstwy powstałej w wyniku hartowania indukcyjnego

Jako podstawę do opracowania modelu fizycznego warstwy przyjęto 2 warianty hartowania indukcyjnego wałka ze stali C45, która zawiera 0.47% C, 0.62% Mn, 0.31% Si, 0.035% S, 0.025% P, 0.05% Ni i 0.05% Cu. Hartowanie indukcyjne przeprowadzono metodą postępowo-obrotową z szybkością posuwu 5 i 10 mm/s przy poborze mocy wynoszącym odpowiednio 80 i 95 kW. Uzyskano w ten sposób 2 warianty grubości warstwy zahartowanej. Rozkłady twardości przedstawiono na rys. 11, a rozkład naprężeń własnych obwodowych na rys. 12.



Rys. 11. Rozkłady twardości HV1 na przekroju warstwy powierzchniowej hartowanych indukcyjnie próbek ze stali C45; próbka hartowana do głębokości 1 mm

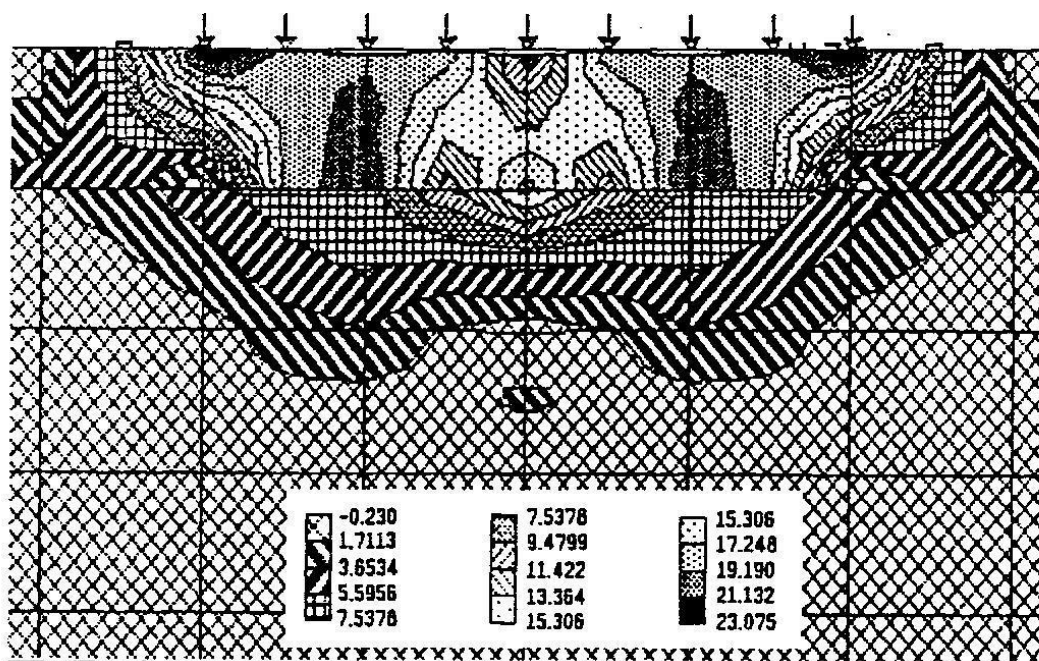


Rys. 12. Rozkład naprężeń własnych obwodowych w próbkach ze stali C45 o średnicy $\varnothing 60$ mm, hartowanych indukcyjnie do głębokości 1 mm

7. Symulacja komputerowa deformacji sprężysto-plastycznych kompozytowych warstw wierzchnich

Symulację komputerową deformacji sprężysto-plastycznych kompozytowych warstw wierzchnich poddanych określonym obciążeniom zewnętrznym przeprowadzono w oparciu o metodę elementów skończonych. Program obliczeniowy analizuje obciążenia kontaktowe warstwy wierzchniej w technologii umacniania powierzchniowego zgniotem. Przeprowadzenie analizy stanu odkształceń i naprężeń umożliwia wybór sposobu podwyższenia trwałości eksploatacyjnej elementu poprzez wytypowanie technologii konstituowania kompozytowej warstwy wierzchniej.

Celem zobrazowania wpływu niejednorodności właściwości kompozytowej warstwy wierzchniej na stan odkształceń plastycznych w warstwie i wynikającego stąd stanu naprężeń residualnych przeprowadzono symulację komputerową procesu deformacji przy wykorzystaniu programu μ Plast [4]. Siatkę elementów skończonych obciążono równomiernym naciskiem 390 MPa. Przykładowe wyniki obliczeń rozkładu naprężeń residualnych dla warstwy wierzchniej po hartowaniu indukcyjnym przedstawia rys. 13.

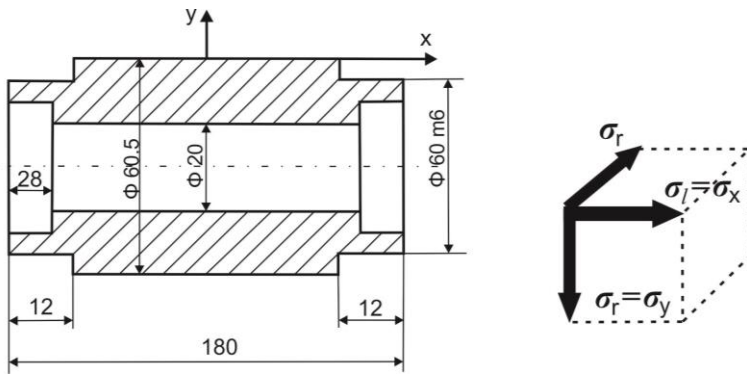


Rys. 13. Rozkład naprężeń residualnych w badanej warstwie – wartości w MPa

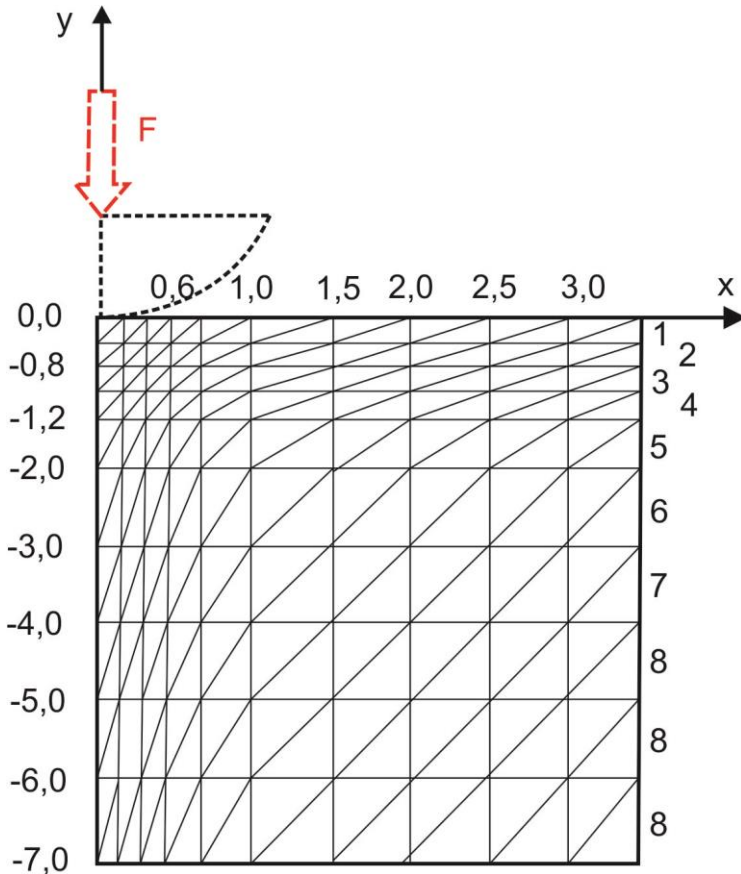
8. Weryfikacja obliczeń numerycznych skutków niskocyklowego obciążenia na przykładzie części o powierzchniowej strukturze wielowarstwowej po hartowaniu indukcyjnym

Kompozytowa warstwa wierzchnia wytworzona na stali C45 hartowaniem indukcyjnym ma grubość 1 mm. Obliczenia przeprowadzono na Elementie płaskim, wyciętym z próbki do badań naprężeń własnych pokazanej na rys 14 [1].

Rys. 15 przedstawia strukturę siatki elementów skończonych przyjętą w obliczeniach wraz z podziałem na warstwy materiałowe. Struktura ta została cyklicznie obciążana siłą F wywierającą założone zagłębienie walca o promieniu $r = 2,5$ mm i szerokości 1 mm. Na podstawie badań metalograficznych warstwy hartowanej i badania rozkładu naprężeń własnych oraz właściwości materiału, można przyjąć model warstwowy kompozytowej warstwy wierzchniej (tablica 4). Z otrzymanych wyników dla przypadku zagłębienia walca o promieniu 2,5 mm na głębokość 33 μ m wynika, że dla przypadków z naprężeniami



Rys. 14. Próbką do pomiaru naprężeń własnych



Rys. 15. Struktura siatki elementów skończonych - podział na materiały 1 – 8 przyjęte w obliczeniach

początkowymi i bez naprężeń, znacznie się różni proces inicjacji i propagacji odkształceń plastycznych. Dla przypadku z naprężeniami początkowymi istnieją (dla tego stanu naprężeń początkowych) dwa źródła inicjacji odkształceń plastycznych. Pierwsze (występujące dla przypadku bez naprężeń) w strefie podpowierzchniowej, wynikające z oddziaływania wgłębniaka oraz drugie w strefie występowania naprężeń rozciągających σ_x o wartościach bliskich granicy plastyczności.

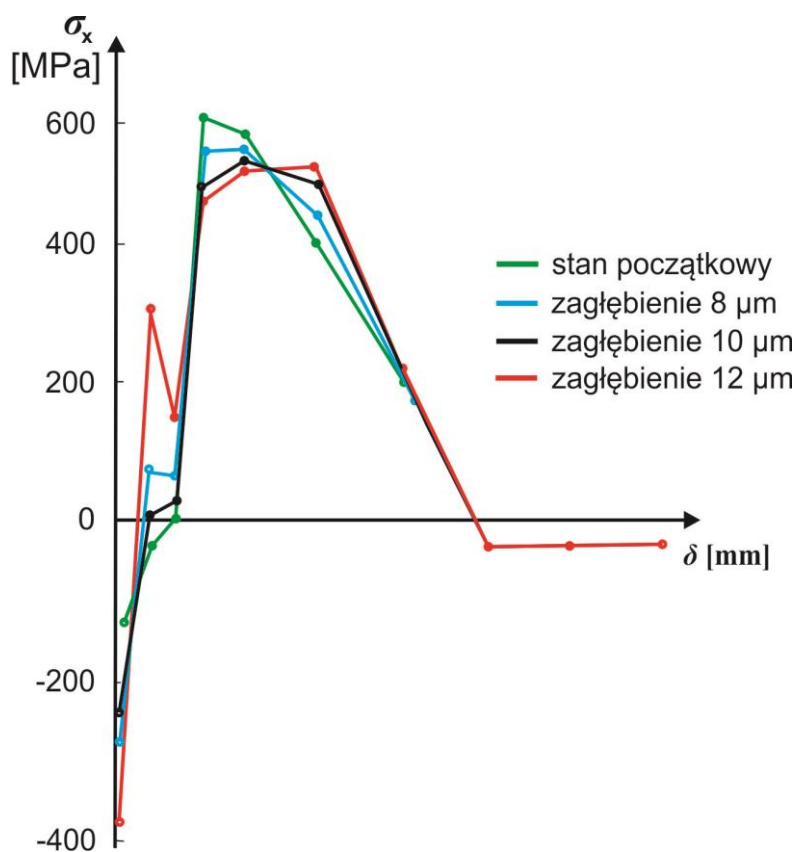
Obszar uplastyczniony dla przypadku występowania naprężeń początkowych jest znacznie większy. Dalsze obliczenia umożliwiły sprawdzenie wpływu intensywności odkształcenia plastycznego charakteryzowanego głębokością penetracji wgłębniaka na zmianę początkowego stanu naprężenia.

Przykładowe wyniki tej symulacji przedstawiono na rys. 16. Jak wynika z wykresu, przez odkształcenie plastyczne można zmniejszyć wartość niebezpiecznych naprężeń rozciągających σ_x . Wielkość zmiany zależy od intensywności odkształcenia plastycznego. Jednak zbytne zwiększenie intensywności odkształcenia powoduje gwałtowny wzrost

Tablica 4. Przyjęte właściwości materiału w warstwach i rozkład naprężeń własnych po hartowaniu indukcyjnym

Nr warstwy	Nr materiału	E [MPa]	R _e [MPa]	σ ₁ ≡ σ _x [MPa]	σ _r ≡ σ _y [MPa]	σ _T [MPa]
1	1	206010	838	-150	3	-220
2	2	206010	838	-40	6	-350
3	3	205510	809	0	12	-20
4	4	204817	677	580	10	220
5	5	204000	600	560	-8	640
6	6	204000	600	400	-26	530
7	7	204000	600	200	-39	310
8	8	204000	600	-40	-45	45
9	8	204000	600	-40	-45	45
10	8	204000	600	-40	-45	45

*) - naprężenia obwodowe σ_T nie były uwzględniane w obliczeniach, ν = 0.3, charakterystyka umocnienia σ_p(ε_p) = R_e + 0.01E ε_p



Rys.16 Zmiana początkowego stanu naprężeń w wyniku deformacji plastycznej z różną intensywnością w funkcji głębokości warstwy 8

naprężeń rozciągających w głębiej leżących warstwach oraz w warstwie przypowierzchniowej. Dlatego też wyniki symulacji powinny być konfrontowane z wykresem obciążenia takiej kompozytowej warstwy wierzchniej.

10. Wnioski z przeprowadzonych badań

Na przykładzie wielowarstwowej struktury po hartowaniu indukcyjnym przedstawiono przykładowy sposób analizy odkształceń sprężysto-plastycznych tej warstwy przy zadanym obciążeniu stykowym w procesie nagniatania statycznego. Analiza taka pozwala na prześledzenie inicjacji i rozwoju strefy odkształcenia plastycznego i wynikających stąd zmian w stosunku do początkowego stanu naprężenia (przed procesem deformacji). Stanowi to dobre narzędzie symulacyjne do analizy jakościowej wpływu deformacji plastycznej na stan fizyczny kompozytowej warstwy wierzchniej, a w przypadku dokładnego zdefiniowania parametrów wytrzymałościowych stref warstwy oraz parametrów obciążenia, także analizy ilościowej. Stwarza to możliwości doboru obciążeń eksploatacyjnych elementów maszyn.

Literatura

1. Jańczewski D., Różycki C., Synoradzki L.: Projektowanie procesów technologicznych. Matematyczne metody planowania eksperymentów. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej. Warszawa, 2010.
2. König H., Das Glattwalzen, Stuttgart, Das Industrieblatt, 1954.
3. Marciniak M., Nakonieczny A., Skalski K.: Umacnianie kompozytowych warstw wierzchnich części maszyn. Wydawnictwo wewnętrzne. Instytut Technologii Maszyn. Politechnika Warszawska, 1993.
4. Rocfield, User Manual, Swansea, 1991.
5. Sęp J., Zielecki W.: Wytwarzanie warstw kompozytowych metodą nagniatania, V Konferencja Technologia obróbki przez nagniatanie, KBM PAN, Bydgoszcz, 1992

THE APPLICATION OF COMPOSITE METAL SURFACE LAYER MODEL FOR BURNISHING EFFECT ASSESSMENT

In this paper, the application of a model for composite metal surface layer has been described. The modeled surface has been produced in the manufacturing processes for steel machine parts and the model developed can be used for the assessment of the qualitative surface layer changes under the influence of static burnishing. The macroscopic and microscopic picture of elastic-plastic deformation in these layers of composite surface as well as corresponding distributions of stress have been featured using the model. The possibility of using the models for the work hardening amount prediction and stress distribution determining in order to practice conscious design of the manufacturing process ensuring performance improvement has been pointed out.

ПРИМЕНЕНИЕ МОДЕЛИ КОМПОЗИТНОГО ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ МЕТАЛЛА ДЛЯ ОЦЕНКИ УПРОЧНЕНИЯ

В данной работе, описано применение модели композитного поверхностного слоя металла. Разработанная модель может быть использована для оценки качества поверхностного композитного слоя в результате воздействия статического наклепа. Приводится микро и микроскопическая характеристика распределения упругопластических деформации и остаточных напряжений. Полученные математические модели могут использоваться при проектировании технологического процесса деталей машин для получения полезных эксплуатационных свойств.

EXPERIMENTAL RESEARCHES OF INFLUENCE OF SLIDING BURNISHING TECHNOLOGICAL CONDITIONS FOR SURFACE ROUGHNESS OF 41CR4 STEEL PRODUCT

CHODOR Jaroslaw¹⁸, KALDUNSKI Pawel¹⁸

Keywords: sliding burnishing, workpiece, regression equation, statistical analysis, surface roughness

Article presents the results of sliding burnishing experiments on 41Cr4 steel and statistical analysis of the results as well. The influence of sliding burnishing force and feed rate on surface roughness R_a were researched. Experiments were performed according to the five-level, composite, rotatable experiment plan. Statistical analysis of experimental results is done and received a regression equation of the second degree with a double interactions for which the confidence interval was defined.

1. INTRODUCTION

The main aim of this paper was verification the results of model researches [1] and numerical analysis [2÷5] and the description of the regression function which describing the effect of various parameters on the process and quality of the final product.

2. WORK STATION

The researches were performed on the CNC machining center NEF 400 with 3D CNC Fanuc 210is control which is shown in figure 1.

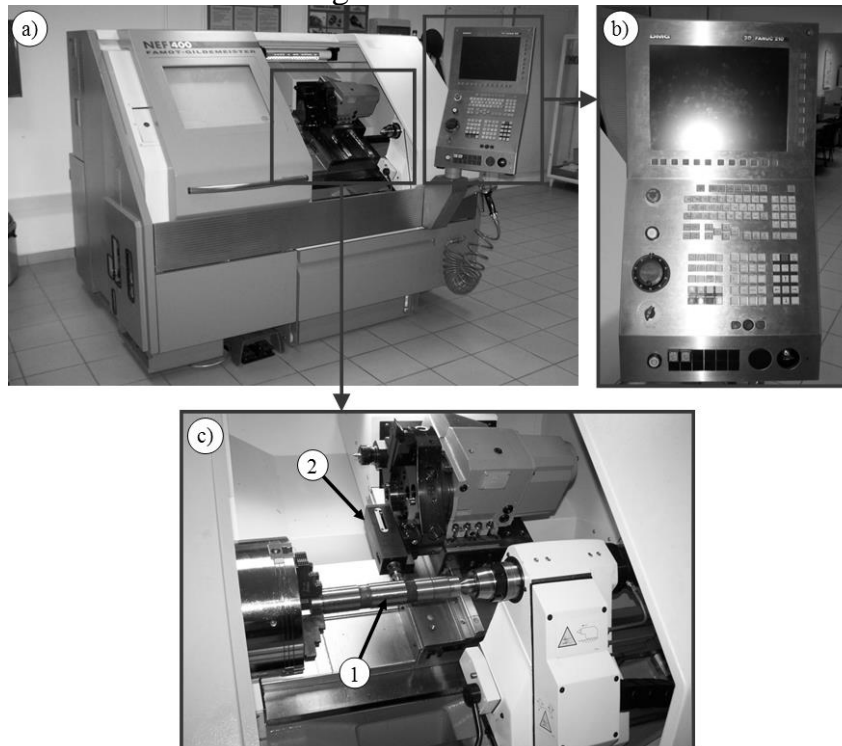


Fig. 1. General view of the CNC machining center NEF 400: a) front view, b) control panel, c) workspace with 41Cr4 stainless steel shaft (1) and fixed holder with burnishing tool (2).

¹⁸ Faculty of Mechanical Engineering, Koszalin University of Technology

3. EXPERIMENTAL STUDIES OF INFLUENCE OF CHOSEN SLIDING BURNISHING CONDITIONS ON THE PRODUCT QUALITY

Researches were conducted to determine the influence of burnishing force and feed on surface roughness Ra during sliding burnishing.

3.1. Determination of examined factors set, constants, disturbance and result

As a result of analysis of the literature [8] and conducted factor analysis and preliminary researches, the set of the factors which essentially influencing on the factor Ra was definite:

- examined: burnishing force F, feed f,
- result: surface roughness Ra,
- constants: tool geometry, 41Cr4 steel shafts, CNC NEF400 machining center,
- disturbance: random fluctuations of the set processing parameters, material heterogeneity of samples, sample mounting inaccuracy, uncontrolled material consumption of burnishing tool.

Such a division of the factors affecting the object of study has allowed to carry out the planned experimental research and development searched regression function (for sliding burnishing). Resulting in the identification of regression functions can be used to control the object of study, and further actions they can be optimized.

In this case, the test object is treated as a "black box" and looking for a relationship between the output and the input object, without knowing the physical phenomena occurring in object.

Identification of nonlinear multidimensional object was carried out according to the algorithm [6]:

- 1) determination the range of variation researched factors,
- 2) choosing a class of mathematical model,
- 3) coding the examined factors,
- 4) realization of appropriate researches,
- 5) results of researches,
- 6) elimination of results with gross mistakes,
- 7) calculation of among-line variation and standard deviation,
- 8) checking the homogeneity of variation in the sample,
- 9) calculation of regression function coefficients,
- 10) statistical analysis of regression function,
- 11) study the significance of the multidimensional correlation coefficient,
- 12) verify the adequacy of the mathematical model,
- 13) decoding of the regression function,
- 14) define the confidence interval of regression equation.

3.2. Determination the range of variation researched factors

After extracting the factors affecting on the object researched we must specify ranges of variation of input factors. Established research zone in considered case comes:

- 1) feed: $\bar{x}_1 = f = 0,04 \div 0,1 \text{ [mm} \cdot \text{rot}^{-1}\text{]},$
- 2) burnishing force: $\bar{x}_2 = F = 5 \div 25 \text{ [N].}$

3.3. Choosing a class of mathematical model

The function of research object is unknown in analytical form. As a result of factor analysis found the following qualitative form of the regression function:

$$\hat{Y} = \hat{Y}(f, F), \tag{1}$$

where: f – feed, F – burnishing force.

Determination the class of the mathematical model, for which obtained the best multi-dimensional correlation coefficient was performed using E-Planner program [7].

The initial researches and numerical analysis have shown that the best multidimensional correlation coefficient R, obtained with linear-quadratic function. So in this case the mathematical description of the object were used in the mathematical model in the form of a linear-square polynomial with double interaction:

$$\hat{Y} = b_0 + b_1\bar{x}_1 + b_2\bar{x}_2 + b_{11}\bar{x}_1^2 + b_{22}\bar{x}_2^2 + b_{12}\bar{x}_1\bar{x}_2. \tag{2}$$

3.4. Coding the examined factors

The next step of identification is coding of factors (also called normalization or standardization), which main aim is to simplify writing formulas and make mathematical calculations easier. It consists on replacing the real variables \bar{x}_i , $i=1\div 3$, dimensionless variables $\tilde{\bar{x}}_i$, which, depending on the chosen plan of the experiment can take levels:

- - 1, +1 for a two-level experimental plan,
- - 1, 0, +1 for three-level experimental plan,
- - α , -1, 0, +1, $+\alpha$ for the five-level experimental plan.

The coordinate system is replaced by the actual new one, for which the average value of the old system is the beginning of a new one. The method of standardizing of variables depends on the chosen mathematical model class. For the chosen model above (2) standardized variables calculated from the formula:

$$\tilde{\bar{x}}_i = \frac{\bar{x}_i - \bar{x}_{i0}}{\Delta\bar{x}_i}. \tag{3}$$

3.5. Realization of appropriate researches

The experiment plan was developed using a five-level, composite (PS/DS-P: λ), rotatable experiment plan. This plan requires the realization of experiments on five levels for all possible sets of input factors. Every experiment repeat three times for each level of plan. A matrix of experiment plan, together with the real values and the coded shown in table 1.

Tab. 1. Matrix of experiment plan according to five-level experiment plan.

Level plan	Examined factors			
	Real values		Standarized values	
	feed	force	feed	force
	f	F	$\tilde{\bar{x}}_1$	$\tilde{\bar{x}}_2$
1	0,0488	8	-1	-1
2	0,0912	8	+1	-1
3	0,0488	22	-1	+1
4	0,0912	22	+1	+1
5	0,1000	15	$+\alpha = +1,414$	0
6	0,0400	15	$-\alpha = -1,414$	0
7	0,0700	25	0	$+\alpha = +1,414$

8	0,0700	5	0	$-\alpha = -1,414$
9	0,0700	15	0	0
10	0,0700	15	0	0
11	0,0700	15	0	0
12	0,0700	15	0	0
13	0,0700	15	0	0

3.5.1. Preparation of samples and a tool used

For the researches was prepared 41Cr4 steel shafts in a normalized state. The surfaces were grinding with grinding wheel Korund 05/0/8 38A80-LVBE 500×50×203 with tool speed $v=1500$ [rot·min⁻¹] and hydraulic feed. Each of them had three work areas with roughness $R_a=0,6$ [μm]. After sliding burnishing process surface roughness R_a parameter were measured.

Special tool for sliding burnishing with special glued diamond tip (diamond composite with binding phase Ti_3SiC_2) was used. Figure 2 shows view of the tools and burnishing tip with radius $r_d=3,5$ [mm].

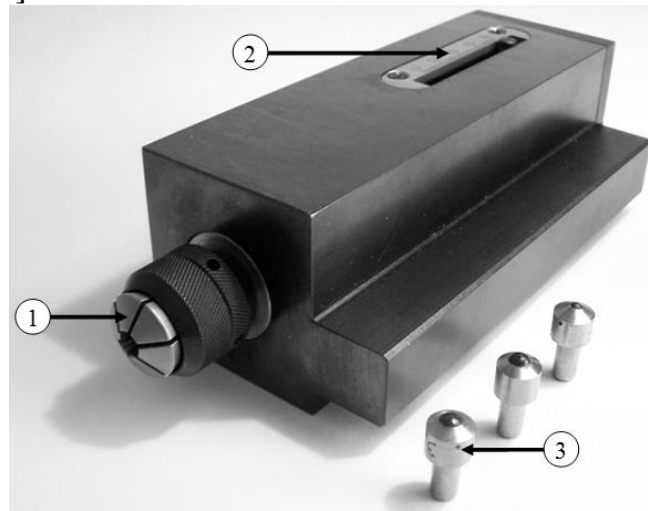


Fig. 2. A general view of tool used in researches:
 1) handle of burnishing tool, 2) scale of burnishing forces,
 3) burnishing tool with glued diamond tip with a radius $r_d=3,5$ [mm]

The principle of operation is based on elastic pressure of burnished diamond tip to the cylindrical surface of the rotating shaft. The pressure spring is obtained by the spring compression by locknut moving which is realized by rotation of the regulation screw.

Radius of sliding burnishing tip which is used in researches is resulted from the material properties of the workpiece. It was determined from the formula $r_d=4,9-0,0055HV=3,49$ [mm].

3.5.2. Results of researches

The results of the parameter R_a after sliding burnishing process are shown in table 2. Table 3 shows the roughness profile amplitude parameters and height parameters for one of the three replicates for each level plan.

Tab. 2. The values of the factors resulting

Level plan	Value of the factor resulting R_a [μm]
------------	--

	Average	1	2	3
1	0,326	0,295	0,350	0,335
2	0,549	0,580	0,504	0,565
3	0,384	0,390	0,364	0,398
4	0,557	0,572	0,557	0,544
5	0,556	0,535	0,556	0,577
6	0,396	0,395	0,370	0,424
7	0,479	0,477	0,481	0,479
8	0,605	0,641	0,623	0,551
9	0,529	0,528	0,527	0,534
10	0,549	0,453	0,540	0,656
11	0,473	0,458	0,473	0,490
12	0,508	0,479	0,513	0,533
13	0,504	0,490	0,521	0,502

Tab. 3. Roughness profile amplitude parameters and chosen height parameters

Level plan	Height parameters							Roughness profile amplitude parameters	
	Sq [μm]	Ssk [-]	Sku [-]	Sp [μm]	Sv [μm]	Sz [μm]	Sa [μm]	Rz [μm]	Rt [μm]
1	0,465	-0,028	3,14	2,39	2,54	4,93	0,369	1,98	2,30
2	0,769	-0,189	3,51	4,30	4,01	8,31	0,614	5,11	6,30
3	0,583	-0,255	3,70	5,20	2,94	8,14	0,444	2,74	3,22
4	0,721	0,098	3,31	3,82	4,38	8,20	0,568	4,65	5,17
5	0,753	0,003	3,18	3,74	3,96	7,70	0,599	4,23	4,52
6	0,567	-0,149	3,51	3,75	3,46	7,21	0,441	3,37	3,48
7	0,673	-0,187	3,36	3,66	3,82	7,47	0,528	3,87	4,40
8	0,957	-0,543	3,94	4,38	5,66	10,0	0,740	5,11	5,90
9	0,722	-0,212	3,30	3,84	4,48	8,32	0,571	3,59	4,06
10	0,810	-0,378	3,82	5,50	4,66	10,2	0,625	3,42	4,84
11	0,754	-0,245	3,44	3,98	4,51	9,20	0,613	3,61	4,13
12	0,796	-0,276	3,37	4,45	4,47	9,75	0,587	3,49	4,66
13	0,783	-0,306	3,67	4,38	4,58	8,64	0,596	3,54	4,28

The samples after sliding burnishing were measured on the Taylor Hobson Precision equipment with CCI6000 Talysurf system. Nikon lens with a magnification of 50 \times was used. Application in which results are treated is TalyMap Platinum.

Selected GSS is shown in figure 3. The area of material participate has a degressive-progressive curve. In the autocorrelation function show up clearly traces of sliding burnishing. Distribution of ordinates is close to normal at low positive skew. The distribution of local peaks approaching to normal.

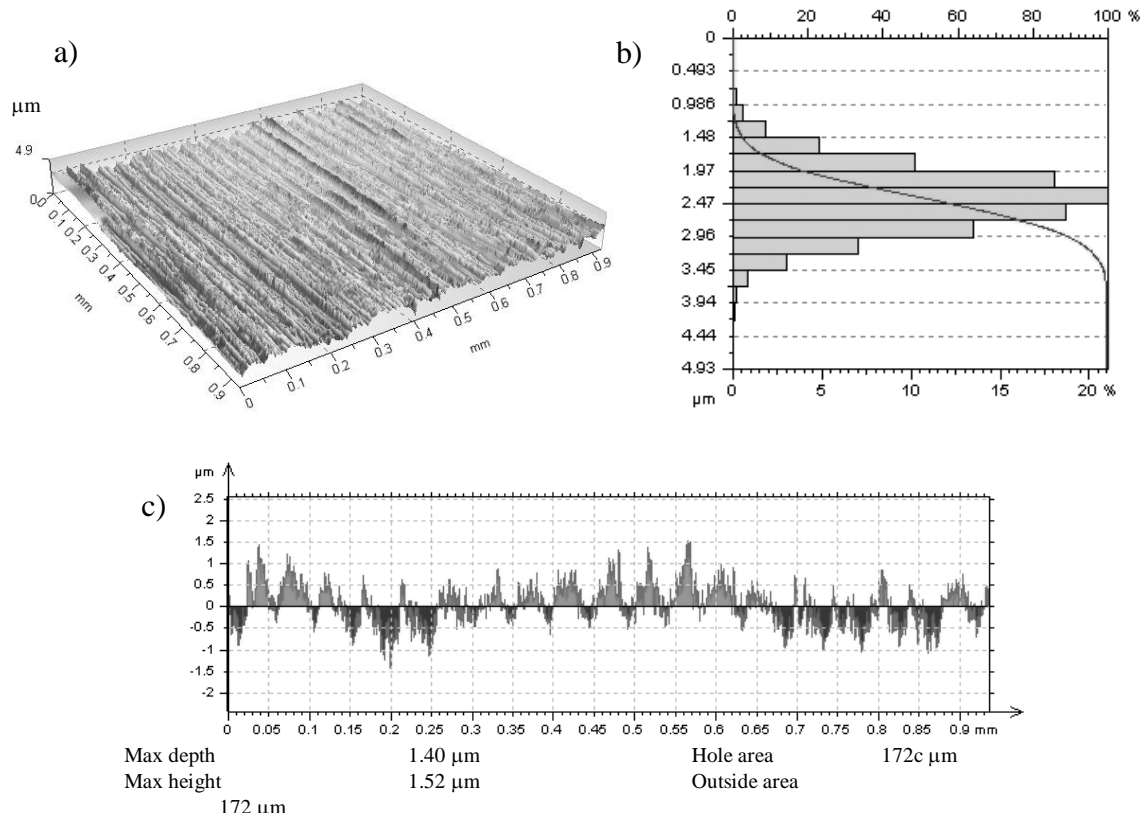


Fig. 3. Geometric Structure of Surface (GSS) for $f=0,048$ [mm·rot⁻¹] and $F=7,9$ [N]: a) an original image, b) the capacity Abbot curve, c) the roughness profile

3.6. Statistical analysis of researches results

3.6.1. Elimination of results with gross mistakes

In order to eliminate results with gross mistakes values of output objects of every experiment were orderly in a sequence rising (tab. 4). Due to the lack of knowledge of the distribution of μ and σ , for the verification of the hypothesis of K^+ and K^- applied statistics: B_6^+ and B_6^- respectively which were calculated from the formulas:

$$B_6^+ = \frac{y_{i5} - y_{i4}}{y_{i5} - y_{i1}}, \quad B_6^- = \frac{y_{i1} - y_{i2}}{y_{i5} - y_{i1}}. \quad (4)$$

The results of the calculations are presented in table 4. Critical value of b_6^+ statistics, read from statistical tables, on the level of significance $\alpha=0,05$ and for the number of repetitions $r=3$ is $b_6^+=0,941$. All lines of results matrix satisfy the condition $B_{6i}^+ \leq b_6^+(0,05;3)$, so there is no reason to reject the maximum value of the experimental results obtained for the each points of the plan. Similarly, because the condition $B_{6i}^- \geq b_6^-(0,05;3)$ is satisfied there is no reason to reject the minimum value of the results.

Tab. 4. Ordered experiment results and B_6^+ and B_6^- statistics

Ordinal number	Increasing sequence of measurement results Ra [μm]			Statistics	
				B_6^+	B_6^-
1	0,295	0,335	0,350	0,273	-0,727
2	0,504	0,565	0,580	0,197	-0,803

3	0,364	0,390	0,398	0,235	-0,765
4	0,544	0,557	0,572	0,536	-0,464
5	0,535	0,556	0,577	0,500	-0,500
6	0,370	0,395	0,424	0,537	-0,463
7	0,477	0,479	0,481	0,500	-0,500
8	0,551	0,623	0,641	0,200	-0,800
9	0,527	0,528	0,534	0,857	-0,143
10	0,453	0,540	0,656	0,571	-0,429
11	0,458	0,473	0,490	0,531	-0,469
12	0,479	0,513	0,533	0,370	-0,630
13	0,490	0,502	0,521	0,613	-0,387

3.6.2. Among-line variation and standard deviation

Among-line variation and standard deviation were calculated using formulas:

$$s_i^2 = \frac{1}{r-1} \sum_{j=1}^{r=3} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2, \quad (5)$$

$$s_i = \sqrt{s_i^2}, \quad (6)$$

where:

r – number of repetitions of experience in each points of plan ($r = 3$),

$i = N$ – number of plan points ($N = 13$),

\bar{y}_i – average value of output for i -points' plan.

The results of calculations are given in table 5.

Tab. 5. Values of variation and standard deviation

Level plan	The value of the resulting factor Ra [μm]				Variation	Deviation
	Average	1	2	3		
1	0,326	0,295	0,350	0,335	0,000809	0,028443
2	0,549	0,580	0,504	0,565	0,001621	0,040262
3	0,384	0,390	0,364	0,398	0,000316	0,017776
4	0,557	0,572	0,557	0,544	0,000197	0,014036
5	0,556	0,535	0,556	0,577	0,000441	0,021000
6	0,396	0,395	0,370	0,424	0,000731	0,027028
7	0,479	0,477	0,481	0,479	0,000004	0,002000
8	0,605	0,641	0,623	0,551	0,002268	0,047624
9	0,529	0,528	0,527	0,534	0,000015	0,003873
10	0,549	0,453	0,540	0,656	0,010373	0,101848
11	0,473	0,458	0,473	0,490	0,000257	0,016031
12	0,508	0,479	0,513	0,533	0,000746	0,027304
13	0,504	0,490	0,521	0,502	0,000245	0,015636

3.6.3. Checking the homogeneity of variation in the sample

Homogeneity of variance for individual test points was checked using Cochran test. This test we can use in cases where the number of repetitions of experiments was the same for all points of the plan. Test value calculated from the formula:

$$G = \frac{s_{i\max}^2}{\sum_{i=1}^{13} s_i^2}, \quad (7)$$

where: $s_{i\max}^2$ - the maximum value of variance from the class of all variances, $\sum_{i=1}^{13} s_i^2$ - sum of all variances. Because $s_{i\max}^2 = 0,010373$ and $\sum_{i=1}^{13} s_i^2 = 0,018022$, so $G=0,576$. There is no reason to reject hypothesis about variance homogeneity, when $G \leq G_{kr(\alpha;k;9)}$, where: G_{kr} - critical value of Cochran test, $k=N=13$, $v=r-1=2$ - number of degrees of freedom. Critical value of Cochran test was calculated using linear interpolation. In this case we obtained inequality $G=0,576 \leq G_{kr(\alpha=0,05;k=13;v=2)} = 0,634$ so there is no reason to reject hypothesis about variance homogeneity.

3.6.4. Calculation of regression function coefficients

Unknown regression function coefficients calculated from the formula:

$$\{\mathbf{k}\} = ([\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^{-1}) \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot \{\bar{\bar{\mathbf{Y}}}\}, \quad (8)$$

where: $([\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^{-1})$ - matrix of covariance, $\{\bar{\bar{\mathbf{Y}}}\}$ - vector of average results of experiments. $[\bar{\bar{\mathbf{X}}}]$ - matrix which has the following form:

$$[\bar{\bar{\mathbf{X}}}] = \begin{bmatrix} +1 & -1 & -1 & +1 & +1 & +1 \\ +1 & +1 & -1 & +1 & +1 & -1 \\ +1 & -1 & +1 & +1 & +1 & -1 \\ +1 & +1 & +1 & +1 & +1 & +1 \\ +1 & +1,414 & 0 & +1,999 & 0 & 0 \\ +1 & -1,414 & 0 & +1,999 & 0 & 0 \\ +1 & 0 & +1,414 & 0 & +1,999 & 0 \\ +1 & 0 & -1,414 & 0 & +1,999 & 0 \\ +1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ +1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ +1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ +1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ +1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ +1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Carrying out individual operations is obtained, as a solution, 6 unknown coefficients of the equation (tab. 6).

Tab. 6. The coefficients of the regression equation for roughness R_a [μm]

Coefficient	k_0	k_1	k_2	k_{11}	k_{22}	k_{12}
Value of coefficient	0,5134	0,055	$-9,97 \times 10^{-3}$	$-3,61 \times 10^{-6}$	$3,9 \times 10^{-4}$	$-6,17 \times 10^{-3}$

Regression function in the coded form describing roughness R_a parameter depending on the conditions of burnishing process takes the coded form:

$$\hat{Y} = Ra = 0,5134 + 0,055 \cdot \bar{x}_1 - 9,97 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{x}_2 - 3,61 \cdot 10^{-6} \cdot \bar{x}_1^2 + 3,9 \cdot 10^{-4} \cdot \bar{x}_2^2 - 6,17 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_2 \quad (9)$$

3.6.5. Statistical analysis of regression function

The significance of each coefficient in the regression function verified using t-Student test. If $t_i \geq t_{kr}(\alpha, f)$, then hypothesis about insignificance of regression coefficients was rejected i.e. the regression coefficients have a significant impact on the resulting factor. If $t_i < t_{kr}(\alpha, f)$, then hypothesis about insignificance of regression coefficients was accepted. These coefficients can be omitted. The number of degrees of freedom is calculated from:

$$f = N - m, \quad (10)$$

where: N – number of experiences in experiment plan N = 13,

m – number of words of the regression equation including free word m = 6.

The test of significance of the k_k coefficient performed from calculating the test function:

$$t = \frac{|k_k| \cdot \sqrt{N}}{\hat{s}_{y-\hat{y}}}, \quad (11)$$

where: k_k – calculated coefficient of regression equation, $\hat{s}_{y-\hat{y}}$ – residual variance of coefficients of regression equation calculated from formula:

$$\hat{s}_{y-\hat{y}} = \frac{1}{N - m} \sum_{n=1}^{13} (y_n - \hat{y}_n)^2, \quad (12)$$

where: $y_n - \hat{y}_n$ – deviation of the model output from the object output.

Tab. 7. Auxiliary table of calculations

No.	Object output	Model output	$\hat{s}_{y-\hat{y}}$	ti - statistic	Value of coefficient k	$(\bar{y}_i - \bar{y})^2$
1	0,3260	0,4058	0,002915	635,08700	0,5134	0,776848
2	0,5490	0,5860	0,001029	192,77010	0,055	1,158312
3	0,3840	0,4023	0,000234	153,74600	$-9,97 \times 10^{-3}$	0,823034
4	0,5570	0,5332	0,000313	0,041632	$-3,61 \times 10^{-6}$	1,142532
5	0,5560	0,5589	0,000130	10,84968	$3,9 \times 10^{-4}$	1,152268
6	0,3960	0,3388	0,001627	13,67087	$-6,17 \times 10^{-3}$	0,867550
7	0,4790	0,4947	0,000107			0,950829
8	0,6050	0,5346	0,002772			1,307823
9	0,5290	0,5131	0,000122			1,058733
10	0,5490	0,5131	0,003537			1,325945
11	0,4730	0,5131	0,000740			0,969673
12	0,5080	0,5131	0,000223			1,055000
13	0,5040	0,5131	0,000103			1,029994
	Average: 0,493462	Average: 0,493831	$S_R=0,013849$	$t_{kr}=2,16040$		$\Sigma=13,61854$

As in the case of the regression function:

$$\hat{Y} = Ra = 0,5134 + 0,055 \cdot \bar{x}_1 - 9,97 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{x}_2 - 3,61 \cdot 10^{-6} \cdot \bar{x}_1^2 + 3,9 \cdot 10^{-4} \cdot \bar{x}_2^2 - 6,17 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_2$$

coefficients $k_0, k_1, k_2, k_{22}, k_{12}$ are bigger than critical value $t_{kr(\alpha=0,05;f=1)} = 2,1604$ so regression coefficients are significant, on the statistical significance level $\alpha=0,05$.

3.6.6. Study the significance of the multidimensional correlation coefficient

A measure of the degree of fit of results in regression equation form to the results of the experiment is to study the multidimensional correlation coefficient, determined by the equation:

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^N (\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2}}, \quad (13)$$

where:

\hat{y}_i – value of model output, calculated from regression equation,

\bar{y}_i – average value of output for i-experience for r-repetition,

$\bar{\bar{y}}$ – average value of object output for n-experiences.

The significance of the multidimensional correlation coefficient checked using F Snedecor test, which based on variance analysis in the regression equation based on a formula:

$$F = \frac{N - m}{m - 1} \cdot \frac{R^2}{1 - R^2}, \quad (14)$$

where:

N – number of experiences in experiment plan $n = 13$,

m – number of words of the regression equation including free word $m = 6$.

Calculation of multidimensional correlation coefficient and check its significance required:

a) calculation of model outputs without skipping insignificant factors (tab. 7) of the model outputs (tab. 7),

b) calculation of value of multidimensional correlation coefficient:

- calculation of average value of object output for n-experiments (tab. 7) from the formula:

$$\bar{\bar{y}} = \frac{1}{13} \sum_{i=1}^{13} \bar{y}_i, \quad (15)$$

- calculation of average value of model output for n-experiments (tab. 7) from the formula:

$$\hat{\bar{y}} = \frac{1}{13} \sum_{i=1}^{13} \hat{y}_i, \quad (16)$$

- check the equality of the average value of object and model outputs:

$$\bar{\bar{y}} = 0,493462 \approx \hat{\bar{y}} = 0,493831, \quad (17)$$

- calculation of the residual variance (tab. 7): $S_R = \sum \hat{s}_{y-\hat{y}} = 0,013849$,

- calculation the sum of squared differences of object output for each points of plan (tab. 7):

$$\sum_{i=1}^{13} (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2 = 13,61854. \quad (18)$$

- calculation of value of multidimensional correlation coefficient:

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^8 (\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^8 (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2}} = \sqrt{1 - \frac{0,013849}{13,61854}} = 0,999491, \quad (19)$$

- calculation of value of F-Snedecor test for data: $N=13, m=6, R=0,999491$:

$$F = \frac{N-m}{m-1} \frac{R^2}{1-R^2} = \frac{13-6}{6-1} \frac{(0,999491)^2}{1-(0,999491)^2} = 1375,3 \quad (20)$$

- read the critical value of F-Snedecor test from table, when $\alpha=0,05, r_1 = m-1 = 6-1 = 5, r_2 = N-m = 13-6 = 7, F_{kr(\alpha, r_1, r_2)} = 3,97$. There is no reason to reject hypothesis about significant of multidimensional correlation coefficient because $F=1375,3 > F_{kr} = 3,97$. It also means that we can't reject the hypothesis about the authenticity of coefficients of the regression function.

3.6.7. Verify the adequacy of the mathematical model

The adequacy of the mathematical model adopted performed using an F test. Statistical test was performed for the value of object and model outputs. Put the following statistical hypotheses: H_0 : the average group object and model outputs are not significantly different to the alternative hypothesis. H_1 : the average group object and model outputs differ significantly. The calculated value of the F-statistic $F=0.61$ is less than the critical value $F_{kr}=3.97$ and does not belong to the critical region, so there is no reason to reject H_0 hypothesis at significance level $\alpha=0,05$. On this basis can be said that the chosen class of mathematical model is adequate.

3.6.8. Decoding of the regression function

Decoding the regression function consists on using code relationships according to the formula (3). After substituting into the regression equation and replacing coded variables real variables were obtained regression equation in the form:

$$\hat{Y} = Ra = -0,1464 + 14,9 \cdot \bar{f} + 0,003296 \cdot \bar{F} - 0,08227 \cdot \bar{f} \cdot \bar{F} - 71,38 \cdot \bar{f}^2 + 1,56 \times 10^{-5} \cdot \bar{F}^2 \quad (22)$$

3.6.9. Define the confidence interval of regression equation

The final stage of the calculation in determining the form of a mathematical model of the object is to determine the confidence interval of the regression function. This interval depends from the value of input object $\bar{\bar{x}}_i$. For the predicted value of model output Y , on significance level α , confidence interval can be calculated from the following formulas:

$$\hat{Y} \pm t_{kr(\alpha, n=N-L)} \cdot s(\hat{Y}), \quad (23)$$

or

$$\hat{Y} \pm t_{kr(\alpha, n=N-L)} \frac{S_R}{\sqrt{N-L-1}} \sqrt{\{\bar{\bar{x}}\}^T ([\bar{\bar{X}}]^T [\bar{\bar{X}}])^{-1} \{\bar{\bar{x}}\}}, \quad (24)$$

where:

\hat{Y} - the expected value, calculated from the regression equation,

$t_{kr(\alpha, n=N-L)}$ - critical value of the distribution of Student's t test for the significance level α and degrees of freedom $n=N-L$,

N - number of trials,

L - number of words in the regression equation including free word,

$s^2(\hat{Y})$ - the variance of the predicted value of the regression function,

$([\bar{\mathbf{X}}]^T[\bar{\mathbf{X}}])^{-1}$ - covariance matrix,

$\{\bar{\mathbf{x}}\}$ - column vector of the function of the input variables (factors examined in coded form),

$S_R = \sum_{i=1}^{13} (\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2$ - residual variance.

The variance of the announced value of the function is calculated using the law of cumulative errors which has the following form for the rotatable plan:

$$s^2(\hat{Y}) = s^2(k_0) + [s^2(k_i) + 2\text{cov}(k_0 k_{ii})] \sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^2 + s^2(k_{ii}) \left[\sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^4 \bar{x}_i^2 \bar{x}_j^2 + \sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^4 \right], \quad (25)$$

or

$$s^2(\hat{Y}) = \frac{s^2(y)}{N} \left\{ (c-d) \left[\sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^4 + 2 \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^4 \bar{x}_i^2 \bar{x}_j^2 \right] + (\lambda_2^{-1} - 2b) \sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^2 + a \right\}. \quad (26)$$

Variance in the sample $s^2(y)$, associated with the experiment error, can be calculated in two ways on the basis of results of repeated observations at different points of the plan.

The first way rely on generalization of variance, corresponding to particular points on the plan:

$$s^2(y) = \frac{\sum_{i=1}^N (r_i - 1) s_i^2}{\sum_{i=1}^N (r_i - 1)}, \quad (27)$$

where r_i means number of repetitions at i -point of the plan, s_i^2 is i -variance of experiment results.

The second method involves the calculation of the sample variance $s^2(y)$ using sum of squares of deviations associated with the "pure error":

$$s^2(y) = \frac{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^{r_i} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2}{N(r_i - 1)}. \quad (28)$$

For the analyzed data obtained:

a) value of ray stellar:

$$\alpha = \sqrt[4]{2^8} = \sqrt[4]{2^4} = 2,$$

b) value of moments λ_2, λ_3 i λ_4 :

$$\begin{aligned}
 N &= 2^S + 2S + n_0 = 2^2 + 2 \cdot 2 + 5 = 13, \\
 \lambda_2 &= \frac{2^S + 2\sqrt{2^S}}{N} = \frac{2^2 + 2\sqrt{2^2}}{13} = \frac{4+4}{13} = 0,61538 \cong 0,6154, \\
 \lambda_3 &= \frac{2^S}{N} = \frac{2^2}{13} = 0,30769 \cong 0,3077, \\
 \lambda_4 &= \frac{2^S + 2\alpha^4}{N} = \frac{2^2 + 2 \cdot 1,414^4}{13} \cong 0,9227,
 \end{aligned} \tag{29}$$

so: $N\lambda_2=8$, $N\lambda_3=4$, and $N\lambda_4=12$, but $\lambda_4=3\lambda_3$.

c) value of constants a, b, c, d:

$$\begin{aligned}
 a &= \frac{(S+2)\lambda_3}{(S+2)\lambda_3 - S\lambda_2^2} = \frac{4 \cdot 0,3077}{4 \cdot 0,3077 - 2 \cdot (0,6154)^2} = \frac{1,2308}{0,4734} = 2,6, \\
 b &= \frac{\lambda_2}{(S+2)\lambda_3 - S\lambda_2^2} = \frac{0,6154}{4 \cdot 0,3077 - 2 \cdot (0,6154)^2} = \frac{0,6154}{1,2284 - 0,7574} = \frac{0,6154}{0,471} = 1,307, \\
 c &= \frac{1}{2\lambda_3} = \frac{1}{2 \cdot 0,3077} = \frac{1}{0,6154} = 1,628, \\
 d &= \frac{\lambda_3 - \lambda_2^2}{2\lambda_3[(S+2)\lambda_3 - S\lambda_2^2]} = \frac{0,3077 - (0,6154)^2}{2 \cdot 0,3077 \cdot [4 \cdot 0,3077 - 2 \cdot (0,6154)^2]} = \frac{0,3077 - 0,3787}{0,6154 \cdot [1,2308 - 2 \cdot 0,3787]} \\
 &= -\frac{0,071}{0,2908} = -0,2442,
 \end{aligned} \tag{30}$$

d) value of coefficients in equation (26):

$$\begin{aligned}
 c - d &= 1,628 - (-0,2442) = 1,872, \quad 2(c - d) = 3,744 \\
 \lambda_2^{-1} - 2b &= \frac{1}{0,6154} - 2 \cdot 1,307 = -0,989,
 \end{aligned} \tag{31}$$

e) variance $s^2(y)$ characterized of experimental error for $r_i=r=3$:

$$s^2(y) = \frac{\sum_{i=1}^N (r_i - 1)s_i^2}{\sum_{i=1}^N (r_i - 1)} = \frac{\sum_{i=1}^n s_i^2}{13} = \frac{0,018023}{13} = 0,00139, \tag{32}$$

f) critical value of t-Student distribution for significance level $\alpha=0,05$ and degrees of freedom $n=N-L=13-6=7$ read from statistical table equals:

$$t_{kr}(0,05;7)=2,3646, \tag{33}$$

g) confidence interval of regression equation according to formula (23) has the following coded form:

$$\hat{Y} \pm 0,0103 \sqrt{3,744 \sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^4 + 7,488 \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^4 \bar{x}_i^2 \bar{x}_j^2 - 0,989 \sum_{i=1}^4 \bar{x}_i^2 + 2,6}. \tag{34}$$

and decoded:

$$\hat{Y} \pm 0,0103 \sqrt{3,744 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^4 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^4 \right] + 7,488 \left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2 - 0,989 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2 \right] + 2,6} \quad (35)$$

Looked for a mathematical model describing the average deviation of the roughness profile from the average line as a function of technological burnishing parameters has finally following decoded form:

$$\hat{Y} = Ra = -0,1464 + 14,9 \cdot \bar{f} + 0,003296 \cdot \bar{F} - 0,08227 \cdot \bar{f} \cdot \bar{F} - 71,38 \cdot \bar{f}^2 + 1,56 \times 10^{-5} \pm 0,0103 \sqrt{3,744 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^4 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^4 \right] + 7,488 \left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2 - 0,989 \left[\left(\frac{f - 0,07}{0,0212} \right)^2 + \left(\frac{F - 15}{7} \right)^2 \right] + 2,6} \quad (36)$$

Function (35) is a mathematical model that identifies the sliding burnishing process under certain conditions of its realization at the level of significance $\alpha=0,05$. This function has the form of a polynomial of the second degree may be used to determine the extreme. From the form of these functions is also results that the error increases away from the center of the program. It is a result of using a uniform-rotatable plan which has a spherical distribution of information.

From the graphs presented in Figure 4 resulted that on roughness Ra after sliding burnishing affects feed and burnishing force. Figure 4b shows the specific impact of feed on the quality of the resulting surface. For small values of feed received surface was characterized by the lowest value of Ra coefficient. With the increase of feed rate also increased roughness. Increasing the burnishing force in this case causes negative influenced on surface. Increasing the burnishing force causes increasing the roughness Ra coefficient. The lowest value was observed for the smallest burnishing force.

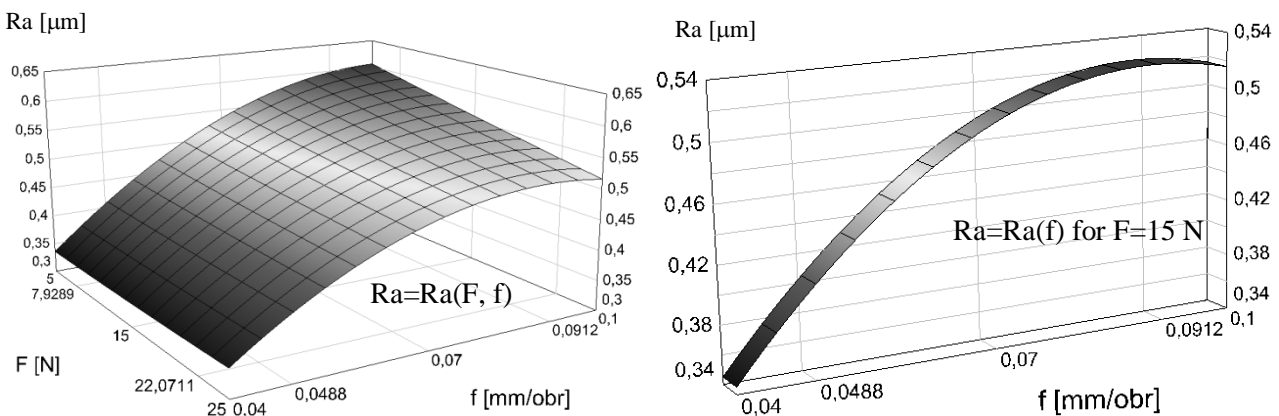


Fig. 4. Dependence of the surface roughness Ra after sliding burnishing from the burnishing force F and the feed rate f (a) and from the feed f for F=15 N (b)

4. CONCLUSIONS

Experimental studies show that the process of sliding burnishing is a very complex process. Technological quality of the product depends on many parameters, relating to state of semi-finished product and the sliding burnishing conditions. Their invalid selection leads to receive the product with defects. The most important parameters which determine the quality of the surface characterized by the Ra parameter are: tool geometry, feed rate and force of sliding burnishing. An important factor is also using lubrication in the form of oil mist.

Regression equation which is developed can be used to determine the sliding burnishing conditions in view of required quality of the product. Determination of optimal conditions for the process requires solving the multi-criteria optimization problem with restrictions. Solution of the optimization allows obtain product with required quality and minimal production costs.

References

1. Chodor J.: The modeling and analysis of workpiece movement during micromachining and sliding burnishing with the regard of the nonlinearity, Doctoral dissertation, Koszalin, Poland, 2011. (In Polish)
2. Chodor J., Kukielka L.: Numerical analysis of micromachining of C45 steel with single abrasive grain, GAMM 79th Annual Meeting of the International Association of Applied Mathematics and Mechanics E-Publishing, Bremen, 2008.
3. Chodor J., Kukielka L.: Numerical analysis of the influence of abrasive grain geometry and cutting angle on states of strain and stress in the surface layer of object, in J.T.M. De Hosson, C.A. Brebbia, S-I Nishida (Eds.), Contact and Surface, WITPRESS, Ashurst, Southampton, United Kingdom, 2007, pp. 183-193.
4. Chodor J., Kukielka L., Storch B.: New method of determination of tool rake angle on the basis of crack angle of specimen in tensile test and numerical simulations, in J.T.M. De Hosson, C.A. Brebbia (Eds.), Surface Effects and Contact Mechanics: Computational Methods and Experiments, WITPRESS, Ashurst, Southampton, United Kingdom, 2009, pp. 207-216.
5. Chodor J., Kukielka L.: Using nonlinear contact mechanics in process of tool edge movement on deformable body to analysis of cutting and sliding burnishing processes, Applied Mechanics and Materials journal, ISSN: 1660-9336, ISSN/ISO: Applied Mechanics and Materials.
6. Kukielka L.: Basis of engineering studies, Scientific Publishing PWN SA, Warsaw 2002. (In Polish)
7. Kukielka L., Kukielka S.: Application of the Experiment Planner 1.0 to support an experiment in burnishing technology. Shaping and surface treatment of burnishing, Scientific Papers of the Faculty of Mechanical nr 34, Koszalin University of Technology, Koszalin 2004, pp. 131-140. (In Polish)
8. Przybylski W.: Technology of burnishing process, WNT, Warsaw, 1987. (In Polish)

BADANIA EKSPERYMENTALNE WPLYWU PARAMETRÓW TECHNOLOGICZNYCH NAGNIATANIA ŚLIZGOWEGO NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI WYROBU ZE STALI 41CR4

Artykuł przedstawia wyniki doświadczeń nagniatania ślizgowego stali 41Cr4 a także analizę statystyczną wyników. Badano wpływ siły nagniatania i posuwu na chropowatość powierzchni Ra. Badania przeprowadzono zgodnie z pięciopoziomym, kompozycyjnym, rotatabilnym planem eksperymentu. Przeprowadzono analizę statystyczną wyników doświadczeń otrzymując równanie

regresji drugiego stopnia z podwójnymi interakcjami dla którego określono również przedział ufności.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПЛАСЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ПРОДУКТА ИЗ СТАЛИ 41CR4

В работе представлены результаты экспериментов пласческой обработки давлением деталей из стали 41Cr4 и статистический анализ результатов. Был исследован влияние силу и скорости подачи на шероховатость поверхности Ra. Испытания проводились в соответствии с пятью композиционной экспериментального плана. Статистический анализ результатов эксперимента позволило получить уравнение регрессии второй степени с двойными взаимодействиями, для которых указаный доверительный интервал.

SURFACE LAYER AFTER BURNISHING ROLLING OF THE ROUGH SURFACE

KUŁAKOWSKA Agnieszka¹⁹, PATYK Radosław¹⁹,
BOHDAL Łukasz¹⁹, KUKIEŁKA Krzysztof¹⁹

Keywords: surface layer, numerical analysis, burnishing rolling process, surface state, previous treatment, outline deviations, state of stress and strain

In the paper an attempt was made to cover in a complex way the processes of preparing surface in preliminary processing and burnishing. In the analysis it was possible to take into account: deviations of height and valley of surface asperity after preliminary processing. 3D simulation model of burnishing rolling was developed. The numerical analysis covered regular surface asperities which differ in the deviation of height and space. The simulation results (i.e. states of strain and stresses) were evaluated.

1. INTRODUCTION

From the construction of machines, the type of used materials and the quality of the technological components depends on the durability and reliability of machines. Technological quality of the product depends mainly on the type of finishing treatment and conditions of its realization, mainly on the technological parameters. One of the methods of finishing treatment, which allows to obtain the surface layer characterized by advantageous utility properties, is burnishing rolling treatment [3, 4, 15].

Burnishing rolling is used increasingly as a finishing operation [3÷5, 7÷9, 15]. It is known that the surface quality after previous treatment has significant influence on its quality after burnishing rollin [6, 8].

The effect of burnishing is to reduce the roughness of the surface while hardening the surface layer of the product and the formation of compressive stress in it. In the process of burnishing occur simultaneously several interacting processes, phenomena that occur in the material deformation areas affected on the phenomena in the contact zone, and those on some of the burnishing conditions, which also affects its complexity [9, 10].

Review of the literature shows that work on the burnishing process has been conducted by many researchers. Several works have investigated the effect of burnishing process to improve the properties of the parts, mechanical properties e.g. higher wear resistance [15], increased hardness [3], surface quality [7÷10, 13, 14] and increased maximum residual stress in compression. The parameters affecting the surface finish are: burnishing force, feed rate, ball material, number of passes, workpiece material, and lubrication [15]. The papers [3, 4, 11, 12] showed that the burnishing force and the number of tool passes are the most predominant of the parameters that have an effect on the surface roughness of the workpiece during burnishing process.

Determining of burnishing rolling parameters cause also the difficulty to achieve the required quality, because the measurement of process parameters (determining the technological quality such as temperature field, stress field, structural changes, the change in the dimensions under the influence of elastic deformation, etc.) during the burnishing process, in current state technique is impossible.

¹⁹ Faculty of Mechanical Engineering, Koszalin University of Technology

The process parameters can only be inferred from the properties of the product after the process.

As a result of burnishing, there are dimensional changes caused by the following factors:

- a) plastic deformation and the decrease in surface roughness,
- b) the concentration and structure squeeze,
- c) an axial elongation of the product due to plastic deformation and residual stress generated in the surface layer [15],
- d) moving the material after moving away the burnishing element and increasing of asperities height.

In the paper an attempt is made to cover in a complex way the processes of preparing surface in preliminary processing and burnishing, which is a novel approach in the subject. Most preferably outline of the surface after previous treatment but under burnishing, is determined, periodical outline. After burnishing rolling process of the surface about determined outline received in previous treatment one obtain also determined outline. However, experimental studies [7÷10] of shaping determined outline during turning process showed that the real roughness height is different from the theoretical one, because the real roughness profile obtained after turning process is formed as result of the combined effects of determined and random phenomena.

Accuracy of previous treatment before burnishing always has an impact on the final dimensions of the workpiece, especially when the pressure of burnishing elements to the object is flexible. Increasing the accuracy of the previous treatment [7÷10], eg., when turning on machining centers and CNC lathes, offers a chance for wider use of burnishing rolling during the treatment of accurate machine parts including hardened parts. So far, in the discussions, except author's papers, [7÷10] inaccuracy of surface preparation under burnishing rolling, including asperities outline deviations has not been taken into account.

In the paper [9] results of experimental researches of tangential burnishing rolling process, including the selected parameters of triangular asperities of the surface with vertical angle $\theta = 60^\circ$ after turning are presented.

It appears from the literature survey that earlier investigations concentrated on burnishing process dealing mostly with surface finish checked in experimental researches. There are some works considering finite element method (FEM) of the burnishing rolling process. In paper [14] - 2D (plane strain) and 3D FEM models for hard roller burnishing established. The simulation results (i.e. surface deformation and residual stress) evaluated and compared between initial hard turned and burnished surfaces, unexpectedly, show a greater degree of correlation with the 2D model than with the 3D model. The predicted residual stress validated with the experimental data obtained from the literature.

L. Kukielka in [3] reported numerical modeling with description of the contact problem of movable elasto/visco-plastic body during burnishing, next in [4] he elaborated new damping models of metallic materials and its application in non-linear dynamical burnishing rolling processes using numerical analysis.

The mechanics of the burnishing process using a ball in detail using 3D numerical models were studied by P. Balland in [1]. Two 3D numerical models were proposed. The first model deal with burnishing a perfectly smooth cylinder. The second model analyses the effect of surface irregularities on the mechanics of burnishing. These irregularities are produced by machining. A mechanism of formation and flow of the ridge has been demonstrated. For the case of smooth surfaces, this phenomenon plays an important role in

the deformation of the surface. The consequences (geometrical and mechanical) of this phenomenon on an uneven surface were reported by them. The mechanism of formation and flow of the ridge appears to have a central role in the treatment of a surface by burnishing in their opinion. They stated that numerical models of roller burnishing, that are based on the assumption of equivalence between burnishing (rolling contact) and indentation phase (normal contact), are inadequate to provide an accurate estimation of the geometrical and mechanical characteristics of a roller-burnished surface.

3D finite element model of the industrial burnishing process is proposed in [2]. Mechanics of the process, the evolution of the height of the surface irregularities along the roughness profile, the distributions of residual pressures extracted and compared to the experimental values obtained by X-ray diffraction, were studied.

In this paper the results of numerical analysis and computer simulation of the surface with vertical angle $\theta = 60^\circ$ after turning are presented and its burnishing rolling process. Such an approach will cause that it will be possible to numerically calculate the process of processing without the necessity to perform expensive and time consuming experiments. In the analysis it will be possible to take into account such subtle, but significant phenomena for the increase of technological quality of the product, as: deviations of height and valley of surface asperity after preliminary processing. 3D dynamic explicit method for burnishing rolling process with taking into consideration real surface after turning under ANSYS/LS-Dyna environment was established. The numerical analysis covered regular surface asperities which differ in the deviation of height and distance. The simulation results (i.e. surface deformation, states of strain and stresses and height deviation after burnishing rolling process) will be evaluated. Numerical algorithms can be used for an assessment of the influence of the surface after previous treatment on the burnished product.

2. METHOD OF THE PROBLEM SOLUTION

The process of burnishing rolling was considered as a geometrical and physical boundary and initial value problem, with unknown boundary conditions in the contact area. An updated Lagrange's description was used for the description of non-linear phenomena on a typical incremental step. The increments of strains and stresses were described respectively with an increment of a non-linear strain tensor of Green – Lagrange and an increment of the second symmetric stress tensor of Pioli – Kirchhoff respectively. For the purpose of a variational formulation of the incremental equation of the object's movement for the case of stress rolling burnishing, a variational functional was used, in which there occurs only one independent field, namely the field of an increment of displacements. Moreover, it was accepted that compatibility equations are satisfied and the initial and boundary conditions are fulfilled. Such assumptions lead to the so-called compatible model for the problems of non-linear dynamics, which is expressed in the increments of displacements.

3. COMPUTER SIMULATION

The state of the surface layer after previous treatment and after burnishing rolling are considered together. Numerical analysis covered two regular, triangular asperities with the vertical angle of the asperities $\theta = 60^\circ$. There are taken into account two asperities A1 and A2 after turning process, which are burnished. Asperity A1 after turning was characterized by constant height (h) and distance (s). Asperity A2 possesses different value of the height or distance. The difference between the asperities was called as height deviation after turning

($\Delta h_t = h - h_1$) and between distances: distance deviation after turning (Δs_t). Similarly, deviations defined after burnishing and marked them: $\Delta h_b = h_b - h_{1b}$ and Δs_b . In that way height and distance deviations were determined. Definition of height and distance deviation after turning process and after burnishing rolling are presented in figure 1.

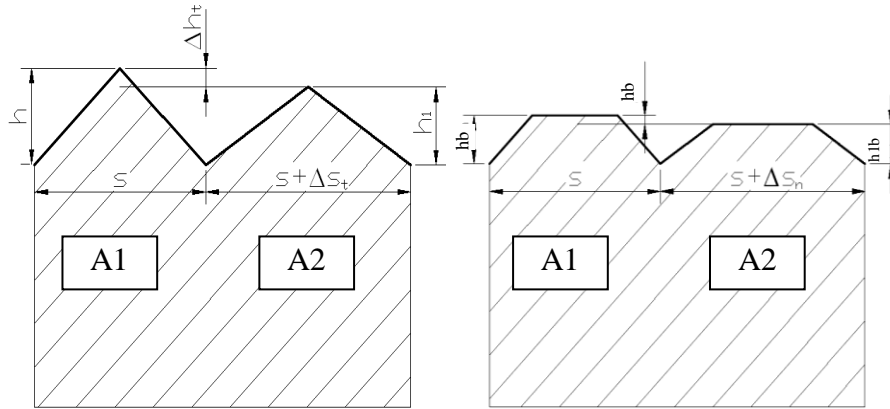


Fig. 1. Definitions of asperities height and space: after turning (a) and after burnishing rolling (b)

In numerical analysis ranges of asperities were as follow: $\Delta h_t = 0 \div 0,04$ mm and $\Delta s_t = 0 \div 0,2$ mm. In this paper dynamic analysis are presented. In this aim computer model 3D of the process in real scale in ANSYS/LS-DYNA (macro in APDL language), with using finite elements method, was prepared performing following operation:

- geometrical computer modeling: creation of tool geometry (roller) and object (shaft) with marked regular asperities of the outer surface (Fig. 2). There is a possibility to input different geometry of asperity e.g. varying the vertical angle θ and asperities distance f and technological parameters of the process (burnishing depth, burnishing speed). For example, calculations performed for $\theta = 60^\circ$ and $f = 1,35$ mm.

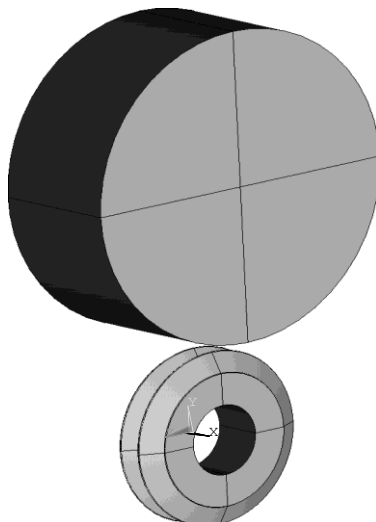


Fig. 2. Geometrical model

- adoption of material models for individual bodies. In the present case the subject was treated as an elastic body (in the range of reversible strains) and visco-plastic (in the range of irreversible strains), while the tool (roller) was treated as a perfectly rigid body. Moreover, the incremental material models, assumes that the object is made of C45

steel for which the cumulative value of the yield stress is described by the regression equation according to formula:

$$\hat{\sigma}_Y = 976,95 (0,0667 + \varphi_i^{(VP)})^{0,2052} [2,33 \cdot 10^{-6} (\dot{\varphi}_i^{(VP)})^2 + 8,83 \cdot 10^{-5} \dot{\varphi}_i^{(VP)} + 1]^{1,337}, \quad (1)$$

where: yield stress σ_Y , intensity of the real strain φ_i and strain rate $\dot{\varphi}_i$.

Graph of the function (1) is presented in the Figure 3.

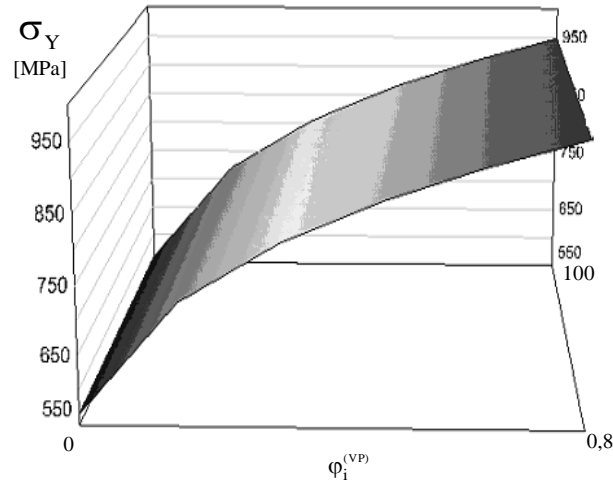


Fig. 3. Graph of the function $\sigma_Y(\varphi_i^{(VP)}, \dot{\varphi}_i^{(VP)})$ for steel C45

Other, necessary material parameters: Young's modulus $E = 210 \text{ GPa}$ and Poisson's ratio $\nu = 0,29$.

- discretisation of the object with finite elements type solid (with a linear shape function), finite element type shell and contact elements. Model contains 143190 finite elements, and 146820 nodes (Fig. 4). The number of degrees of freedom, assuming only translational components, is: $N = 431544$.



Fig. 4. Mesh grid

- modeling of variable body contact with the adoption of a model of friction - nonlinear anisotropic Coulomb friction, and the coefficient of static friction $\mu = 0,1$.
- reference relevant boundary conditions - mainly applying to displacement: references cavity tool and received degrees of freedom for the subject, as well as set rotational velocity providing the required burnishing speed. In this case burnished shaft with surfaces asperities rotates at an initial velocity of $\omega = 5 \text{ rad/s}$, then the burnishing

element (roller) reach to the object's surface. Contact of the roller with the surface also causes the rotation of the roll.

- establishing methods of discrete solution of motion equations. For this purpose, according to a sensible solution algorithm (explicit), in every step of the analysis approximations of column vector of acceleration and velocity increment as a function of displacement column vector. Subsequently, bordering time increment Δt_{kr} was defined and constants of integration were calculated and treated with the required number of steps (in this case, due to the required high accuracy of calculation 1000 steps was adopted) and the conditions for convergence of the system.

Received results from the computer simulation for general view of the state of the equivalent total mechanical strain and equivalent stress in burnished part are presented in Figure 5 and Figure 6.

An important issue was to obtain, after burnishing, a surface with a very good surface finish, for this reason burnishing depth $a = 0,5 \cdot R_t$, where R_t is the height value of the asperities with constant height and distance.

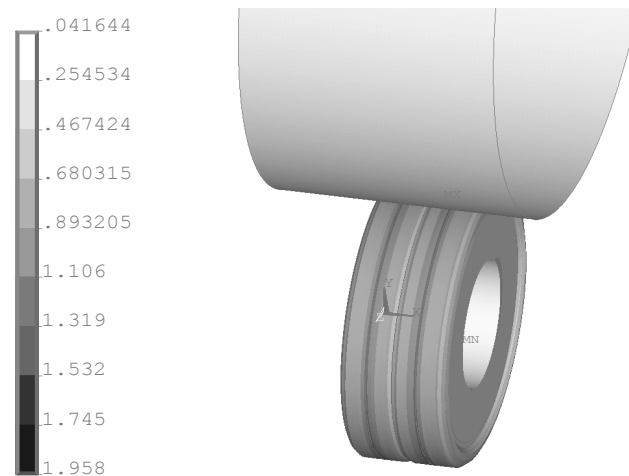


Fig. 5. State of the equivalent total mechanical strain

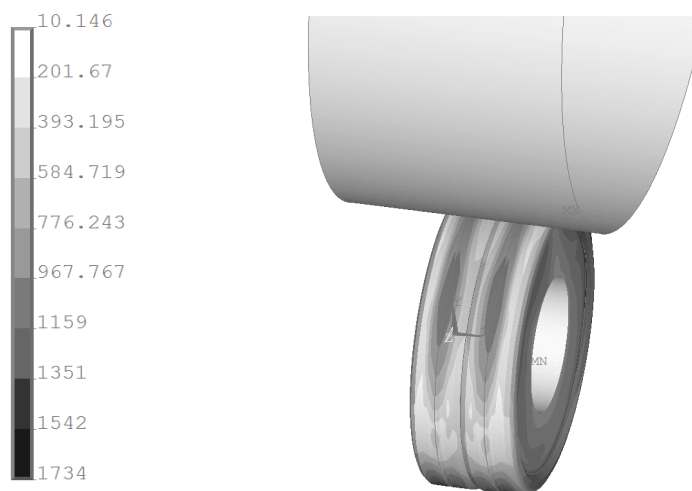


Fig. 6. State of equivalent stresses σ_{eq} [MPa]

4. RESULTS

Computer simulations were conducted as two different kind. In the first way, asperities height deviation Δht was changed in the range $\Delta ht = 0 \div 0,04$ mm and the asperities

distance deviation had constant value $\Delta st = 0$. The second way was when asperities distance deviation was changeable $\Delta st = 0 \div 0,2$ but asperities height deviation $\Delta ht = 0$. Received results of equivalent total mechanical strain, equivalent stresses and outline deviation (height deviation after burnishing) in the function of deviations are presented.

4.1. Equivalent total mechanical strain

Results of equivalent total mechanical strain for asperity (A1) with constant values of height and distance and for asperity (A2) with different values of height and distance, depending on asperities height deviation after turning process is presented in Figure 7.

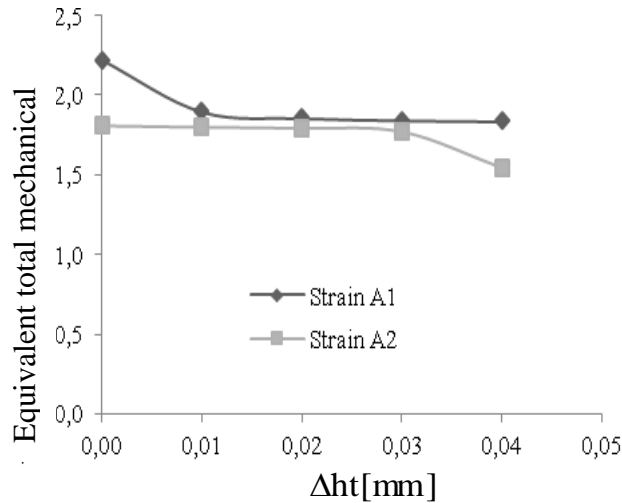


Fig. 7. Influence of height deviations after turning on the state of equivalent total mechanical strain

Results of equivalent total mechanical strain for asperities A1 and A2 depending on asperities distance deviation after turning process is presented in Figure 8.

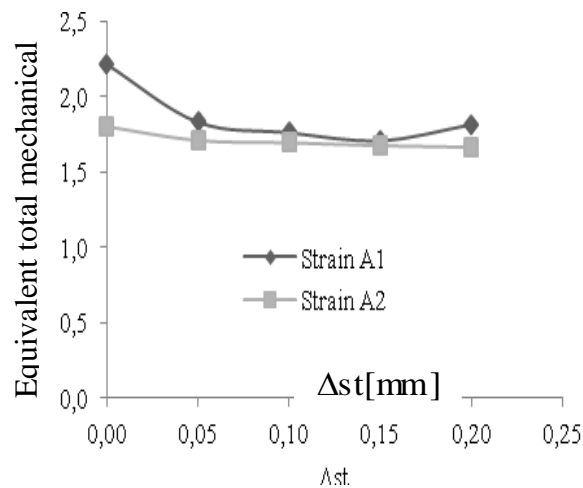


Fig. 8. Influence of distance deviations after turning on the state of equivalent total mechanical strain

4.2. Equivalent stresses

Results of equivalent stresses for asperity (A1) with constant values of height and distance and for asperity (A2) with different values of height and distance, depending on asperities height deviation after turning process is presented in Figure 9.

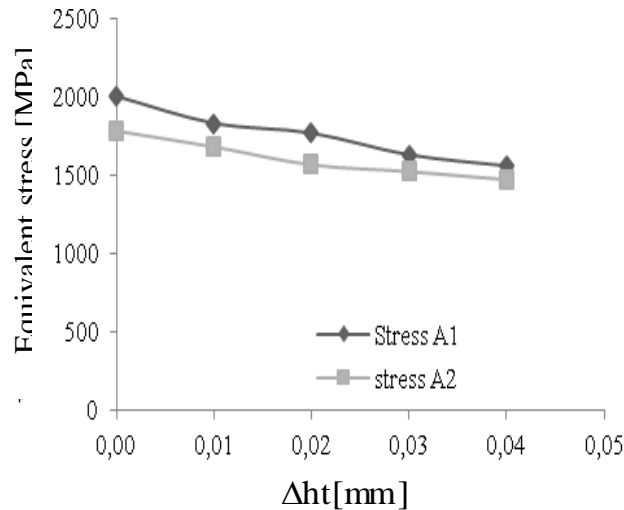


Fig. 9. Influence of height deviations after turning on the state of equivalent stresses

Results of equivalent stresses for asperities A1 and A2 depending on asperities distance deviation after turning process is presented in Figure 10.

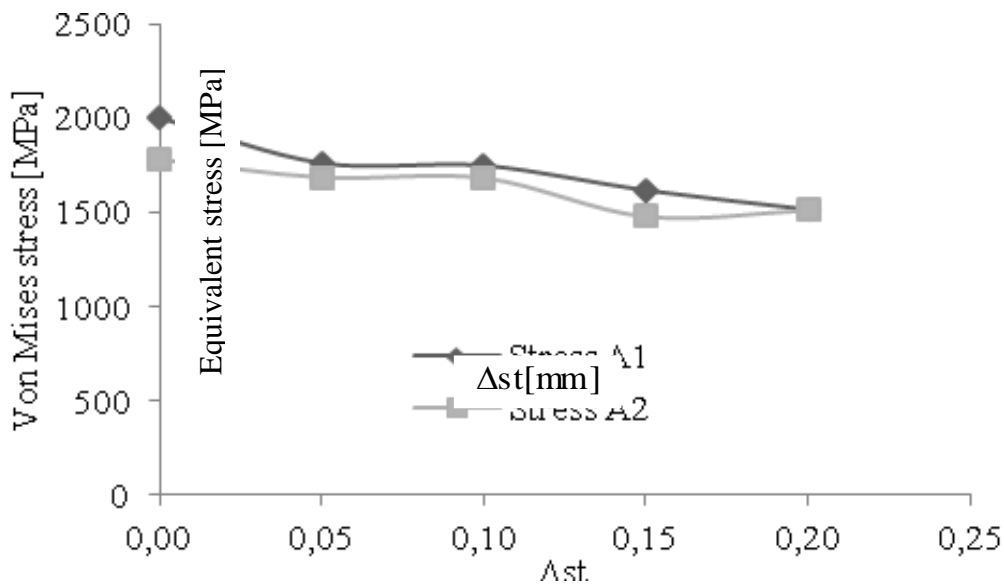


Fig. 10. Influence of distance deviations after turning on the state of equivalent stress

4.3. Outline deviations

Results of asperity height deviation after burnishing depending on asperity height deviation after turning process is presented in Figure 11.

Results of asperity height deviation after burnishing depending on asperity distance deviation after turning process is presented in Figure 12.

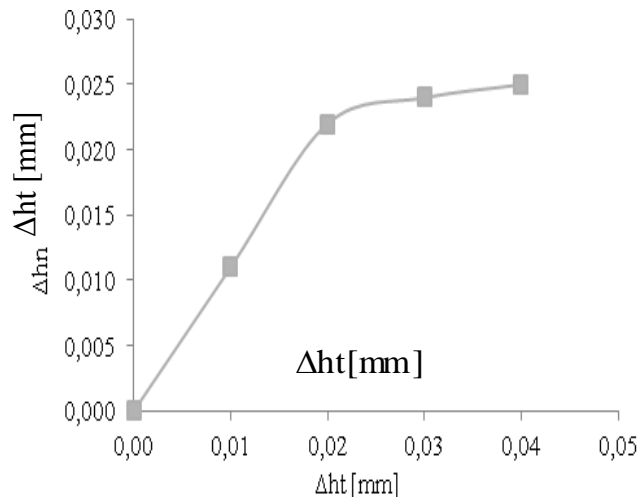


Fig. 11. Influence of height deviations after turning on the height deviation after burnishing

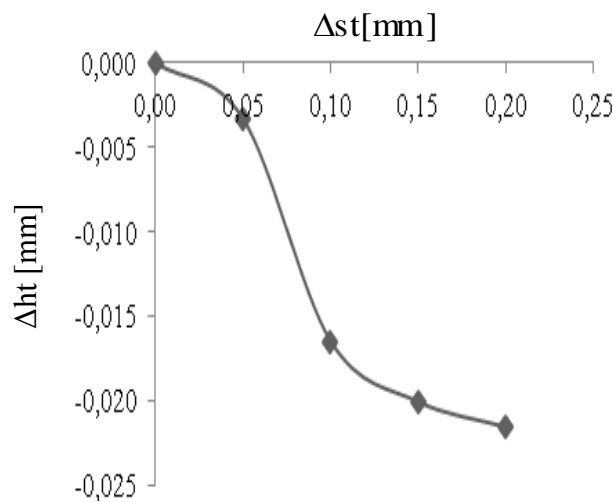


Fig. 12. Influence of distance deviations after turning on the height deviation after burnishing

5. STRESS DISTRIBUTION IN SURFACE LAYER AFTER BURNISHING ROLLING

From the literature it is known, that using of burnishing rolling it is possible to prepare the texture of squeeze (to a depth of a few millimeters), and make permanent compressive stress (up to $\sigma_{eq} = -1200$ MPa), which increases the hardness, resistance to effects of exploitation factors, such as abrasion, amorphous and surface fatigue, corrosion of the surface. The occurrence of these effects makes that burnishing elements are characterized by a better functional properties than parts machined by conventional treatment such as turning, milling or grinding [15].

The reason for the formation of the compressive internal stresses of the deformable layer is the desire to increase the surface which counteract to elastic, deeper located layers of metal. As a result, the outer layers do not have the opportunity to increase its surface. Hence in deeper located layers, the balancing tensile stresses occur in the core.

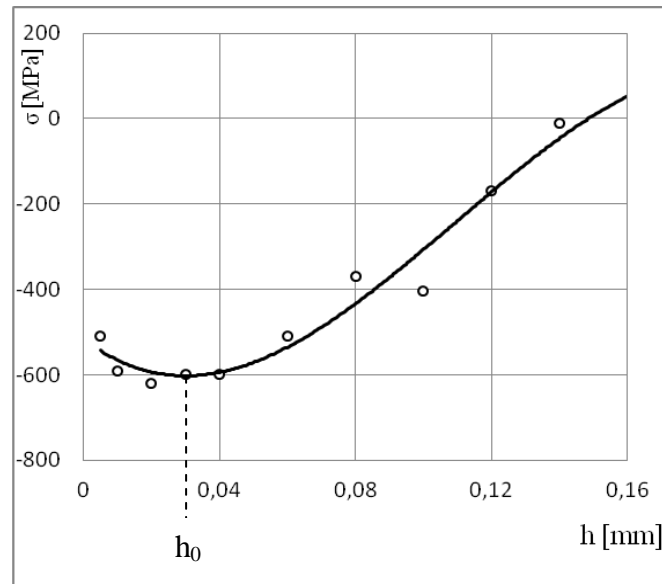


Fig. 13. Typical curve of stress distribution in the surface layer after rolling burnishing of the improved steel C45 with: $F = 3190\text{ N}$, $f = 0,213\text{ mm/rot.}$, $r_k = 20\text{ mm}$ [15]

A typical stress distribution in the surface layer from the treatment of a rolling burnishing process is exemplified in Figure 13 [15]. The curve of the compressive stress for large burnishing forces is generally inflection point lying at a distance h_0 from the burnished surface. The stresses in the layers located at the deep $h < h_0$ decreased. The underlying layers deeper than the compressive stress h_0 also reduced down to zero, and then changes sign and become the core tensile stresses. For asperity with vertical angle $\theta = 60^\circ$ distribution of strains, stresses as well as distribution of normal stresses component σ_x , σ_y , σ_z obtained by simulation of the burnishing process, on the distance from the surface h and the distribution of tangential components of the stress tensor σ_{xy} , σ_{yz} , σ_{xz} are presented [10].

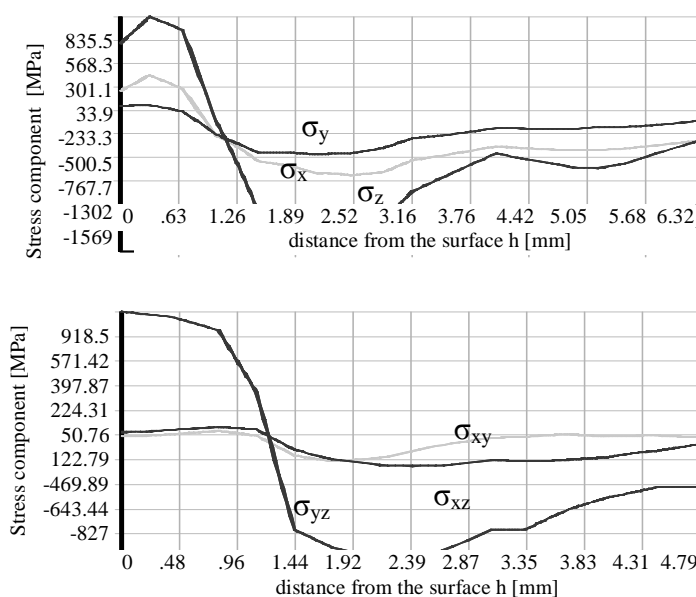


Fig. 14. Graphs of normal stresses component and tangential components of the stress tensor depending on the distance from the surface [10]

6. CONCLUSIONS

Burnishing rolling was considered as a geometrical and physical boundary and initial value problem, with unknown boundary conditions in the contact area. Developed application using the incremental theory in updated Lagrange description allows analyzing the geometric structure of the surface and the distribution of stresses in the surface layer at any time during the process.

Results of numerical analyses show that there is a possibility to execute properly analyses of surface layer deformation in treatment zone during burnishing rolling and forecasting technological quality of product with asperities outline deviation after turning. The deviations of the height and space of the roughness after rolling have a significant impact on the stress and strains intensity after burnishing.

Numerical algorithms can be used for an assessment of the influence of the deviations of height and the space of asperities of the product burnished. They facilitate a better understanding of the phenomena which occur in the zones of contact and strains, and therefore can constitute the basis for the development of guidelines for the selection of the conditions of rolling and burnishing processes considering the required technological quality of the product.

References

1. Ballanda P., Tabourota L., Degrea F., Moreaub V.: Mechanics of the burnishing process, *Precision Engineering*, vol. 37, 2013, pg. 129–134
2. Ballanda P., Tabourota L., Degrea F., Moreaub V.: An investigation of the mechanics of roller burnishing through finite element simulation and experiments, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 65, 2013, pg. 29–36
3. El-Axir M.H.: An investigation into roller burnishing, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 40, 2000, pg. 1603–1617
4. Hassan A. M.: The effects of ball- and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 72, 1997, pg. 385–391
5. Kukielka L.: IV Congrès International de Tribologie „Eurotrib 85”, Lyon, ed. Elsevier Amsterdam, vol. 3, 1985, pg. 1÷5
6. Kukielka L., Kukielka K.: Numerical analysis of the physical phenomena in the working zone in the rolling process of the round thread, *Volume 55, WIT TES*, 2007, pg. 125-134
7. Kułakowska A.: Problems of surface preparation under burnishing rolling in aspect of product quality, *Steel Research International Special Edition, Volume 81, Number 9, Publishing Company Verlag Stahleisen*, 2010, pg. 218 - 221.
8. Kułakowska A., Kukielka L.: Numerical analysis and experimental researches of burnishing rolling process with taking into account deviations in the surface asperities outline after previous treatment, *Steel Research International, Special Edition, Vol. 2, Publishing Company Verlag Stahleisen*, 2008, pg. 42 - 48
9. Kulakowska A.: Model researches of the influence of surface triangular asperities height and space deviation after turning on the height deviation of asperity after tangential burnishing, vol. 3, *Gdańsk*, 2011, pg: 151-167
10. Kulakowska A., Kukielka L., Kukielka K., Malag L., Patyk R., Bohdal L.: Possibility of steering of product surface layers properties in burnishing rolling process, *Applied Mechanics and Materials* (in press)
11. Luca L., Neagu-Ventzel S., Marinescu I.: Effects of working parameters on surface finish in ball-burnishing of hardened steels, *Precision Engineering*, vol. 29, 2005, pg. 253–256

12. Man Y.J., Yu S.K., Liu B.: Characterization and formation mechanism understanding of asperities to be burnished, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 303, 2006, pg. 101–105
13. Patyk R.: Theoretical and experimental basis of regular asperities about triangular outline embossing technology, *Steel Research International Special Edition, Volume 81, Number 9*, Publishing Company Verlag Stahleisen, 2010, pg. 190 - 193.
14. Patyk R., Kukielka L.: Optimization of geometrical parameters of regular triangular asperities of surface put to smooth burnishing, *Steel Research International Special Edition, Volume 2*, Publishing Company Verlag Stahleisen, 2010, pg. 642 - 647.
15. Przybylski W.: *Technology of burnishing process*, WNT, Warsaw, 1987
16. Yang H., Guo L., Zhan M., Sun Z.: Research on the influence of material properties on cold ring rolling processes by 3D-FE numerical simulation, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 177, 2006, pg. 634–638

WARSTWA WIERZCHNIA WYROBU PO NAGNIATANIU POWIERZCHNI CHROPOWATEJ

W pracy przedstawiono kompleksowe podejście do procesu nagniatania naporowego tocznego z uwzględnieniem stanu powierzchni po obróbce poprzedzającej. W analizach numerycznych uwzględniono: odchyłki zarysu nierówności powierzchni takie jak: odchyłki wysokości i odstepu po obróbkach poprzedzających. Opracowano model symulacyjny 3D procesu nagniatania. Symulacje numeryczne przeprowadzono dla regularnych nierówności powierzchni, które różniły się odchyłkami wysokości i odstepu. Uzyskane wyniki (np. stany odkształceń i naprężeń w zależności od wartości odchyłki) przedstawiono w postaci wykresów.

ПОВЕРХНОСТНЫЙ СЛОЙ ПОСЛЕ ОБРАБОТКИ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ ШЕРОХОВАТОЙ ПОВЕРХНОСТИ

В статье представлен комплексный подход к процессу обработки пластическим деформированием принимая во внимание состояние поверхности после раньше обработки. Численные анализы включали: смещений контура неровности поверхности, такие как отклонения в высоту и расстояние предыдущие процедуры. Имитационная модель 3D процесса обработки пластическим деформированием была разработана. Численное моделирование проводились для регулярного шероховатости поверхности, которая колебалась в высоту и распорных допусков. Результаты (например, деформаций и напряжений государства на основе значения отклонения) показаны на графиках.

ZASTOSOWANIE OBRÓBKI POWIERZCHNIOWEJ ZGNIOTEM DO MODYFIKACJI STANU WARSTWY WIERZCHNIEJ ELEMENTÓW OBROBIONYCH ELEKTROEROZYJNIE

PODOLAK-LEJTAS Anna²⁰, NOWICKI Bogdan²⁰

Słowa kluczowe: obróbka elektroerozyjna, warstwa wierzchnia, roto peen.

W artykule przedstawiono wyniki badań wpływu podstawowych parametrów obróbki EDM na stan warstwy wierzchniej oraz na wybrane właściwości użytkowe części maszyn po tej obróbce ale również wpływ obróbki powierzchniowej zgniotem na modyfikacje tych własności. Badaniem objęto SGP, mikrostrukturę metalograficzną WW, rozkłady mikrotwardości, rozkłady naprężeń własnych oraz badania zmęczeniowe.

1. Wprowadzeni

Od wytwarzanych części maszyn użytkownik oczekuje pełnej niezawodności, trwałości oraz sprawności. Te cechy determinowane są przez właściwości użytkowe elementów takie jak wytrzymałość zmęczeniowa, odporność na zużycie ściernie czy trwałość. W wielu przypadkach sposobem oceny tych właściwości może być dogłębna analiza stanu warstwy wierzchniej po obróbce. Dzięki temu będziemy w stanie określić związki między metodą wytwarzania i jej parametrami a stanem WW jaki i określić wpływ cech WW na właściwości użytkowe. W zależności od warunków w jakich element będzie pracował dokonuje się analizy cech WW takich jak: chropowatość, naprężenia i umocnienie WW, mikrotwardość, mikrostrukturę WW.

Niezależnie od procesu technologicznego, budowa warstwy wierzchniej jest efektem oddziaływania procesów zachodzących w zewnętrznych strefach materiału, do których zaliczamy procesy cieplne, metalurgiczne i mechaniczne. Efektem ich oddziaływań są między innymi przemiany strukturalne, zmiany naprężeń własnych, umocnienie materiału zmiany tekstury itp.

Podczas drażenia elektroerozyjnego następują zmiany w WW, które są następstwem wyładowań iskrowych, powodujących lokalne topnienie i parowanie materiału a zarazem szybkie chłodzenie roztopionego metalu [11]. Struktura powstałych warstw wierzchnich jest całkowicie różna od rodzimego materiału i mimo, że występują korzystne zjawiska takie jak zwiększenie ścieralności, odporność na erozję, to występujące defekty wewnętrzne takie jak nieciągłości, pęknięcia przyczyniają się do istotnego pogorszenia ich własności mechanicznych [3,5].

Ten niekorzystny stan WW jest efektem oddziaływania dwóch podstawowych procesów występujących podczas tej obróbki [14]:

- cieplnym efektem, których jest topnienie i parowanie metalu, tworzenie nowej warstwy wierzchniej, naprężenia rozciągające i mikropęknięcia w WW i itp.,
- przemian fazowych efektem, których jest nowa struktura metalograficzna, oraz zmiany stanu naprężeń WW.

Kumulacja tych zjawisk w WW elementów obrabianych elektroerozyjnie, powoduje znaczne obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej, co w dalszym efekcie może skutkować niewłaściwym funkcjonowaniem takiego elementu.

²⁰ Politechnika Warszawska

Występowanie tych niekorzystnych zmian w WW zmusza do zastosowania kolejnego procesu technologicznego, który spowodował by nadanie wytwarzanym elementom pożądanych cech warstwy wierzchniej i podwyższonych właściwości eksploatacyjnych.

Z analizy literaturowej wynika że najczęściej stosowanym procesem jest:

- obróbka ścierna w wyniku, której następuje wygładzenie powierzchni, usunięcie warstwy wierzchniej powstałej w procesie EDM i uzyskanie końcowego stanu WW typowego dla obróbki ścierniej.
- obróbka powierzchniowa zgniotem, która ma na celu zniwelowanie niekorzystnych zmian powstałych we wcześniejszym procesie bez usuwania utworzonych ww. Efektem tej obróbki będzie powstanie WW, która jest wynikiem skumulowanych oddziaływań obu tych procesów.

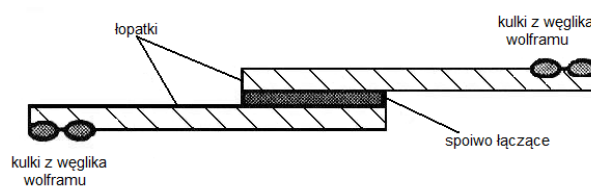
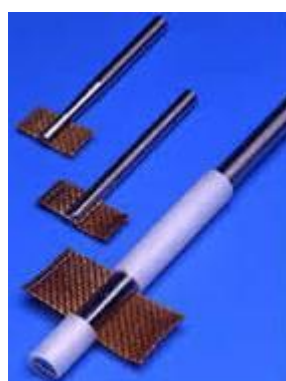
Analizując wpływ w/w procesów na stan WW oraz na poprawę właściwości eksploatacyjnych obróbka powierzchniowa zgniotem wykazuje największe możliwości.

Zastosowanie tego rodzaju obróbki pozwala na:

- ◆ zmniejszenie wysokości nierówności występujących na powierzchni po obróbce poprzedzającej,
- ◆ wytworzenie określonych zmian własności fizycznych materiału w warstwie wierzchniej przedmiotu, powodujących wzrost twardości WW i korzystny rozkład naprężeń ściskających oraz uodpornienie jej na działanie takich czynników eksploatacyjnych, jak zmęczenie, zużycie ściernie, korozję i inne.

W przypadkach stosowania obróbki powierzchniowej zgniotem po EDM najczęściej stosuje się obróbkę strumieniem kulek zwana shoot peening. W związku z tym że, technologia ta wymaga zastosowania dużych i drogich urządzeń w badaniach wykorzystano głowice do roto peenu (rys.1).

Obróbka głowicą tą polega na cyklicznym uderzaniu powierzchni obrabianej twardymi elementami roboczymi w postaci kulek o promieniu 0,5 mm wykonanymi z węglików wolframu i sterowanej prędkości obrotowej w zakresie 3000 do 8000 obr/min.



Rys. 1 Głowice do mikroobróbki zgniotem powierzchniowym roto-peen

Siły oddziaływań kulek z węglików spiekanych na obrabianą powierzchnię wywołują w strefie styku PO - narzędzie miejscowe odkształcenia sprężyste i plastyczne. Odkształcenia te oraz przemiany strukturalne, które są ich efektem powodują wytworzenie charakterystycznych dla obróbki OPZ naprężeń ściskających, umocnienie materiału jaki i zamknięcie lub zanik mikropęknięć. Stan WW po tej obróbce korzystnie oddziałuje na wzrost wytrzymałości zmęczeniowej, zmęczenie korozyjne, pękanie korozyjne naprężeniowe itp.

Do oceny stanu warstwy wierzchniej po obróbce łączonej EDM + roto peen w badaniach wykorzystano zalecany przez CIRP zakres standardowy Obejmujący analizę mikrostruktury geometrycznej powierzchni, mikrostrukturę metalograficzną WW, rozkłady mikrotwardości, rozkłady naprężeń w WW oraz badania zmęczeniowe[9].

2. Badania wpływu parametrów obroki EDM stanu WW

Badania przeprowadzane były w dwóch etapach. Pierwszy obejmował badania nad stanem WW po obróbce elektroerozyjnej, drugi zaś po sekwencji obróbek EDM i obróbce powierzchniowej zgniotem z zastosowaniem głowicy do roto peenu.

Celem badań pierwszego etapu było określenie wpływu podstawowych parametrów wyładowania iskrowego to jest natężenia prądu wyładowania iskrowego I oraz czasu jego trwania T_i na podstawowe cechy warstwy wierzchniej po EDM. Badania były przeprowadzane zgodnie z zasadami eksperymentu planowanego dwuczynnikowego pięciopoziomowego.

Jako zmienne niezależne przyjęto:

- ◆ I [A], dla wartości I = 1,5; 4; 8; 16; 32 [A],
- ◆ T_i [μ s] dla wartości T_i = 3,2; 12,8; 50; 200; 800 [μ s].

Czas przerw między impulsami wyładowań przyjęto jako równy czasowi wyładowań dzięki czemu współczynnik wypełnienia impulsów jest stały i nie wpływa na wyniki obróbki (tabela 1).

Dodatkowo trzy próbki obrobiono stosując parametry zalecane przez producenta centrum elektroerozyjnego ROBORORM - E303, E 402 oraz E 432 odpowiadają kolejno: obróbce zgrubnej – wysoko wydajnej, średnio dokładnej i gładkościowej.

Tabela 1. Zestawienie parametrów obróbki dla poszczególnych doświadczeń eksperymentu planowanego.

l.p	U [V]	I [A]	T_i [μ s]	T_o [μ s]	l.p	U [V]	I [A]	T_i [μ s]	T_o [μ s]
1	160	32	800	800	9	160	4	50	50
2	160	32	200	200	10	160	4	12,8	12,8
3	160	16	800	800	11	160	4	3,2	3,2
4	160	16	200	200	12	160	1,5	12,8	12,8
5	160	16	50	50	13	160	1,5	3,2	3,2
6	160	8	200	200	E_303	160	6	100	12,8
7	160	8	50	50	E_402	120	24	200	25
8	160	8	12,8	12,8	E_432	80	48	400	50

Badania stanu warstwy wierzchniej obejmowały podstawowe jej cechy decydujące o jakości wyrobu tj.:

- ◆ pomiary mikrostruktury geometrycznej powierzchni – profil i mikrostereometria,
- ◆ badania mikrostruktury metalograficznej WW,
- ◆ pomiary grubość WW (warstwy przetopionej - białej i strefy wpływów cieplnych),
- ◆ badania rozkładów mikrotwardości WW,
- ◆ analizę mikropeknięć – ich liczbę i rodzaj.

2.1 Analiza struktury geometrycznej powierzchni po EDM

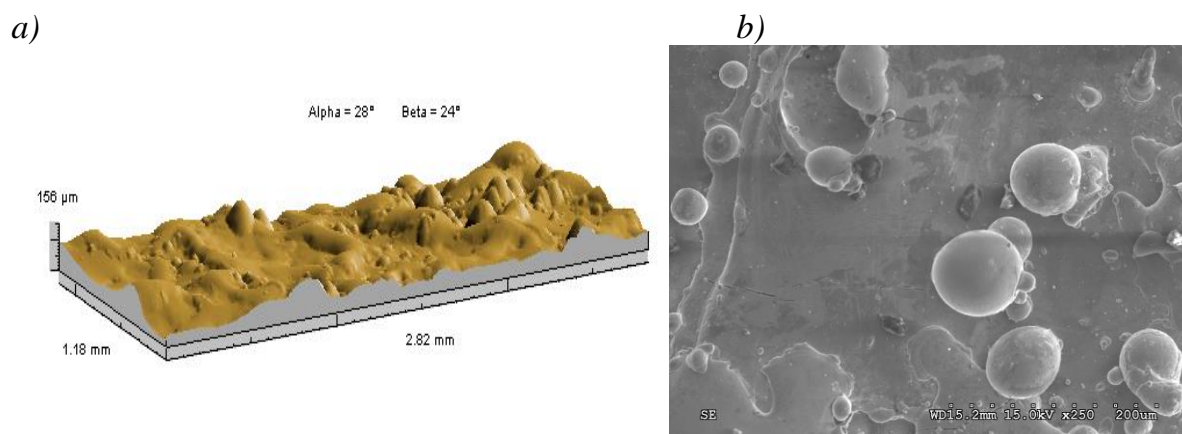
Badania struktury geometrycznej powierzchni wykonano przy pomocy profilometru skanującego FORMTALYSURF Series 2. Ze zbioru ponad 50 parametrów opisujących cechy profilu i stereometrii powierzchni do analizy wybrano następujące parametry:

- ◆ parametry wysokościowe chropowatości reprezentują: Ra, Sa, Rt, St.
- ◆ kształt nierówności opisuje Rda i Ssc,
- ◆ stopień złożoności profilu opisują Rlo,
- ◆ natomiast powierzchnią gęstość wierzchołków Sds.

Wyniki pomiarów chropowatości powierzchni zawarte są w tabeli 2. Rysunek 2 przedstawia obrazy a) powierzchni 3D po obróbce EDM wykonanych na profilometrze skaningowym b) fotografia SEM tej samej powierzchni.

Tabela 2 Zestawienie wyników badań wpływu parametrów obróbki na chropowatość powierzchni.

I [A]	Ti [μs]	Sa	St	Sds [pks/mm ²]	Ssc	Ra	Rt	Rda [°]	Rlo [mm]
32	800	18,7	156	76,3	0,13	19,38	98,88	12,6	7,85
32	200	17	54,6	85	0,12	13,83	87,65	15,6	8
16	800	12,3	108	69	0,09	9,19	62,87	7,9	7,64
16	200	11,2	99	108	0,05	9,30	62,35	12,1	7,79
16	50	7,4	69,6	91,3	0,09	8,06	53,27	13,7	7,87
8	200	5,8	60,1	118	0,06	6,03	38,96	8,7	7,66
8	50	5,1	37	259	0,14	4,66	32,02	11,3	7,74
8	12,8	3,5	30,1	468	0,14	3,42	26,37	11	7,73
4	50	2,7	29,5	475	0,13	2,54	20,11	7,9	8,95
4	12,8	1,9	17,2	467	0,19	1,85	22,78	8,2	8,96
4	3,2	1,5	11,8	272	0,37	1,42	10,78	7,9	8,95
1,5	12,8	0,9	8,45	337	0,70	0,73	6,20	5,9	4,04
1,5	3,2	0,8	9,49	857	0,29	0,65	7,35	5,7	4,03
6	100	14,6	117	82,6	0,06	11,32	87,28	9,9	7,71
24	200	22,1	248	83,8	0,05	17,89	98,13	10,9	7,75
48	400	4,4	41,4	210	0,06	4,23	31,58	7,8	7,63



Rys.2. Obraz powierzchni obrobionej EDM (I = 32 A, Ti = 800 μs, stal NC10):

a) obraz stereometryczny b) fotografia SEM

Analiza wyników pomiaru chropowatości pozwala na sformułowanie następujących wniosków:

- ◆ Wartości podstawowego parametru chropowatości Ra powierzchni zawarte są w granicach $Ra = 0,65 \div 19,4 \mu\text{m}$, a więc obejmuje zakres obróbki dokładnej, średnio dokładnej i zgrubnej. Zbliżone wartości ma parametr Sa.

- ◆ Wartość parametru R_t jest o około 6 do 10 razy wyższa od R_a , natomiast stosunek S_t do S_a jest większy od stosunku R_t do R_a i osiąga wartości do 12.
- ◆ Wpływ natężenia prądu w impulsie na podstawowe parametry chropowatości jest od 2 do 4 razy silniejszy od czasu wyładowania.
- ◆ Wartości krzywizn wierzchołków chropowatości zawarte są w granicach $S_{sc} = 0,05 \div 0,7$ i są one tym mniejsze im krótszy jest czas wyładowania iskrowego i im mniejszy jest natężenie prądu tego wyładowania.

Z analizy fotografii SEM, przy obróbce z małymi energiami średnie wartości promieni zaokrąglenia wierzchołków są większe; związane to jest prawdopodobnie z brakiem na powierzchni mikro-występów powstałych wskutek zakrzepnięcia na powierzchni wyrzucanych z krateru mikro-kropki lub mikro - strug roztopionego metalu.

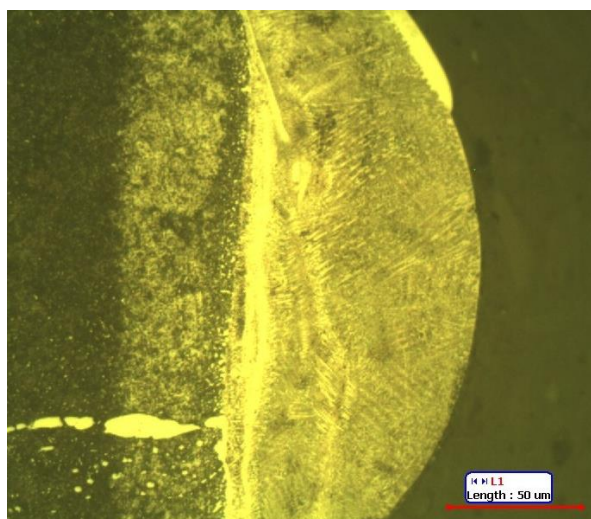
2.2 Mikrostruktura WW elementów obrobionych elektroerozyjnie

Badania struktury metalograficznej realizowano przy pomocy mikroskopu metalograficznego XJP-6A z cyfrową rejestracją obrazu na zglądach metalograficznych.

Na rysunku 3 widoczna jest mikrostruktura zglądu wytrawionego specjalnym odczynnikiem nital + Mi16 Fe. Uwidocznione zostały struktury kolumnowe, warstwy przetopionej, które ułożone są w większości prostopadle do rodzimego materiału i zajmują cały jej obszar. Obserwacje te potwierdzają dotychczasowe wyniki badań nad strukturą warstwy przetopionej przeprowadzone przez Krutha [4].

Z wykonanych fotografii struktur metalograficznych można stwierdzić, że:

- ◆ warstwa biała charakteryzuje się dużą zmiennością grubości, licznymi nieciągłościami i mikropęknięciami (szczególnie przy wysokich parametrach impulsów),
- ◆ strefa o podwyższonej twardości występuje najczęściej w przypadku obróbki impulsami o dużej energii, widoczna jest jako jasna strefa o wyraźnej strukturze i jest umiejscowiona między warstwą białą a strefą odpuszczoną,
- ◆ strefa odpuszczona występuje dla całego zakresu badanych parametrów i jej grubość rośnie ze wzrostem energii wyładowań iskrowych.



Rys. 3. Mikrostruktura warstwy przetopionej $U = 80$ V, $I = 48$ A, $T_i = 400$ μ s

2.3 Badania grubości warstwy przetopionej oraz liczby mikropęknięć

Podstawową cechą WW po EDM jest grubość warstwy białej/przetopionej – Gwb. Dla badanego zakresu parametrów zmienia się ona od $Gwb = 8,3$ μ m dla wyładowań

o najniższych parametrach do około 50 μm po obróbce przy największych wartościach tych parametrów. Grubość ta została wyznaczona jako średnią z dziesięciu pomiarów na długości całego przekroju próbki (tabela 3)

Analiza tych wyników badań wykazała, że;

- ◆ Struktura warstwy wierzchniej charakteryzuje się zmienną grubością,
- ◆ Grubość warstwy przetopionej dla poszczególnych próbek zmienia się w szerokim zakresie,
- ◆ Średnia grubość warstwy przetopionej w sposób istotny zależy od parametrów obróbki, silniejszy wpływ ma na nią czas impulsu niż amplituda natężenia prądu oraz rośnie wraz z energią wyładowania iskrowego.

Tabela 3 Zestawienie wyników badań WW elementów obrobionych elektroerozyjnie.

Nr. Próbki	I [A]	Ti [μs]	t [s]	$\mu\text{pęknięcia}$ l = 13mm	Gwb. [μm]
1	32	800	30	1	41,92
2	32	200	60	1	25,92
3	16	800	90	31	24,22
4	16	200	120	4	22,08
5	16	50	120	3	13,12
6	8	200	180	38	25,92
7	8	50	300	9	14,08
8	8	12,8	420	0	11,2
9	4	50	540	0	13,44
10	4	12,8	660	0	8,96
11	4	3,2	840	0	8,32
12	1,5	12,8	1020	0	--
13	1,5	3,2	1500	0	--
E402	24	200	60	15	35,48
E432	48	400	30	20	70,5
E303	6	100	180	0	24,96

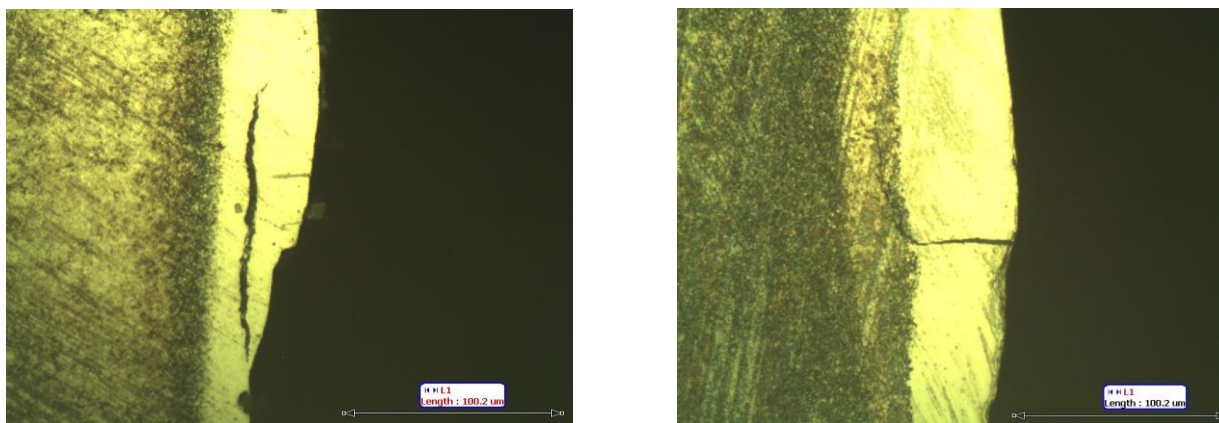
Do najważniejsze defektów WW należy zaliczyć mikropęknięcia gdyż powodują one zmniejszenie wytrzymałości zmęczeniowej i odporności na korozję [5,6]. Tworzenie mikropęknięć jest wynikiem oddziaływań procesów termicznych. Widoczne są one na zglądach metalograficznych wykonywanych prostopadle do obrabianej powierzchni. (rysunek 4).

Analiza obrazów wykazała, że:

- ◆ w WW po obróbce przy zastosowaniu parametrów o niskich i energiach ($I < 6 \text{ A}$) mikropęknięć nie zaobserwowano,
- ◆ w WW po obróbce przy zastosowaniu parametrów o średnich i wysokich energiach ($I > 8 \text{ A}$; $T_i > 200 \mu\text{s}$) występują mikropęknięcia pojedyncze lub liczne,
- ◆ mikropęknięcia występują w warstwie białej i tylko w nielicznych przypadkach sięgają do strefy wpływów cieplnych, zaobserwować je można przy zastosowaniu parametrów o średnich i wysokich energiach,
- ◆ mikropęknięcia równoległe do powierzchni występują sporadycznie.

a)

b)



Rys. 4. Pęknięcie poprzeczne w warstwie białej (EDM I = 32 A, Ti = 200 μ s),
b) pęknięcie wzdłużne w warstwie białej przechodzące w równoległe do powierzchni w strefie o podwyższonej twardości I = 16 A Ti = 800 μ s.

3 Stan WW elementów obrobionych EDM i roto peen

Zastosowanie sekwencji obróbek EDM i roto peen powinno w znaczący sposób poprawić właściwości eksploatacyjne obrabianych elementów. W związku z tym że, obróbka powierzchniowa zgniotem należy do obróbek bezubytkowych, nowo powstała warstwa wierzchnia po obu obróbkach (EDM+ Roto peen) będzie wynikiem modyfikacji warstwy utworzonej w procesie EDM przez oddziaływania mechaniczne występujące podczas obróbki powierzchniowej zgniotem (OPZ). Wprowadzenie OPZ powinno umożliwić uzyskanie korzystnych zmian struktury metalograficznej WW, umocnienie powierzchni, wprowadzenie naprężeń ściskających oraz minimalizację mikropęknięć.

Parametry obróbki elektroerozyjnej były dobrane tak aby uzyskać różne wysokości chropowatości i różne grubości WW, natomiast parametry OPZ miały zapewnić głębokość zgniotu co najmniej równą głębokości warstwy przetopionej, a głębokość zalegania naprężeń ściskających powinna być większa od głębokości zalegania naprężeń w WW po EDM.

Parametry obróbki EDM:

- ◆ U = 80 V, I = 48 A, Ti = 400 μ s są typowe dla obróbki wysokowydajnej (ozn. pr. E1)
- ◆ U = 120V, I = 24 A, Ti = 200 μ s średniokładnej (ozn. pr.E2),
- ◆ U = 160 V, I = 16 A, Ti = 800 μ s odpowiadają obróbce dokładnej oznaczenie próbki (ozn. pr. E3)

Parametry obróbki roto peen: n = 5000 obr/min i 7000 obr/min (co odpowiada v = 4,6 m/s i 10,9 m/s), t = 2,5 min, 5 min.

3.1 Badania wpływu parametrów obróbki na chropowatość powierzchni

Badania struktury geometrycznej powierzchni wykonano przy pomocy profilometru skanującego FORM TALYSURF Series 2, obejmowały one pomiar zarówno profili jak i mikrosterometrii powierzchni.

Do oceny chropowatości powierzchni wybrano parametry profilu mające związek ze zużyciem ściernym (tabela 3): tj.

- ◆ średnie Ra i ekstremalne cechy Rt, Rp profilu,
- ◆ uśrednione pochylenie profilu Rdq,
- ◆ parametr Rsk związany z rozkładem nośności,
- ◆ oraz odpowiadające im parametry opisujące mikrosterometrię powierzchni.

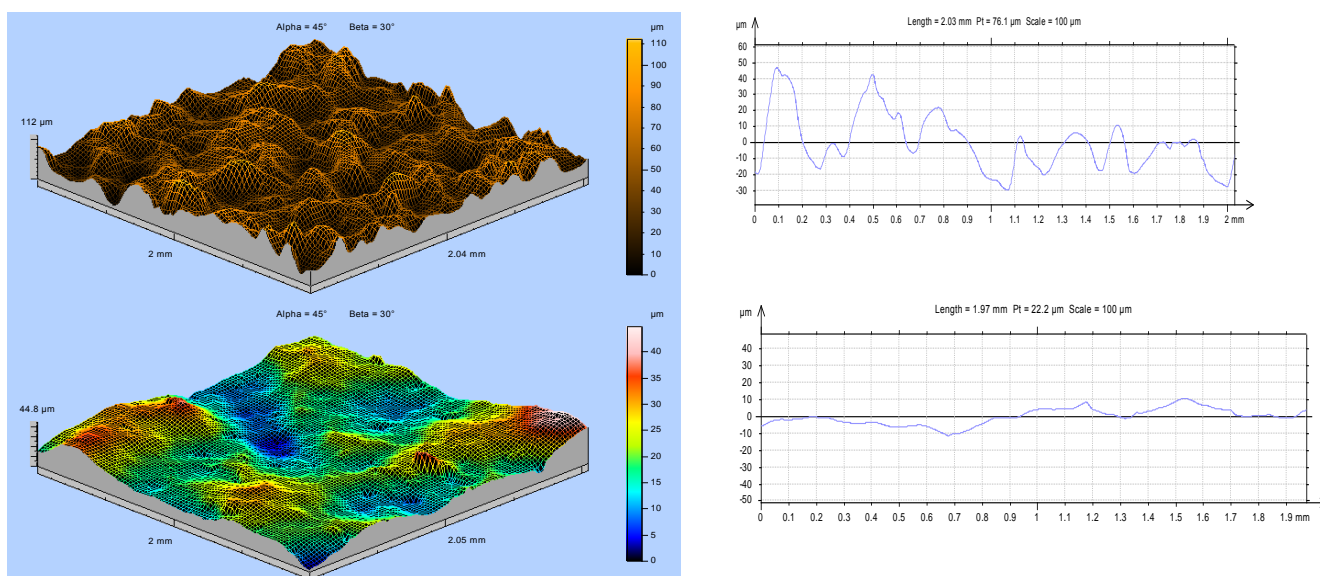
Na rysunku 5 zostały przedstawione dla porównania widoki 3D dla wybranych próbek próbka po EDM ($I = 24 \text{ A}$, $T_i = 200 \mu\text{s}$) i po sekwencji obróbek EDM i rotopeen.

Analiza mikrostereometrii i danych liczbowych wyników pomiarów chropowatości pozwala na sformułowanie następujących wniosków [10]:

- mikroteometria powierzchni obrobionych zgrubnie i średniოდkładnie EDM a następnie poddanych obróbce roto peen charakteryzuje się rozległymi, bardzo łagodnymi wierzchołkami oraz obecnością mikro wgłębień jako pozostałości po SGP powierzchni obrobionych EDM,
- powierzchnie o wysokiej gładkości po EDM ulegają zmianom mikroteometrii i wygładzeniu w całym zakresie wysokości nierówności
- wartość wysokościowych parametrów zmniejsza się z $R_a = 21 \mu\text{m}$ do $R_a = 3 \mu\text{m}$ i odpowiednio $R_t = 127 \mu\text{m}$ do $R_t = 25 \mu\text{m}$, krzywizny wierzchołków zmieniają się z $S_{sc} = 0,1$ do $S_{sc} = 0,01 [1/\mu\text{m}]$,
- oddziaływanie kulek narzędzi roto peen na wierzchołki chropowatości o średniej i wysokiej chropowatości ze względu na małe wartości ich promieni krzywizn jest bardzo skuteczne i wierzchołki te ulegają silnym odkształceniom przyjmując kształt zbliżony do płaskiego; wgłębiania między tymi wierzchołkami ze względu na swój kształt w większości przypadków nie ulegają istotnym odkształceniom i pozostają na obrobionej roto peenem powierzchni.

Tabela 3. Zestawienia pomiarów chropowatości powierzchni (2D) i mikrostereometrii powierzchni (3D) powierzchni obrobionych EDM i następnie roto peen.

ozn.próbki	mikroteometria powierzchni					Mikrostereometria powierzchni					
	$R_a [\mu\text{m}]$	$R_t [\mu\text{m}]$	$R_p [\mu\text{m}]$	R_{dq}	R_{sk}	$S_a [\mu\text{m}]$	$S_t [\mu\text{m}]$	$S_p [\mu\text{m}]$	S_{dq}	$S_{sc} [1/\mu\text{m}]$	$ST_p [\%]$
E1	21,96	127,52	64,16	19,19	0,22	13,30	149,0	92,6	0,4	0,03	0,2
E1+R_5_2.5	12,70	85,22	27,09	13,35	-0,63	11,30	88,7	22,9	0,31	0,04	4,52
E1+R_5_5	7,48	60,59	16,57	9,74	-0,38	6,23	50,4	17,6	0,20	0,03	1,73
E1+R_7_2.5	6,86	55,44	16,19	10,23	-1,18	6,19	55	19,8	0,22	0,03	0,40
E1+R_7_5	10,28	70,84	22,09	11,12	-0,44	6,51	57,8	17,4	0,16	0,02	3,26
E2	9,96	62,40	39,43	16,02	0,78	12,40	87,2	47,5	0,40	0,10	0,80
E2+R_5_2.5	5,77	36,89	19,09	10,57	0,68	4,84	52,9	12,3	0,21	0,02	5,81
E2+R_5_5	5,82	27,20	13,66	6,49	0,17	2,04	27,3	14,2	0,08	0,01	0,00
E2+R_7_2.5	6,71	42,59	16,47	14,19	-0,73	6,35	67,6	25,8	0,23	0,03	0,20
E2+R_7_5	3,85	24,05	11,90	7,29	0,00	3,37	41,7	14,6	0,12	0,02	0,30
E3	6,38	37,60	14,92	14,53	0,37	8,91	78,8	35,4	0,26	0,06	0,60
E3+R_5_2.5	4,63	22,69	9,46	5,14	-0,30	5,42	48,1	13,3	0,16	0,01	6,20
E3+R_5_5	3,38	25,46	11,66	6,73	0,16	5,19	47,2	12,8	0,16	0,01	9,55
E3+R_7_2.5	7,04	34,88	13,20	8,23	-0,32	5,00	48,1	15,7	0,17	0,02	4,39
E3+R_7_5	1,73	10,44	3,82	3,00	-1,08	3,78	53,7	16,4	0,16	0,03	0,60



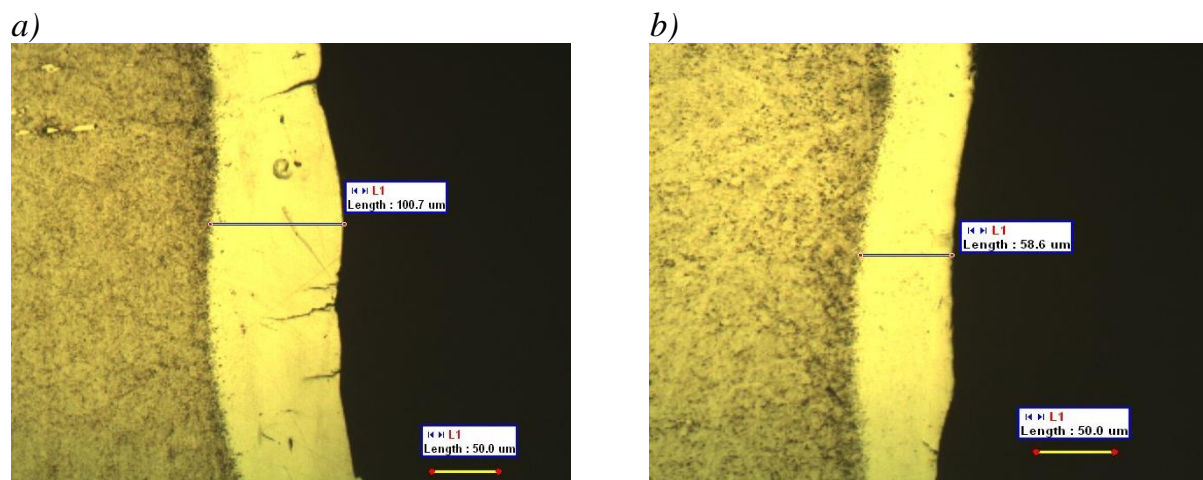
Rys. 5 Widoki 3D i profilogramy powierzchni obrabianych
 a) po EDM ($I = 24 \text{ A}$, $T_i = 200 \mu\text{s}$)
 b) EDM ($I = 24 \text{ A}$, $T_i = 200 \mu\text{s}$) + ROTOPEEN ($n = 5000 \text{ obr/min}$, $t = 5 \text{ min}$).

3.2. Badania mikrostruktury i mikrotwardości WW elementów obrobionych kolejno elektroerozyjnie oraz roto peen

Kolejny etap badań to badania mikrostruktury i mikrotwardości WW. Miały one na celu określenie wpływu obróbki roto peen na stan WW po obróbce łączonej z uwzględnieniem wad powstających podczas EDM (mikropęknięcia nieciągłości), oraz analiza ich zachowań po zastosowaniu OPZ.

Analiza wyników badań mikrostruktury i grubości warstwy wierzchniej WW powierzchni obrobionych EDM a następnie roto peen wykazała, że:

- ◆ w większości przypadków WW jest jednorodna, bez mikropęknięć i nieciągłości,
- ◆ grubość WW po obu obróbkach jest zdecydowanie bardziej równomierna niż po EDM,
- ◆ grubość ta jest mniejsza niż po EDM, wynika to prawdopodobnie ze zmniejszenia chropowatości oraz likwidacji porów, mikropęknięć i innych nieciągłości WW.



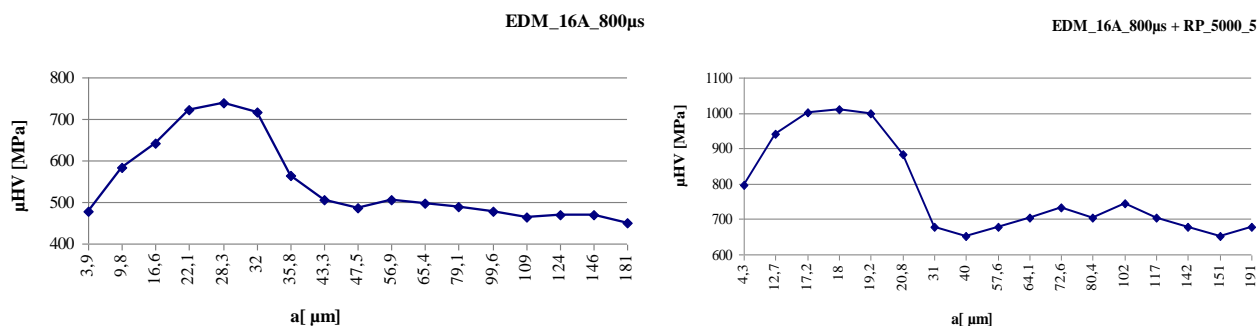
Rys. 6. Obrazy zglądów metalograficznych:
 a) po obróbce EDM ($I = 48 \text{ A}$, $U = 80 \text{ V}$, $T_i = 400 \mu\text{s}$),
 b) po obróbce EDM ($I = 48 \text{ A}$, $U = 80 \text{ V}$, $T_i = 400 \mu\text{s}$) i roto peen ($n = 5000 \text{ obr/min}$, $t = 5 \text{ min}$)

Pomiar mikrotwardości wykonano no zglądach metalograficznych przy pomocy mikroskopu optycznego z głowicą Hannymana przy obciążeniach penetratora 0,2 i 0,4 N.

Z analizy wykresów rozkładów mikrotwardości w głąb warstwy wierzchniej (rysunek 7) można wywnioskować, że zastosowanie obróbki roto peen po EDM powoduje istotny wzrost mikrotwardości WW z wartości około 800 μ HV do około 1100 μ HV jaki i nie zaobserwowano spadku mikrotwardości w strefie odpuszczonej.

a)

b)



Rys. 7. Rozkłady mikrotwardości WW

a) po obróbce EDM (U = 160 V, I = 16 A, Ti = 800 μ s),

b) po EDM (U = 160 V, I = 16 A, Ti = 800 μ s) + roto peen (n = 5000 obr/min, t = 5 min)

3.3 Badania odporności na zużycie ściernie próbek obrobionych EDM+ roto peen

Według zaleceń CIRP dotyczących badań WW badania powinny obejmować również podstawowe właściwości użytkowe typowe dla konkretnego przypadku takie jak odporność na zużycie ściernie czy wytrzymałość zmęczeniową.

Badania odporności na zużycie były wykonywane przy pomocy maszyny do badań zużycia typu Skoda – Savin. Ocena odporności na zużycie polega na pomiarze objętości rowka utworzonego na powierzchni badanej próbki, która jest wynikiem tarcia przeciw - próbki w postaci krążka z węglika spiekane(D=30mm, B = 2,5mm - szerokość) z badaną próbką. Wykonuje on ruch obrotowy z prędkością n = 675 obr/min, i jest dociskany do badanej próbki z siłą 150 N. Całkowita liczba obrotów wynosiła 3000 obr. dla próbek obrabianych bez smarowania (w roztworze dwuchromianu potasu) i 30000 obr. dla próbek ze smarowaniem (w roztworze nafty z olejem maszynowym w proporcji 1:3). Pomiar dokonywany jest przy pomocy specjalnego mikroskopu, w który wyposażone jest stanowisko badawcze.

Celem badań było określenie czy i w jakim stopniu poszczególne procesy obróbkowe wpływają na odporność na zużycie ściernie, elementów pracujących przy dużych naciskach jednostkowych i złych warunkach smarowania

Tabela 4 Zestawienie wyników badań odporności na zużycie ściernie na urządzeniu Skoda Savin próbek z hartowanej stali NC10 obrabianych EDM oraz EDM i następnie roto peen.

ozn. próbki	parametry obróbki EDM			parametry roto peen		zużycie bez smar.	zużycie ze smar.
	U [V]	I [A]	Ti [µs]	n [obr/min]	t[min]	[mm ³]	[mm ³]
szlifowana	---	---	---	---	---	0,1354	0,0156
4 EDM	80	48	400	---	---	0,0924	0,0152
4	80	48	400	5000	2,5	0,1047	0,0050

5	80	48	400	7000	5	0,1019	0,0050
14 EDM	120	24	200	---	---	0,0486	0,0278
6	120	24	200	5000	2,5	0,0692	0,0077
8	120	24	200	7000	5	0,0650	0,0175

W wyniku badań odporności na zużycie ściernie można zaobserwować[10]:

- ◆ niezależnie od rodzaju obróbki zauważalny jest wzrost odporności na zużycie w porównaniu z próbką szlifowaną, może być to spowodowane innym kształtem nierówności jak i większą twardością w przypadku próbek po nagniataniu,
- ◆ losowy charakter i brak prawidłowości w otrzymanych wynikach,
- ◆ odporność na zużycie ściernie próbek obrabianych EDM i następnie roto peen w niewielkim stopniu zależy od czasu obróbki roto peen.
- ◆ zarówno wydłużenie czasu obróbki jak i zwiększenia intensywności procesu OPZ nie daje lepszych wyników odporności na zużycie.
- ◆ porównując wyniki na zużycie w warunkach ze smarowaniem i bez smarowania można zaobserwować znaczny wzrost odporności na ścieranie dla tarcia w warunkach smarowania (nie zależnie od rodzaju obróbki), np. dla obróbki łączonej EDM $U = 80$ V, $I = 48$ A, $T_i = 400$ μ s i roto peen: $n = 5000$ obr/min, $t = 5$ min w warunkach tarcia suchego objętość wytartego rowka wynosi $0,1\text{mm}^3$ gdzie dla tarcia ze smarowaniem uzyskujemy $0,005$ mm^3 .

3.4 Badania wytrzymałości zmęczeniowej próbek po obróbce EDM+ roto peen

Z analiz literaturowej wynika że, zastosowanie obróbek powierzchniowych zgniotem np. shoot peening powoduje znaczny wzrost wytrzymałości zmęczeniowej elementów obrobionych EDM [7,12] Celem przeprowadzanych badań było wstępne określenie czy przy zastosowaniu obróbki roto peen również wystąpi ten efekt.

Badania przeprowadzone były w Instytucie Mechaniki Precyzyjnej. Wykonano je na próbkach płaskich wykonanych ze stali NC10 obrabianej cieplnie do HRC 30. Badania zmęczeniowe płaskich próbek prowadzono na maszynie zmęczeniowej Schenk PWQ - flato, wymuszającej dwustronne zginanie przy naprężeniach zginających $\sigma = 300 \div 450$ MPa.

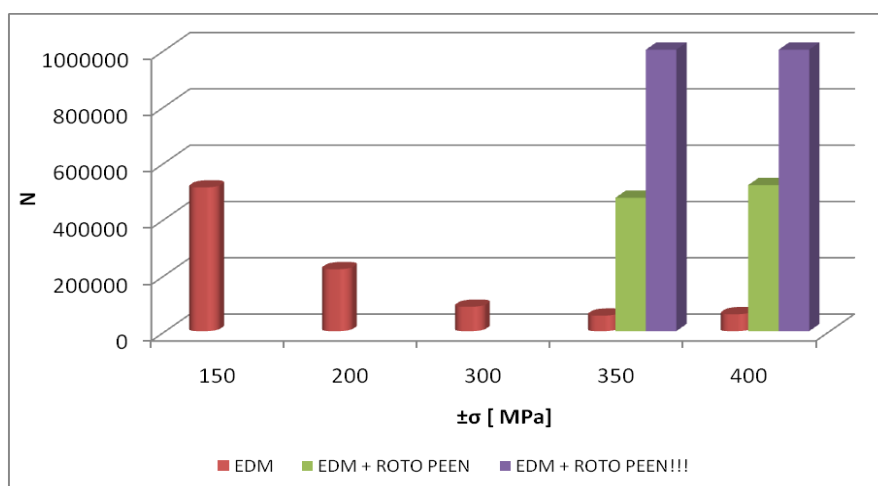
Badania wytrzymałości zmęczeniowej realizowane były wg wariantów technologicznych:

Wariant I: obróbka EDM ($U = 160$ V, $I = 16$ A, $T_i = 800$ μ s,)

Wariant II: obróbka EDM ($U = 160$ V, $I = 16$ A, $T_i = 800$ μ s) oraz obróbka roto peen ($n = 5000$ obr/min, $t = 2,5$ min). Na rysunku 8 przedstawiono zestawienia wytrzymałości zmęczeniowej dla próbek płaskich obrobionych EDM i roto peenem dla wariantów technologicznych I ÷ II

Otrzymane wyniki badań wytrzymałości zmęczeniowej próbek po EDM (wariant I A) wykazują znaczny jej wzrost dla prób poddanych naprężeniom ok. 150 MPa a średnia liczba cykli do zniszczenia wynosi 510 500, gdzie już przy 200 MPa liczba cykli przy których próbka ulega zniszczeniu jest 2 razy mniejsza. Przy 300 MPa liczba cykli do zniszczenia jest porównywalna i waha się w granicach od 75 000 do 85 000 co może świadczyć o powtarzalności wykonanych prób.

W badaniach wariantu II A zostało wykorzystane 15 próbek z czego 4 próbki przy obciążeniu 350 MPa osiągnęły liczbę cykli powyżej 1 000 000, a 3 przy tym samym obciążeniu uległy zniszczeniu przy około 500 000 cyklach.



Rysunek 8 Wytrzymałość zmęczeniowa próbek w wariantach technologicznych I – II w funkcji obciążenia:

Wariant I: EDM ($U = 160 \text{ V}$, $I = 16 \text{ A}$, $T_i = 800 \text{ }\mu\text{s}$);

Wariant II: EDM ($U = 160 \text{ V}$, $I = 16 \text{ A}$, $T_i = 800 \text{ }\mu\text{s}$) + roto peen ($n = 5000 \text{ obr/min}$, $t = 2,5 \text{ min}$).

UWAGA - „!” - próbki, które osiągnęły wymaganą liczbę cykli $N_G = 1 \times 10^6$ cykli i nie uległy zniszczeniu. (kolor fioletowy)

Przeprowadzone badania pozwalają jednoznacznie stwierdzić, że [10]:

- ◆ dla każdego wariantu technologicznego polegającego na zastosowaniu obróbki roto peen po obróbce EDM otrzymano zdecydowanie większą wytrzymałość zmęczeniową niż po obróbce EDM,
- ◆ przy właściwie dobranych parametrach zastosowanie po EDM, obróbki roto peen powoduje istotny wzrost wytrzymałości zmęczeniowej i związanej z nią trwałości przy próbach symetrycznego zginania płaskich próbek,
- ◆ wzrost wytrzymałości zmęczeniowej, w zakresie badanych parametrów, rośnie wraz z intensywnością obróbki roto peen,
- ◆ wzrost wytrzymałości zmęczeniowej wynosi dla przyjętych w badaniach warunków kilkadziesiąt procent, a trwałość wzrasta od kilku do około dziesięciu razy.

3.5 Badania naprężeń w WW po EDM, roto peen i sekwencjach tych obróbek

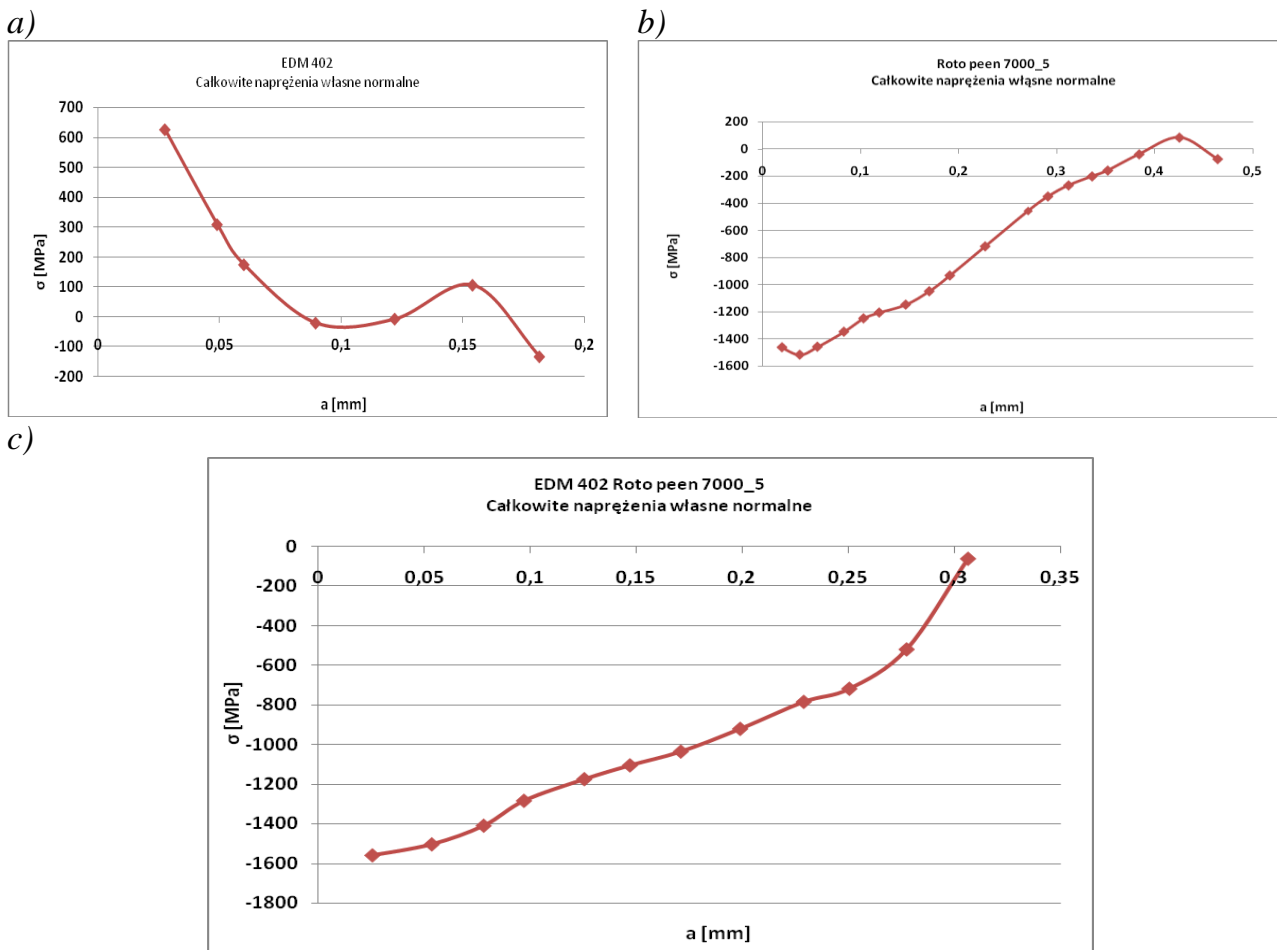
Jedną z podstawowych cech technologicznych warstwy wierzchniej decydującą w istotny sposób o właściwościach użytkowych elementów maszyn są naprężenia własne. W większości przypadków badań warstwy wierzchniej największe znaczenia mają makronaprężenia, które można podzielić na rozciągające (EDM) i ściskające (OPZ). W literaturze opisanych jest kilka metod badania naprężeń w WW [1,8]. Jedną z najczęściej stosowanych metod jest metoda usuwania warstw wierzchnich. Metoda ta pomimo licznych swoich zalet, obarczona jest również dużymi błędami w szczególności jeśli chodzi o pomiar naprężeń własnych w niejednorodnych warstwach wierzchnich (np. po EDM). W celu uniknięcia wad, w Instytucie Technik Wytwarzania PW opracowano metodę, w której zamiast trawienia próbek wykorzystano proces docierania jako metodę sukcesywnego usuwania WW. Ocena rozkładu naprężeń w WW oparta jest na podstawie zarejestrowanych pomiarów zmian strzałek ugięcia i odpowiadającym im grubościom usuwanych docieraniem warstw [2]. Pomiar naprężeń miały na celu określenie ich maksymalnych wartości w WW oraz głębokości ich zalegania.

Przeprowadzone badania zostały wykonane dla ośmiu wariantów technologicznych, przy czym próbki po EDM charakteryzowały się różną chropowatością powierzchni jako

i zmianami w WW, zaś dla obróbki roto peen wybrano próbki o skrajnych parametrach czasu jak i prędkości. Poniżej zaprezentowano przykładowe wykresy rozkładu naprężeń w WW w funkcji głębokości ich zalegania.

Z otrzymanych wyników można wywnioskować że[10]:

- ◆ typowe wartości maksymalnych naprężeń WW po obróbce roto peen to $\sigma = -1200 \div -1600$ MPa przy głębokościach zalegania tych naprężeń $g = 0,3 \div 0,4$ mm,
- ◆ wraz ze wzrostem intensywności procesu obróbki powierzchniowej zgniotem rośnie głębokość zalegania naprężeń przy stosunkowo niewielkim wzroście σ ,
- ◆ typowe wartości maksymalnych naprężeń WW po obróbce EDM to $\sigma = +400 \div +600$ MPa przy głębokościach zalegania tych naprężeń $g = 40 \div 50$ μm ,
- ◆ zastosowanie po drążeniu obróbki powierzchniowej zgniotem powoduje generowanie naprężeń ściskających o wartości do około -1400 MPa w warstwach wierzchnich na głębokości do 0,4 mm,
- ◆ zastosowanie obróbki roto peen po EDM pozwala na zmianę naprężeń z rozciągających na ściskające.



Rysunek 9. Rozkłady naprężeń własnych po obróbce:

a) EDM $U = 120$ V, $I = 24$ A, $T_i = 200$ μs

b) roto peen $n = 7000$ obr/min, $t = 5$ min,

c) EDM ($U = 120$ V, $I = 24$ A, $T_i = 200$ μs) + roto peen ($n = 7\ 000$ obr/min, $t = 5$ min)

4. Wnioski końcowe

Zastosowanie sekwencji obróbek EDM i obróbki powierzchniowej zgniotem z wykorzystaniem głowicy do roto peen umożliwiają efektywne wygładzanie powierzchni

i umocnienie WW do głębokości około 300 μm , i jest skutecznym sposobem modyfikacji negatywnych aspektów oddziaływań obróbek EDM na stan WW. Również z punktu widzenia stereometrii powierzchni zastosowanie głowicy roto peen umożliwia około trzykrotne zmniejszenie wysokości chropowatości, nadanie jej korzystnych cech tj. dużych wartości promieni zaokrąglenia wierzchołków, małych pochyleń nierówności i dużych wartości udziałów nośnych dla małych zbliżeń .

Literatura

1. Arasimowicz A.: Pomiar naprężeń własnych w technologicznych warstwach wierzchnich, Szkoła Naukowa Obróbek Erozyjnych, z. nr 13, Warszawa 2007, str. 111-118
2. Arasimowicz A.: Badania nad nową metodą pomiaru naprężeń własnych w technologicznych warstwach wierzchnich, Rozprawa doktorska, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2012
3. Cusanelli G., Hassler-Wyser A., Bobard F.: Microstructure at submicron scale of the white layer produced by EDM machining, 14th ISEM Edynburg
4. Kurth J. P., Van Humbeeck J.: Stevens L, Micro structural investigation and metallographic analysis of the white layer of a surface machined by electro discharge machining, ISEM XI, Losanna, s. 849 – 862
5. Lee H.T., Tai T.Y.: Relationship between EDM parameters and surface crack formation, Journal of Materials Processing Technology 142, 2003, s. 678 - 683
6. Lim L.C., Lee L.C., Wong Y.S., Lu H.H.: Solidification microstructure of discharge machined surfaces of tool steels, Mater. Sci. Technol. 7, 1991, s. 239 – 248
7. Nakonieczny A.: Dynamiczna powierzchniowa obróbka plastyczna kulowanie shot peening, Instytut Mechaniki Precyzyjnej, Warszawa 2002
8. Nowicki B., Arasimowicz A.: Nowy sposób pomiaru naprężeń własnych metodą usuwania warstw w niejednorodnych warstwach wierzchnich, Inżynieria maszyn, ISSN 1426-708X, 2009, s. 5-19
9. Nowicki B.: Metrologia i badania warstwy wierzchniej, Wpływ technologii na stan WW. Gorzów wlkp.- Lubniewice 1993, s.51-72
10. Podolak – Lejtas A.: Modyfikacja warstwy wierzchniej zgniotem powierzchniowym elementów obrobionych elektroerozyjnie, Rozprawa doktorska, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2010
11. Ruszaj A., Grześ W.: Manufacturing of sculptured surface using EDM and ECM processes, Machining of Complex Sculptured Surfaces, Springer – Verlag, London, 2012
12. Przybylski W.: Technologia obróbki nagniataniem, Wydawnictwo Naukowo – Techniczne, Warszawa 1987
13. Świercz R, Oniszczyk D.: An investigation into the impact of electrical pulse character on surface texture in the EDM and WEDM process, Advances in manufacturing science and technology vol. 36, no. 3, 2012
14. Żebrowski H., Wieczorowski K.: Kształtowanie warstwy wierzchniej części maszyn. Wpływ technologii na stan WW. Gorzów wlkp.- Lubniewice 1993, s.25-50

APPLICATION OF SUPERFICIAL COLD WORK TO MODIFY THE STATE OF THE SURFACE LAYER ELEMENTS AFTER EDM

This paper presents the results of the influence of the basic parameters for the state of EDM surface layer and selected properties of the machine parts after the treatment but also affect the surface

treatment of cold work to modify these properties. The result of geometric surface structure, metallographic structure, microcracks, microhardness, distribution of residual stress and fatigue tests have been presented in this paper.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ НАКЛЁПА ПОВЕРХНОСТИ ДЛЯ ИЗМЕНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ ВЕРХНЕГО СЛОЯ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННО ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ

В работе представлены результаты исследований влияния основных параметров электроэрозионной обработки на состояние верхнего слоя и отдельных свойств деталей машин после обработки *grito reep*. Представлены также результаты обработки *grito reep* на изменения этих свойств. В работе было изучено влияние геометрической структуры поверхности, металлографической микроструктуры, микротвердости, распределения остаточных напряжений а также испытания на усталость.

THE NUMERICAL ANALYSIS OF SENSIBILITY OF EMBOSsing PROCESS OF REGULAR ASPERITIES OF SURFACE ON THE MATERIAL PARAMETERS OF WORK-PIECES IN ASPECT OF SURFACE LAYER QUALITY

PATYK Radosław²¹, KUŁAKOWSKA Agnieszka²¹,
BOHDAL Łukasz²¹, KUKIEŁKA Krzysztof²¹

Keywords: surface layer, numerical analysis, embossing process, surface state, contact pressure, state of stress and strain, FEM,

The paper concerns problematic of increasing technological and useable quality of burnished product. Affirm, that the quality of burnishing object depends from the state of surface after previous processes and from technological parameters of burnishing: speed v_n , feed f_n , as well as depth g or principle force F of burnishing. Incorrect selection of these parameters is cause unintentional changes dimensional and shapes of surface layer, in extreme cases can happen her wear out. The force of burnishing F it is the sum of products of elementary pressures the p and after surface in contact area. The changes of contact pressures in contact zone of embossing element and object in dependence from vertical angle of embossing regular asperities θ , initial yield stress R_e and reception of hardness material model (isotropic or kinematic) were analyzed. The computer model of embossing process of regular triangular asperities of surface in system ANSYS/LS-DYNA was worked out.

1. INTRODUCTION

The basic problem of modern manufacturing techniques is to create a product with predefined operating properties. Finishing operations are ultimately formed the basic properties of the surface layer (SL), which under certain operating conditions determine the durability and reliability of machine parts. One method of finishing machine parts, affording the SL with beneficial treatment is burnishing. It involves the use of local plastic deformation occurring in the course deformation SL specified dynamic performance due to the hard and smooth burnishing element in the shape of a roller, ball or a gear wheel, the work piece surface roughness [9÷11, 13÷20]. Plastic deformation induced by this treatment are the result of the action of forces causing stress state in the work piece with a stress equivalent the replacement value of the yield stress. This gives the possibility to obtain the object with a high surface smoothness connected with mechanically hardness of SL and constituting compressive stress therein, resulting in increased wear resistance. The variety and diversity of use of part of their conditions of exploitation make demands on the state of SL and dimensional accuracy - shaped are varied. It was found that most desirably to burnishing treatment is surface characterized by uniform shape and the height of the apex angle forming asperities $90 \div 120^\circ$ and rounded depressions, and the most preferred in this respect as the preceding machining is turning or roll off. The work been taken research on a new way of shaping (plastic shaping) suitable geometrical structure of the surface of under smoothness and hardness burnishing. The main problem in the design of the plastic forming technological process of regular asperities (embossing process) is the selection of technological parameters [1÷3, 6÷ 8, 23]. Technological parameters of the process are: embossing velocity v_n , f_n embossing feed rate and embossing the main force F . The force F

²¹ Faculty of Mechanical Engineering, Koszalin University of Technology

is the integral surface of the resultant forces unit p of the contact area. Improper selection of technological parameters is the cause unintended changes dimensionally-shaped SL inconsistent with the required properties, in extreme cases may be destroyed SL object. In order to facilitate the selection of technological parameters of the process of burnishing and previous treatment to the Department of Applied Mechanics and Strength of Materials research is about the problems of modeling, analysis and simulation of physical phenomena occurring in the embossing and burnishing processes using the Finite Element Method (FEM). It involves replacing the continuous discrete object model with separate sub-volumes and/or sub-areas resting on nodes [8÷11, 15÷19, 22]. The development of the computational capabilities of computers and the software allows you to analyze technological processes using computer programs using FEM in the updated Lagrangian description and explicit and implicit integration algorithms derived the equations of motion. An important stage in modern modeling is mathematical modeling. The mathematical model includes differential and algebraic equations and asperities and functions conditional on the basis that you can predict the course of physical phenomena in the modeled process. It is essential to correctly extract the assumption, that the conditions which determine the range of the validity of the model (reduce the generality of the model range) and simplifying, i.e. those conditions which impair the accuracy of the model (omitted in the model physical phenomena, which are believed to be in specific conditions of little influence on the accuracy of representation model on the test object). It is essential to correctly extract the assumption, that the conditions which determine the range of the validity model (reduce the generality of the model range) and simplifying, i.e. those conditions which impair the accuracy of the model (omitted in the model physical phenomena, which are believed to be in specific conditions of little influence on the accuracy of representation model on the test object). The components of the mathematical model of the analyzed process include works [8, 15]. An important step in the modeling process is correct to describe the constitutive equations. In the analyzed embossing process regular surface asperities was assumed that the work piece there is potential visco - plastic in the following form:

$$g = f \left[I_2(\tilde{\mathbf{D}}_\sigma), q, \dot{\varepsilon}_i^{(VP)} \right], \quad (1)$$

where: $I_2(\tilde{\mathbf{D}}_\sigma)$ is the second invariant of the deviatoric stress reduced $\tilde{\mathbf{D}}_\sigma$, and q is a parameter hardening by Odqvist. According to the proposals W. Prager [4, 5, 15], the parameter q is equal to the equivalent of strain visco – plastic $\varepsilon_z^{(VP)}$:

$$q = \varepsilon_z^{(VP)} = \int_0^{\varepsilon_z^{(VP)}} d\varepsilon_z^{(VP)}, \quad (2)$$

or the parameter is equal to the work $W^{(VP)}$ of strain visco – plastic:

$$q = W^{(VP)} = \int_0^{\varepsilon_{ij}^{(VP)}} \sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij}^{(VP)}. \quad (3)$$

In the case of the yield condition Huber - Mises - Hencky (HMH) both of the mold (2) and (3) are equivalent since they result in the same results. The assumption according to formula (1) is a generalization of the hypothesis that the potential of plastic, introduced by Mises for the case of ideal plasticity. Thus, in the space of eleven-element stress, equivalent strain, strain rate, there is a temporary hyper plasticize surface the material, also called temporary or actual, dynamic surface of material flow (fig. 1). The equation of this surface at the beginning of a typical incremental step t is [15]:

$${}^t F = {}^t F \left[I_2({}^t \tilde{\mathbf{D}}_\sigma), {}^t q, {}^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \right] = 0. \quad (4)$$

Temporary dynamic surface flow of the SL defined by equation (4), coincides with the a temporary dynamic plasticity condition :

$${}^tF \equiv {}^t g. \quad (5)$$

The consequence of Drucker's postulate of generalized materials E/VP is the convexity and smoothness of the temporary, dynamic surface of material flow and orthogonally of increment visco-plastic strain tensor $\Delta T_\epsilon^{(VP)}$ to that surface.

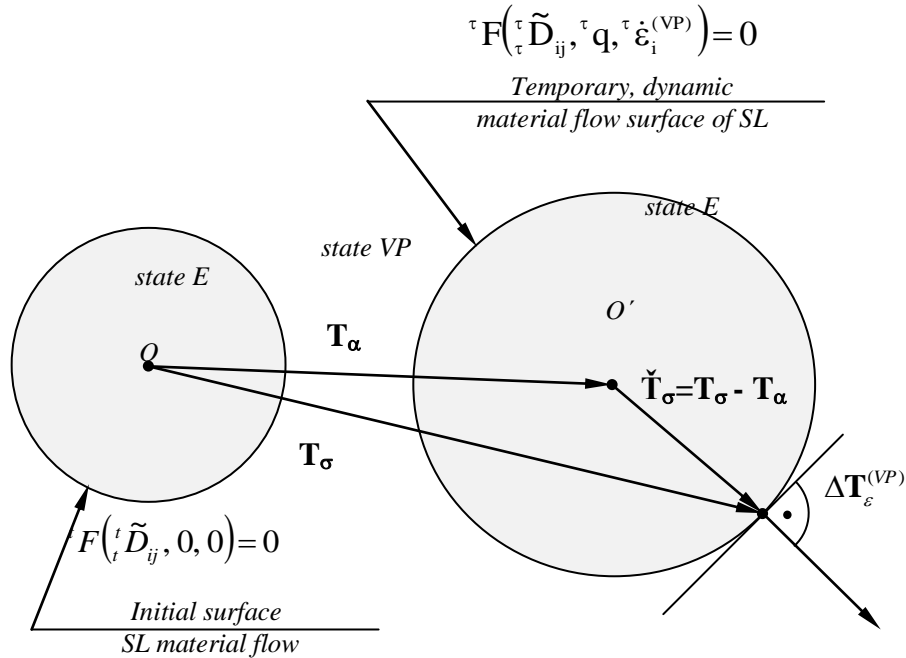


Fig. 1. Temporary, dynamic material surface flow $f_i = 0$, stress tensor T_σ , translation tensor T_α and increment of visco-plastic strain tensor $\Delta T_\epsilon^{(VP)}$

Analytically physical relationship for this condition can be written as follows:

$$\Delta \epsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta \lambda \cdot \frac{\partial ({}^t f)}{\partial ({}^t \tilde{S}_{ij})}, \quad (6)$$

where: $\Delta \lambda$ is the increment of a scalar function, so-called. Lagrange multiplier, depending on the stress, strain and he dynamic load increments step, ${}^t \tilde{S}_{ij}$ are components of the equivalent stress deviator ${}^t \tilde{D}_\sigma$ and have the form:

$${}^t \tilde{S}_{ij} = {}^t S_{ij} - {}^t \alpha_{ij}, \quad (7)$$

wherein: ${}^t S_{ij}$ the components are deviator ${}^t D_\sigma$ stress tensor, ${}^t \alpha_{ij}$ are components of the translation tensor ${}^t T_\alpha$, ${}^t \tilde{C}$ is a parameter defining the component material $\Delta \alpha_{ij}$ increment translation tensor ΔT_α . The graphic interpretation of the parameter ${}^t \tilde{C}$, temporary hardening module ${}^t E_T$ and Young module E for the analyzed cases shown in figure 2. Form an overall increment the stress tensor determines the relationship:

$$\Delta\sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left(\Delta\varepsilon_{kl} - \frac{{}^t\tilde{S}_{ij} \left({}^tC_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta\varepsilon_{kl} - \frac{2}{3} {}^t\sigma_Y \cdot \dot{E}_T \cdot \Delta\dot{\varepsilon}_z \right)}{{}^t\tilde{S}_{ij} \cdot {}^tC_{ijkl}^{(E)} \cdot {}^t\tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} {}^t\sigma_Y^2 \cdot \left({}^t\tilde{C} + \frac{2}{3} {}^tE_T \right)} \right). \quad (8)$$

In addition, the validity of numerical analyzes using only limited elasto- plastic material with linear hardening (bilinear material). Analyzed cases of kinematic hardening BIKIN model and isotropic hardening - BISO model, as shown in figure 3.

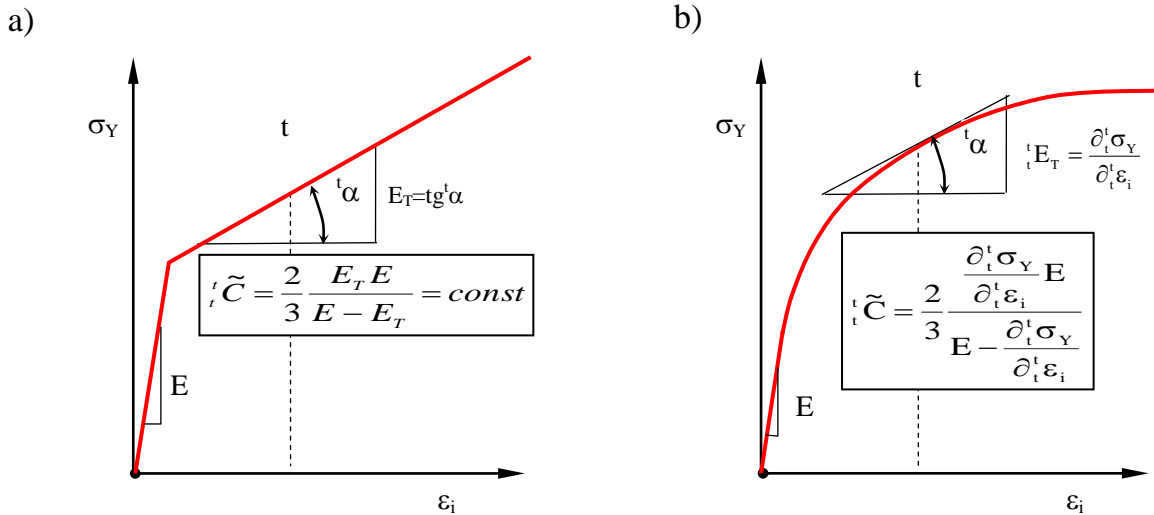


Fig. 2. Graphical interpretation of the parameter ${}^t\tilde{C}$ (kinematic hardening), temporary hardening module tE_T (isotropic hardening) and Young module E for different cases schematization stretching chart and for ${}^tT = const$ i ${}^t\dot{\varepsilon}_i = const$: a) material elasto-plastic with linear hardening b) material elasto-plastic with nonlinear hardening

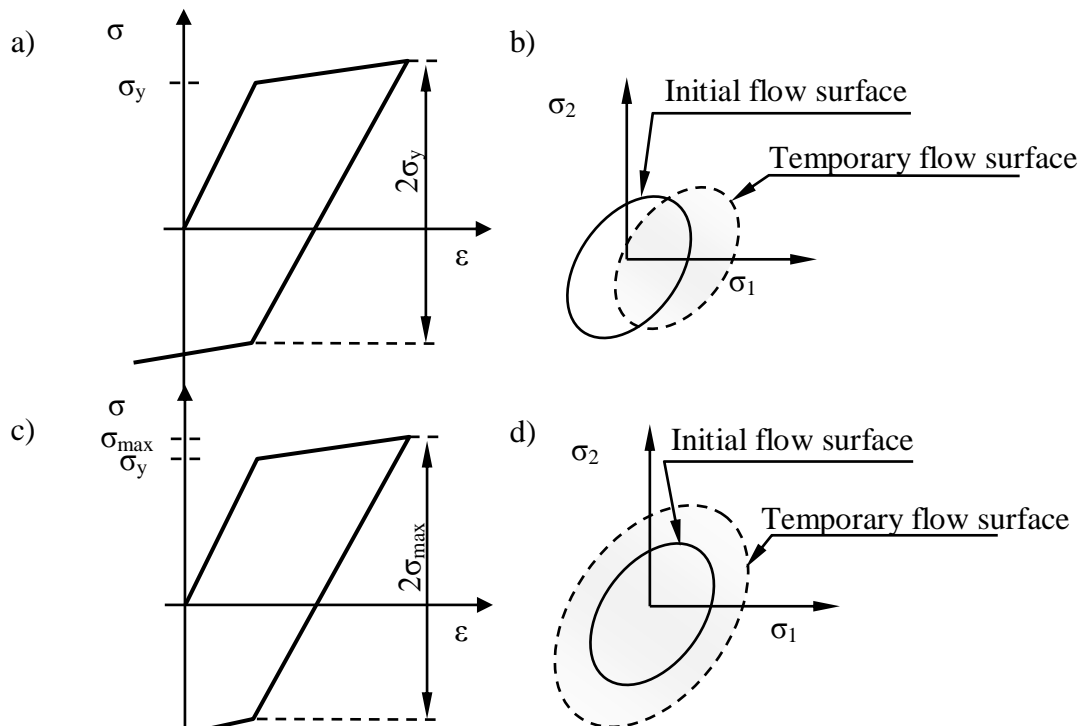


Fig. 3. Geometrical interpretation: a) linear kinematic hardening in one axial state stresses (BIKIN), b) kinematic hardening for general case, c) linear isotropic hardening (BISO) in one axial state stresses, d) isotropic hardening for general case

2. METHOD OF THE PROBLEM SOLUTION

Dependence of elementary force – displacement ($p_i - u_i$) can be approximate using two lines (fig. 4.). First is about linear reversible displacement range to yield stress p_i^y (range E), although second nonlinear irreversible displacement are enclosed (range VP). During embossing process occur three main zones which differ from each other in the tendency of pressure changes. In the first zone pressure violent increasing until material receives plastic state and the stability of the friction phenomena in contact zone is taken place. In the second much smaller changes of the pressure are occurred. Although in the third zone repeated violent increasing of contact pressure is occurred. Third zone occurs only when, blocking of the free move of the treated material is appeared. This phenomena can appear in the case of rough surface burnishing or plastic forming of the thirds (inner and outer). In these cases it is mainly caused by unproper selection of the cleanse between the tool and the object, what as an result can cause to damage of the tools and treated material.

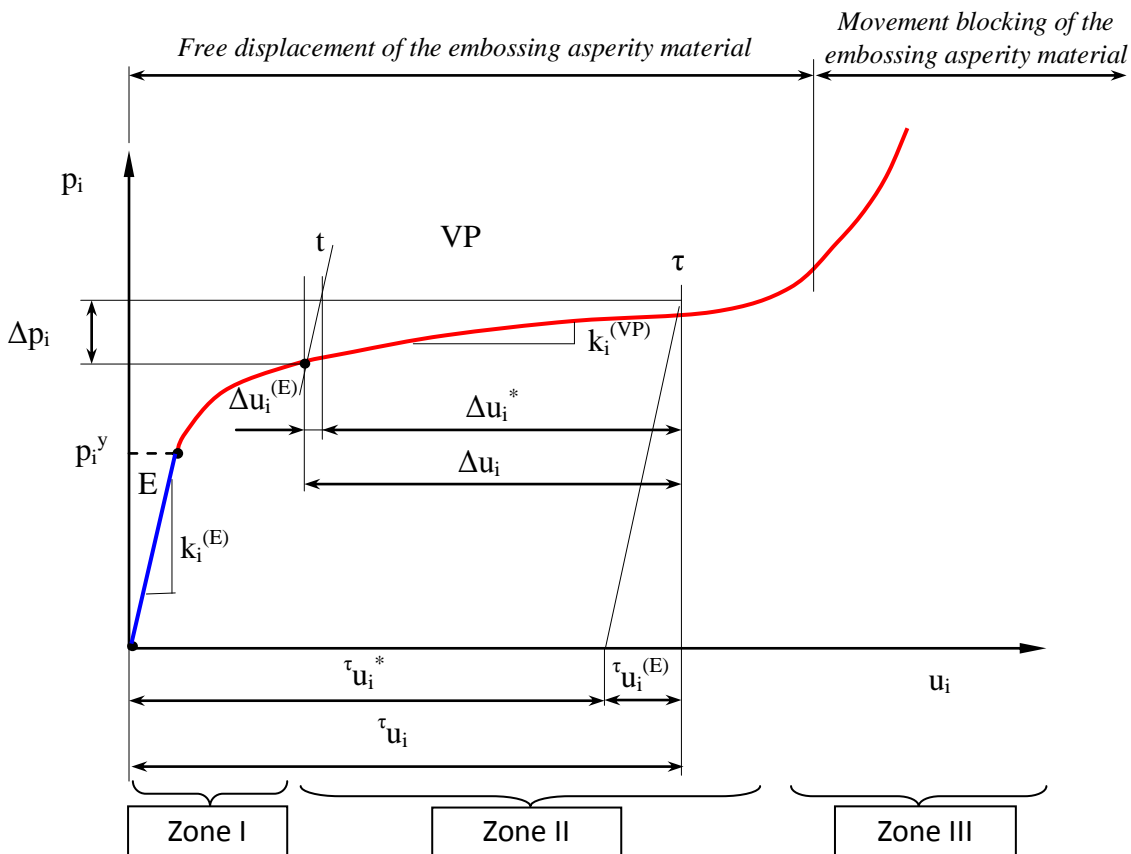


Fig. 4. Graph $p_i = f(u_i)$ for the contact of the tool with the object during regular surface asperities embossing

2.1. Theoretical analysis of contact pressure

Wedge about vertical. angle 2θ pressed in plastic center (fig. 5.) is considered. Analytical solution of the issue using unit plane according to characteristic method was conducted [4, 5, 12, 21]. In the aim of calculating value of the needed force to plastic deformation of the material, one has to know length of the side AB i AC, when $AB=AC=a$ as well as the value of the angle γ . After projection of the intervals AB and AC on the punch axial, one received dependence on the half length of the contact line a:

$$a = \frac{h}{\cos\theta - \sin(\theta - \gamma)}. \quad (9)$$

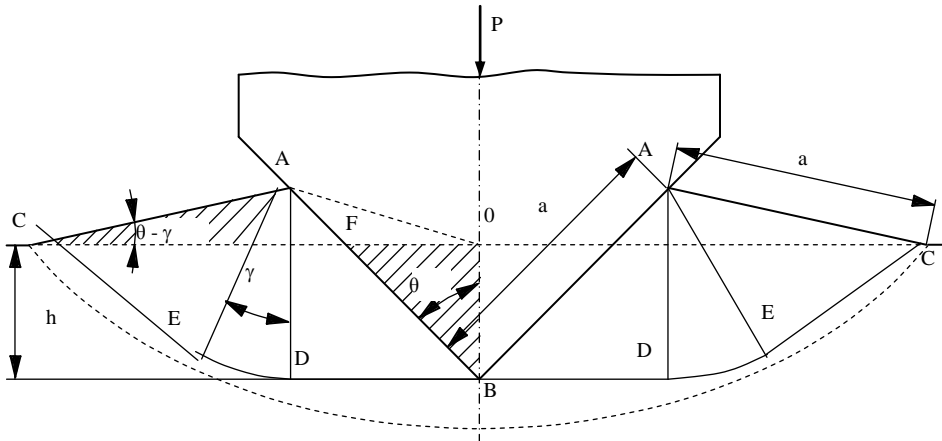


Fig. 4. Scheme of strain during inserting of wedge into plastic material [4, 5, 12, 21]

By contrast, for the preservation of permanent field (incompressible material) gave the following relationship:

$$a^2 [\cos(\theta - \gamma) + \sin\theta] \cdot \sin(\theta - \gamma) = h \cdot \sin\theta. \quad (10)$$

On the basis of the dependence (9) and (10) after the transition dependence is obtained:

$$\cos(2\theta - \gamma) = \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\gamma}{2}\right), \quad (11)$$

or on the basis of the work [15, 21]:

$$\cos(2\theta - \gamma) = \frac{\cos\gamma}{1 + \sin\gamma}. \quad (11a)$$

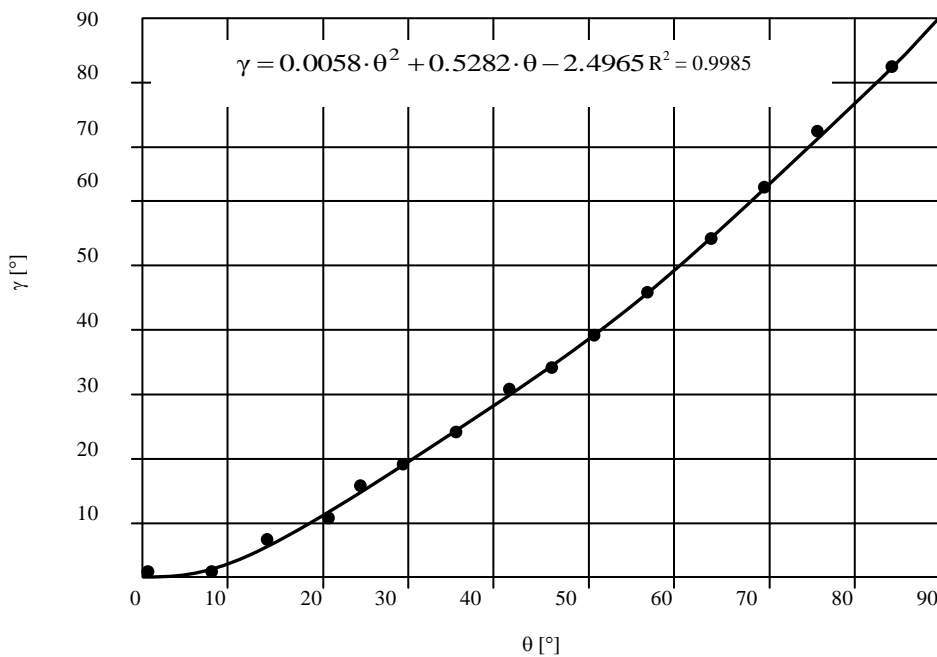


Fig. 6. Chart of dependence $\gamma = f(\theta)$ for inserting of wedge into plastic material (authors solution)

Dependence 11 and 11a are identity. On the basis of dependence (11) one can judge, that the quality of the angle γ dependence only on the vertical angle of the wedge θ . For the engineering purpose it is worth to elaborate function $\gamma = f(\theta)$, on which basis one can read the quantity of the angle γ (fig. 6.). Quantity of the pressure in contact zone is calculated from dependence:

$$p = 2k(1 + \gamma), \quad (12)$$

and force needed to wedge press from the dependence:

$$P = 4 \cdot k \cdot a \cdot s \cdot (1 + \gamma) \cdot \sin(\theta), \quad (13)$$

where: s is wedge width.

METHOD I (Hill, Johnson, Szczepiński method)

In the literature solution nonlinear plasticity condition Huber – Mises – Hencky is accepted, described by equation:

$$k = \frac{R_e}{\sqrt{3}}, \quad (14)$$

where: R_e is material initial yield stress.

Then the pressure p_n depends on the geometry of the wedge and the material yield strength. However, no advancement depends on the degree of deformation, so $p_n = p = \text{const.}$ This solution applies only to material ideal rigid-plastic - without hardening.

METHOD II (Authors modification)

In the second solution to calculating k nonlinear plastic condition Huber – Mises – Hencky was used, which for the hardening material equals:

$$k = \frac{\sigma_Y(\varepsilon_i)}{\sqrt{3}}, \quad (15)$$

where: $\sigma_Y(\varepsilon_i) = R_e(\varepsilon_0 + \varepsilon_i)^{n_1}$ is material yield stress.

Presented solution has limited using in engineering practice because occurring complex contact zones of the tool with treated object and do not include possibility of free material flow blocking. The better solution is using of Finite Element Method to analysis of contact pressure distribution in plastic treatment process [22].

2.2. Numerical analysis of contact pressures

To analyze the embossing process of regular asperities of surface model was developed physical, mathematical and computer model. Do not account for the effect of heat. The aim of the study is to analyze the sensitivity of the model of embossing process of regular asperities (the maximum value of pressure p in the contact zone) to the applied types hardening of the work piece material. The geometry of the computer model was simplified to the problem of two-dimensional (2D), in which there is a plane strain state, but the 3D state of stresses. en, the results do not exclude the impact of the phenomenon of flow of the material in front of and behind the tool, i.e. the circumferential direction. Numerical analyzes were performed in two stages: in the first step to a constant value of hardening material module $E_T = 0$ [MPa], it changes the apex angle of the embossing element θ and the initial yield stress R_e . In the second stage for constant initial yield strength

$R_e = 350$ [MPa], changed the angle of vertical angle of embossing element θ and hardening module of material E_T . Both steps simulation was carried out for two types of material models used in the program ANSYS/LS-DYNA model, i.e. BIKIN and BISO type. The friction coefficient between the tool and the work piece is $\mu = 0.03$, the distance between the asperities is $f = 1$ [mm]. The bottom of the immobilized model, the displacement of the tool were asked $U_y = 0.5 \cdot h$ which is indented to a depth equal to half the height of asperities. Object discretized finite elements of Plane 183 type about square-shape function. For the aim of pressure analysis in contact zone during regular asperity embossing computer model of the process using the finite element method was developed. The model is the simplest method of forming regular asperities where there is no free material movement blocking phenomenon in forming asperity (fig. 7.).

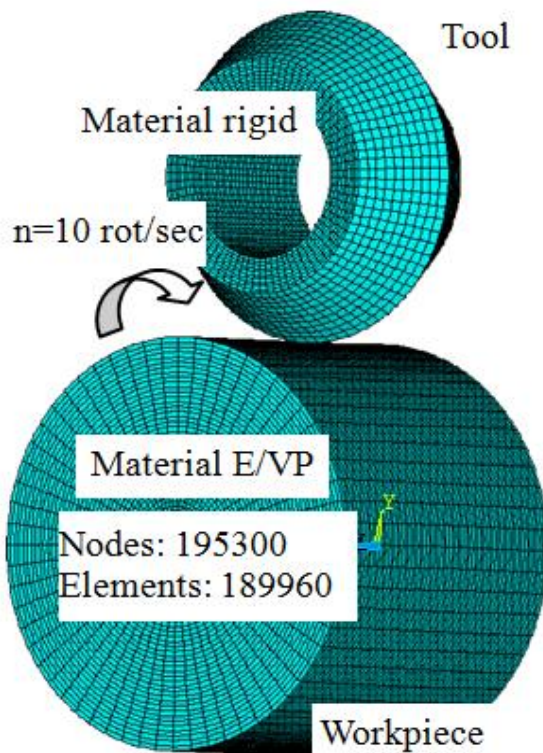


Fig. 7. Computer models of the embossing process of regular asperities

In each analyzing model vertical angle of the tool wedge (in axial section) is $\theta = 90 \div 120^\circ$, initial yield stress $R_e = 230 \div 500$ [MPa], and hardening module $E_T = 0 \div 750$ [MPa]. Exemplary results of simulation are presented in Figure 8. The results of numerical analysis are presented in the charts. Figure 9 shows the results of analyzes of the first stage or change in the maximum pressure in the contact zone p_{max} in the embossing process for accepted models of type BIKIN and BISO as a function of initial yield stress R_e of materials for selected vertical angles of embossing tools. The figure 10 shows the results of the second phase of analysis or change in the maximum pressure in the contact zone p_{max} in the embossing process for accepted models of type BIKIN and BISO in function of hardening module E_T for selected vertical angles of embossing tools.

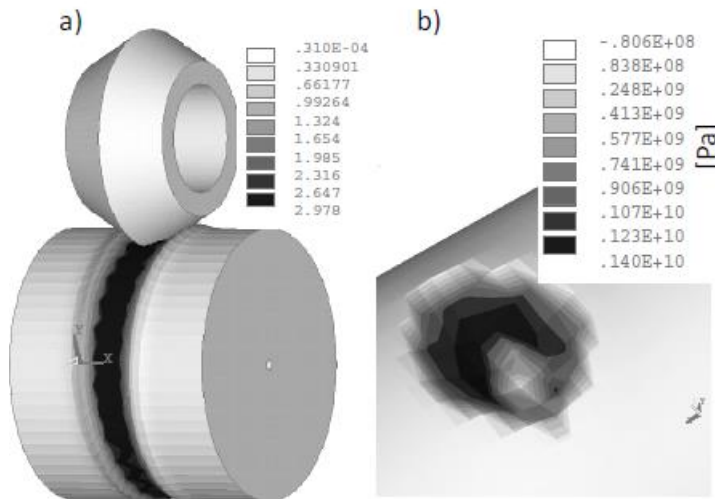


Fig. 8. Exemplary results of simulation: a) state of strains
b) state of contact pressure for $R_e = 420 [MPa]$ and $E_T = 500 [MPa]$

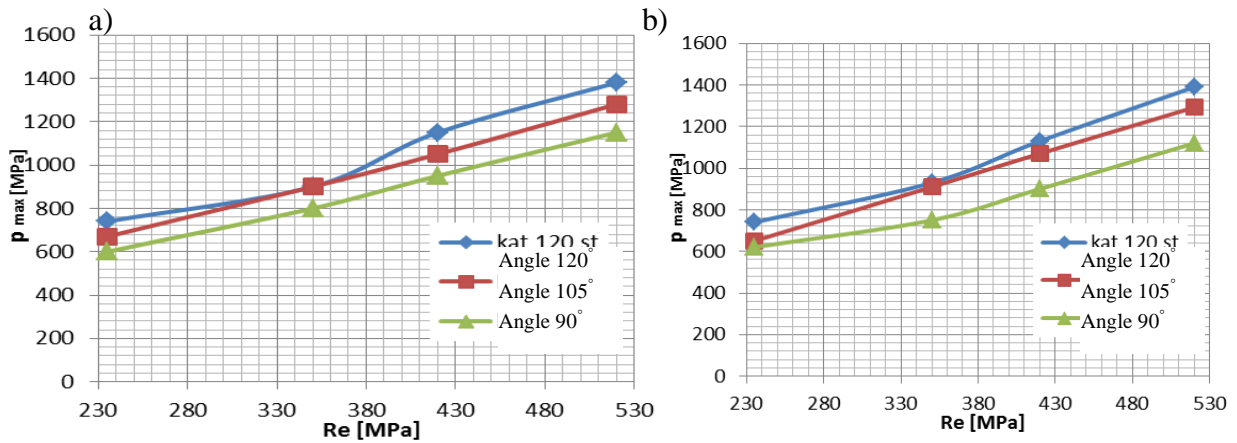


Fig. 9. The change in the maximum pressure in the contact zone p_{max} in the embossing process for accepted models of type: BIKIN a) and BISO b), as a function of initial yield stress R_e of materials for $E_T = 0 [MPa]$

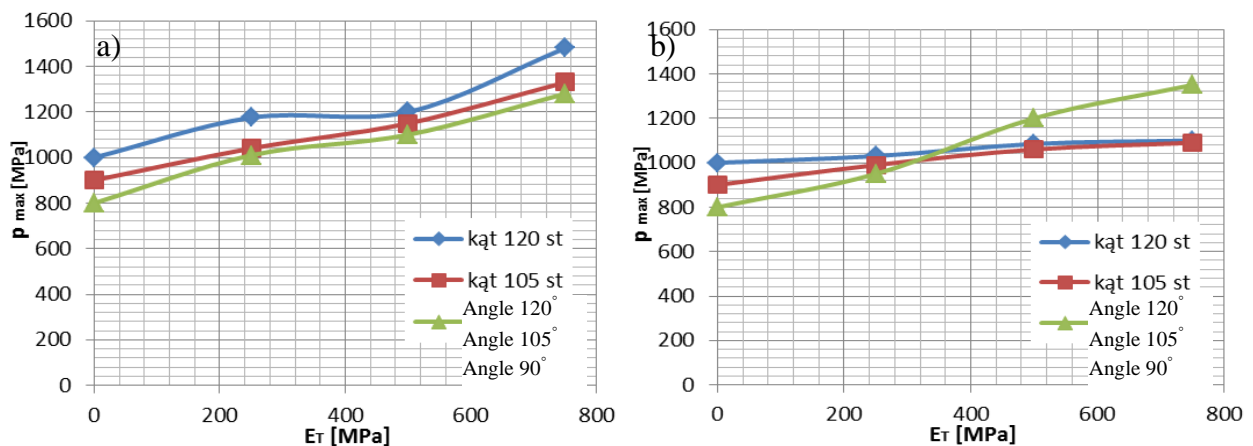


Fig. 10. The change in the maximum pressure in the contact zone p_{max} in the embossing process for accepted models of type BIKIN a) and BISO b), as a function of hardening module E_T for initial yield stress $R_e = 350 [MPa]$

3. EXPERIMENTAL RESEARCHES

The test stand for measuring the force parameters during the embossing regular asperities with flexible clamp consists of the following components: CNC lathe Gildemeister NEF 400, piezoelectric dynamometer Kistler Type 9272's multi-channel charge amplifier company Kistler Type 5019B, a PC equipped with a data acquisition board and the necessary software (fig. 11.).

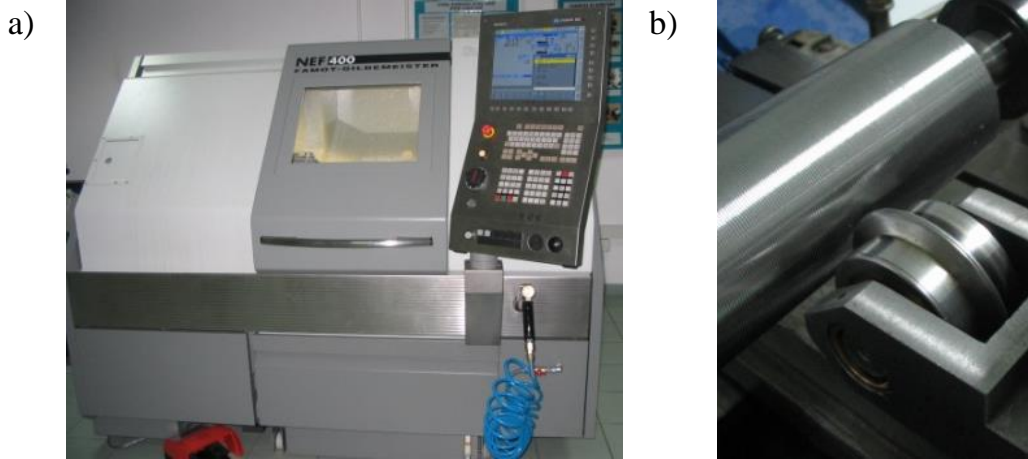


Fig. 11. The research position to formation of regular asperities
a) general view, b) detail view

The piezoelectric dynamometer attached burnishing head equipped with embossing rollers with geometries consistent with numerical simulations. Dynamometer with the burnishing head mounted with spacer disc in place of the cutter jaws. Data acquisition was made using the analog - digital card KPCI of Keithley 3108 and Labview software version 7.1 from National Instruments. From the piezoelectric force sensor signal (electrical potential difference) is transmitted on the amplifier Kistler, where it is the strengthening. The frequency of sampling can be adjusted in the range from 1 ms to 50 ms. Then the signal is fed to the measuring card, where the conversion and automatic conversion of the analog signal (voltage) of the corresponding signal values of the force. Block diagram of the position to measure the burnishing forces shows figure 12.

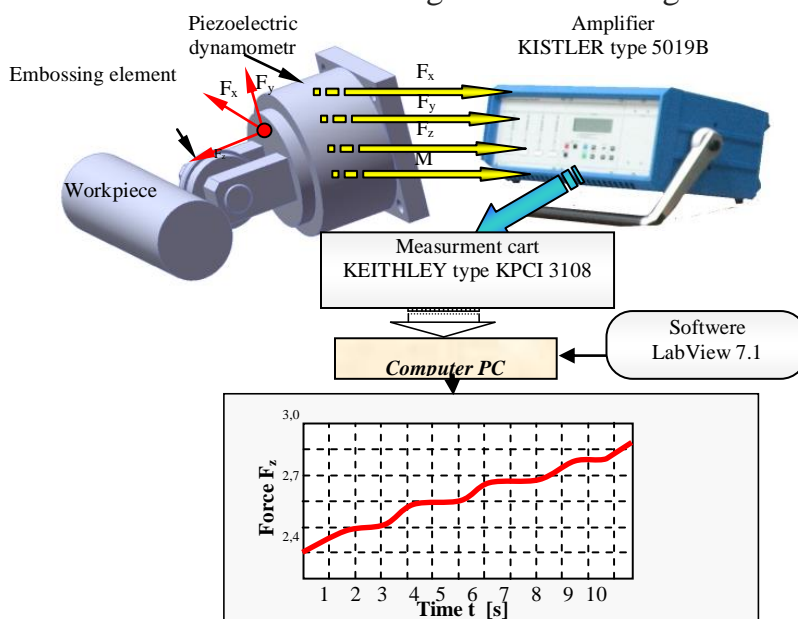


Fig. 12. Block diagram of measurement site to measure embossing component force

Developed measuring console along with a diagram of the track measurement in the Labview version 7.1. View of the control panel and measurement is shown figure 13.

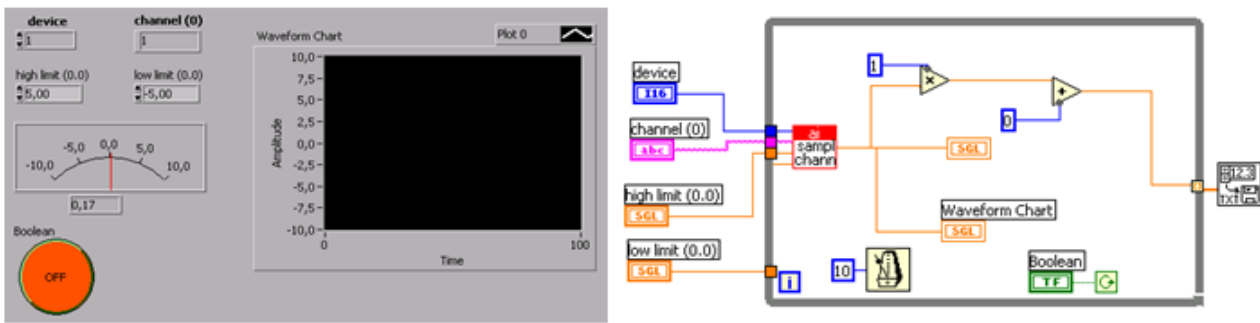


Fig. 13. Steering panel elaborated in LabView 7.1 program

Samples for experimental studies were performed on type CNC lathe Gildemeister NEF 400 with Fanuc 210i. Samples in the form of stainless steel rollers C45 have a diameter $d = 45 \text{ mm}$ and length $l = 300 \text{ mm}$. Sample views imprint contact area is shown in figure 14 a). Surface topography of the samples were measured on the device's Talor TallyScan 150 - Hobson precision. In figure 14 b) shows the change in the measured contact pressures in the function of depth for the selected vertex angles embossing tools.

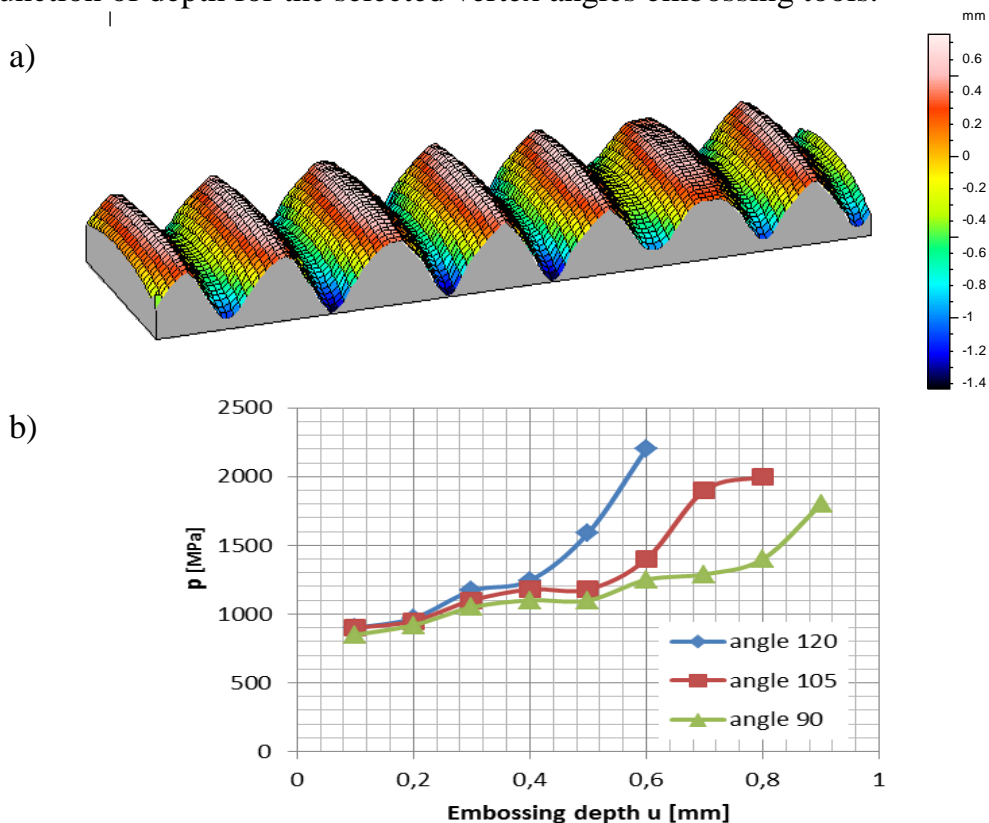


Fig. 14. Sample surface topography after embossing regular asperity: a) and change in the measured contact pressures in the function of depth for the selected vertex angles embossing tools

4. CONCLUSIONS

Presented solution known in the literature [4, 5, 21] posses limited use and can be used for material case with only the free movement of the material.

Presented autors theoretical solution (modification of Hill solution) can be used for materials which hardning, but only in the range not too large plastic strains.

The proposed numerical solutions show much better compatibility with the reality in relation to the theoretical solutions and can be applied in engineering practice. These solutions can contribute to the optimization tools to reduce and even distribution of pressure in the contact zone, which greatly improved durability.

The experimental results show good agreement with the results of computer simulations.

References

1. Domblesky Joseph P., Feng Feng: A parametric study of process parameters in external thread rolling, *Journal of Materials Processing Technology* 121 (2002) 341–349
2. El-Tayeb N.S.M., Low K.O., Brevern P.V.: On the surface and tribological characteristics of burnished cylindrical Al-6061, *Tribology International* 42 (2009) 320–326, www.elsevier.com/locate/triboint
3. El-Tayeb N.S.M., Low K.O., Brevern P.V.: Influence of roller burnishing contact width and burnishing orientation on surface quality and tribological behaviour of Aluminium 6061, *Journal of Materials Processing Technology* 186 (2007) 272–278,
4. Hill R.: *The mathematical theory of plasticity*. Oxford At The Clarendon Press 1986.
5. Johnson K.L. *Contact mechanics*. Cambridge University Press (1985).
6. Jiang Xiaoyu, Jin Xuesong: Numerical simulation of wheel rolling over rail at high-speeds, *Wear* 262 (2007) 666–671
7. Kim W., Kawai K., Koyama H., Miyazaki D.: Fatigue strength and residual stress of groove-rolled products, *Journal of Materials Processing Technology* 194 (2007) 46–51
8. Kukielka L., Kukielka K.: Numerical analysis of the physical phenomena in the working zone in the rolling process of the round thread, *WIT Transactions on Engineering Sciences*, Volume 55, (2007), Pg. 125-134
9. Kulakowska A.: Problems of surface preparation under burnishing rolling in aspect of product quality, *Steel Research International Special Edition*, Volume 81, Number 9, Publishing Company Verlag Stahleisen (2010), pg. 218 - 221.
10. Kulakowska A: Experimental Researches of Burnishing Rolling Process of Regular Surface Asperities Prepared in Turning Process, *Steel Research International*, Special Edition: : 14th International Conference on Metal Forming 2012, 127-131
11. Kulakowska A., Kukielka L.: Numerical analysis and experimental researches of burnishing rolling process with taking into account deviations in the surface asperities outline after previous treatment, *Steel Research International Special Edition Volume 2*, Publishing Company Verlag Stahleisen (2008), pg. 42 – 48
12. Long-yuan Li, Jian-zu Gu: An analytical solution for the unloading in spherical indentation of elastic–plastic solids, *International Journal of Engineering Science* 47 (2009) 452–462
13. Łyczko K.: *Technology of outer thread rolling*. WNT, Warsaw 2010.
14. Pater Z., Gontarz A., Weroński W.: New method of thread rolling, *Journal of Materials Processing Technology* 153–154 (2004) 722–728
15. Patyk R.: *Doctor's Thesis*, Koszalin University of Technology, (2006)
16. Patyk R.: Theoretical and experimental basis of regular asperities about triangular outline embossing technology, *Steel Research International Special Edition*, Volume 81, Number 9, Publishing Company Verlag Stahleisen (2010), pg. 190 - 193.
17. Patyk R., Kukielka L.: Optimization of geometrical parameters of regular triangular asperities of surface put to smooth burnishing, *Steel Research International Special Edition*, Volume 2, Publishing Company Verlag Stahleisen (2008), pg. 642 - 647.
18. Patyk R.: New Method of Technological Surface Layer Shaping of Machine Parts During Duplex Burnishing Rolling Process, *Steel Research International*, Special Edition: 14th International Conference on Metal Forming 2012, 115 - 117.

19. Patyk R.: Numerical and Experimental Researchers of Multiple Burnishing Duplex Type, Steel Research International, Special Edition: 14th International Conference on Metal Forming 2012, 1383 - 1386
20. Przybylski W.: Technology of burnishing process, WNT, Warsaw, (1987).
21. Szczepiński W.: Mechnic of plastic flow. PWN, Warsaw, (1978).
22. Satyanarayana S., Melkote S.N.: Finite element modeling of fixture–workpiece contacts: single contact modeling and experimental verification, International Journal of Machine Tools & Manufacture 44 (2004) 903–913
23. Shiou Fang-Jung, Chuang Chuing-Hsiung: Precision surface finish of the mold steel PDS5 using an innovative ball burnishing tool embedded with a load cell, Precision Engineering 34 (2010) 76–84 www.elsevier.com/locate/precision

NUMERYCZNA ANALIZA WRAŻLIWOŚCI PROCESU WYGNIATANIA REGULARNYCH NIERÓWNOŚCI POWIERZCHNI NA PARAMETRY MATERIAŁOWE PRZEDMIOTU OBRABIANEGO W ASPEKCIE JAKOŚCI WARSTWY WIERZCHNIEJ

Praca dotyczy problematyki zwiększenia jakości technologicznej i użytkowej wyrobu nagniatanego. W pracy badano zmiany nacisków w strefie kontaktu elementu wygniatającego z przedmiotem w zależności od zmian kąta wierzchołkowego narzędzia wygniatającego regularne nierówności θ , oraz parametrów materiałowych: granicy plastyczności R_e i modułu umocnienia E_T oraz przyjętego modelu umocnienia materiału tj. umocnienia izotropowego czy też kinematycznego. Opracowano model komputerowy procesu wygniatania regularnych trójkątnych nierówności powierzchni w systemie Ansys/Ls-Dyna.

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ ПЕРЕМЕШИВАНИЯ ОЧЕРЕДНАЯ ЕРОХОВАТОСТИ В ПАРАМЕТРАХ ОБРАБАТЫВАЕМЫЕ МАТЕРИАЛЫ АСПЕКТ КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ

Работа посвящена проблеме повышения технологического качества и полезность продукта. Исследование исследовали изменения давления в зоне контакта тиснения элемента субъекта в зависимости от изменения угла острия инструмента тиснения регулярные неравенства θ и материальных параметров: предел текучести и модуль R_e , E_T укрепить и консолидировать рассматриваемой модели, то есть укрепление изотропного материала или кинематических. Разработали компьютерную модель процесса тиснения поверхность правильной треугольной неравенства в системе Ansys/Ls-Dyna.

MONITOROWANIE PRZYPALEŃ SZLIFIERSKICH ZĘBÓW KÓŁ WALCOWYCH POPRZEZ SYGNAŁ EMISJI AKUSTYCZNEJ

ŻYŁKA Łukasz²²,
ZABOROWSKI Tadeusz²³, OCHENDUSZKO Ryszard²³

W niniejszej pracy przedstawiono metodę nadzorowania stanu warstwy wierzchniej powierzchni bocznych uzębień kół walcowych szlifowanych metodą Nilesa z wykorzystaniem sygnału emisji akustycznej generowanej podczas obróbki. Metoda ta ma na celu wykrywanie wystąpienia przypaleń w warstwie wierzchniej szlifowanych kół zębatach, a przez to zastąpienie kosztownych i uciążliwych metod kontrolnych stanu warstwy wierzchniej po szlifowaniu. Przeprowadzono badania doświadczalne procesu szlifowania uzębień wraz z kontrolą stanu warstwy wierzchniej metodą trawienia nitałem. Wykonano analizę widmową sygnału emisji akustycznej i wykazano wpływ powstawania przypaleń szlifierskich na amplitudę sygnału w zakresie niskich częstotliwości. Wyznaczono wartość graniczną amplitudy określającą moment wystąpienia przypalenia szlifierskiego.

1. Wprowadzenie

Szlifowanie zalicza się do obróbki wykończeniowej stąd też jest ono najczęściej ostatnim etapem procesu technologicznego. W związku z tym przebieg i wynik procesu szlifowania decydują o końcowych parametrach jakościowych wytwarzanych wyrobów, które mają bezpośredni wpływ na ich właściwości eksploatacyjne. Ma to szczególne znaczenie w przypadku kół zębatach, wobec których stawiane są zazwyczaj wysokie wymagania jakościowe, zwłaszcza, gdy są one odpowiedzialne za bezpieczeństwo człowieka, np. w przemyśle lotniczym.

Bardzo ważnym aspektem jest zapewnienie prawidłowego przebiegu procesu szlifowania, a więc uzyskiwania zakładanych parametrów jakościowych wytwarzanych wyrobów, do których zalicza się m.in. stan warstwy wierzchniej po obróbce. Obecnie w produkcji przemysłowej sprawdzanie uszkodzeń warstwy wierzchniej szlifowanych kół zębatach przeprowadza się za pomocą wielu metod kontrolnych, bardzo często czasochłonnych bądź szkodliwych dla środowiska naturalnego [1]. Ponadto stosowanie takich metod jak fluorescencyjna, magnetyczna bądź trawienia „nitałem” wymagają wysokich kwalifikacji pracowników. Pomiaru te wykonywane są po obróbce, a więc niejako sankcjonują bądź odrzucają wyniki obróbki.

Przeprowadzanie kontroli w trakcie trwania procesu szlifowania umożliwia korektę jego parametrów i ewentualne zapobieganie wadom powstającym podczas szlifowania koła. Stąd też poszukiwanie takich metod kontrolnych jest zadaniem niezmiernie ważnym. W niniejszej pracy podjęto próbę nadzorowania procesu obróbki (stanu warstwy wierzchniej), polegającą na pomiarze i odpowiedniej analizie sygnału emisji akustycznej (AE) generowanej w procesie szlifowania w trybie on-line.

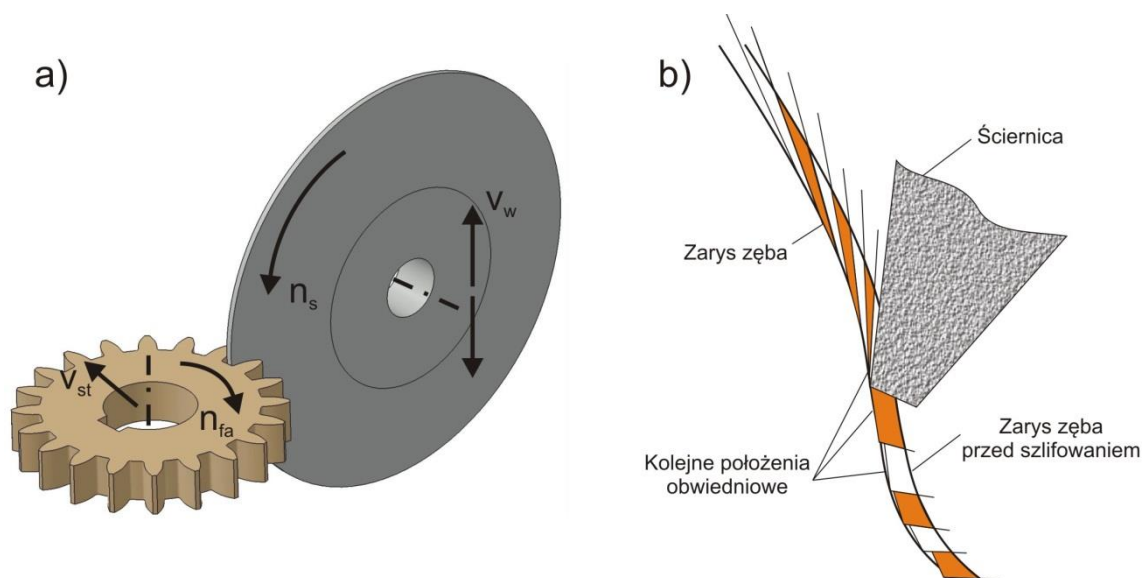
2. Charakterystyka procesu szlifowania uzębień

Istnieje wiele metod szlifowania kół zębatach. Jedną z nich jest obwiedniowo-podziałowa metoda Nilesa. Ściernica o zarysie trapezowym, wykonuje ruch obrotowy z prędkością n_s oraz ruch roboczy postępowo-zwrotny v_w , kształtujący linię zęba. Przedmiot

²² Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji

²³ Instytut Badań i Ekspertyz Naukowych w Gorzowie Wielkopolskim

obrabiany wykonuje ruch obrotowy n_{fa} oraz ruch liniowy styczny v_{st} , które łącznie generują ruch odtaczania, kształtujący zarys zęba (rys. 1a).



Rys.1. Proces szlifowania metodą Nilesa:
a) kinematyka, b) rozkład nadatku obróbkowego

Tak złożona kinematyka tej metody szlifowania powoduje, że w kolejnych przejściach ściernicy występuje zmienny nadatek obróbkowy (rys. 1b). Występujący zmienny przekrój warstwy skrawanej wiąże się zmianą w każdym przejściu obwodniowym takich parametrów procesu, jak np. siły skrawania czy ilość ciepła generowana w strefie skrawania [2]. Ponadto na ich wartości mają wpływ parametry kinematyczne procesu szlifowania, zużycie ściernicy oraz wahania nadatku obróbkowego po obróbce cieplnej.

Ciepło powstające w strefie skrawania ma bardzo istotny wpływ na przebieg procesu obróbki, a przede wszystkim na stan warstwy wierzchniej szlifowanych przedmiotów. Nadmierne natężenie strumienia ciepła wnikałego w przedmiot obrabiany może powodować w konsekwencji uszkodzenie powierzchni przedmiotu w postaci mikropęknięć, zmian mikrotwardości, rozciągających naprężeń w warstwie wierzchniej oraz przypaleń szlifierskich związanych z przemianami fazowymi [3].

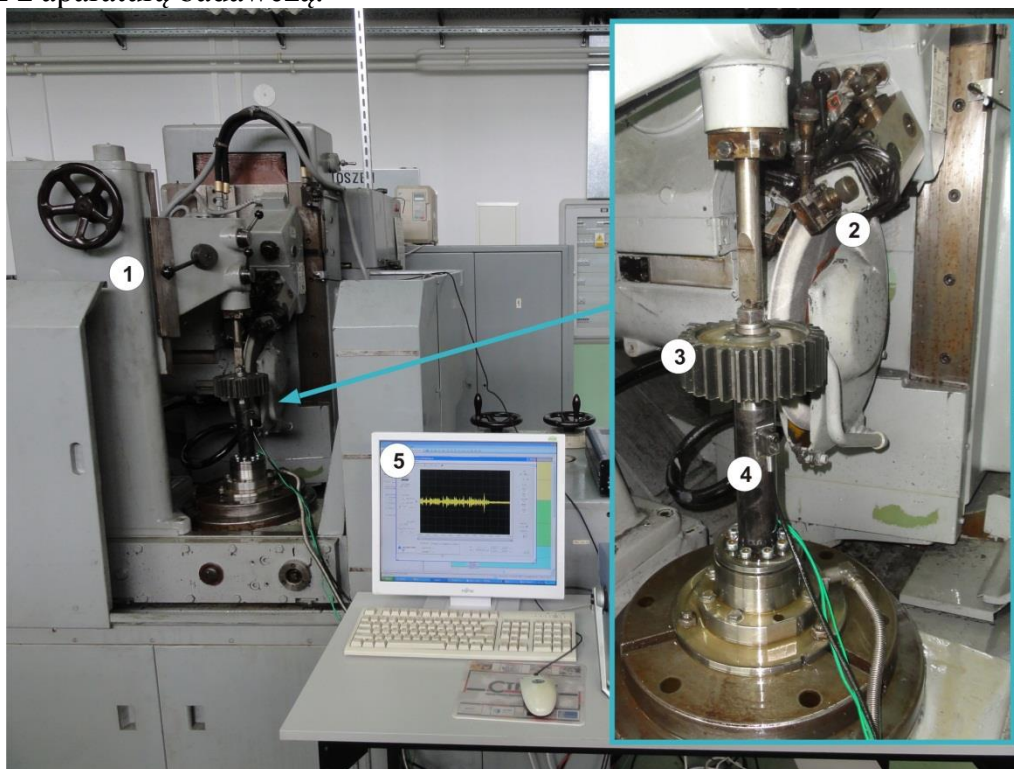
Jednym z uszkodzeń warstwy wierzchniej całkowicie dyskwalifikującym obrabiany przedmiot z eksploatacji są przypalenia szlifierskie. Pojęciem przypalenia szlifierskiego określa się zazwyczaj zmieniony stan struktury szlifowanej WW przedmiotu obrabianego powstały w wyniku zewnętrznego, termicznego oddziaływania strefy styku ściernicy z przedmiotem obrabianym [4, 5, 6]. W procesie szlifowania występują krótko-czasowe ciepłe i mechaniczne obciążenia, zależące od wielkości parametrów technologicznych, które oddziałują na przedmiot obrabiany [4]. Podczas szlifowania stali obrabianych cieplnie, w wyniku dużego obciążenia termicznego może dochodzić do powstawania zmian w strukturze materiału WW w postaci odpuszczenia lub wtórnego zahartowania. Wtórne zahartowanie powodowane jest silnym nagraniem WW powyżej temperatury występowania austenitu i szybkim schładzaniem w wyniku działania cieczy obróbkowej, krótkim czasem styku ściernicy z przedmiotem obrabianym oraz odprowadzaniem ciepła do wnętrza przedmiotu [4]. Strefy wtórnie zahartowane zawierają nieodpuszczony martenzyt, który w procesie trawienia widoczny jest jako tzw. „biała warstwa”. Warstwa ta charakteryzuje się dużą twardością oraz dużą kruchością [4]. Natomiast podczas

szlifowania, na skutek przedostawania się ciepła do przedmiotu obrabianego mogą również wystąpić obszary materiału odpuszczonego. Obszary te mogą powstawać również poniżej wtórnie zahartowanej warstwy, gdy występują temperatury niższe niż wymagane do austenitowania struktury.

Niezależnie do rodzaju powstałego przypalenia szlifierskiego wpływa ono negatywnie na właściwości eksploatacyjne warstwy wierzchniej powodując przede wszystkim obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej [5, 7]. Na skutek tego następuje przyspieszone zużycie powierzchni, co w konsekwencji prowadzi do uszkodzenia całego mechanizmu, np. przekładni zębatej. Biorąc powyższe pod uwagę przypalenia szlifierskie powinny być wykrywane w trakcie trwania procesu szlifowania, aby nie dopuścić do eksploatacji uszkodzonego termicznie wyrób.

3. Stanowisko badawcze

Stanowisko badawcze, które wykorzystano do przeprowadzenia badań doświadczalnych zostało zbudowane w Katedrze Technik Wytwarzania i Automatyzacji Politechniki Rzeszowskiej na bazie szlifierki do kół zębatach NILES NSTZ-630, która widoczna jest na rys. 3 wraz z aparaturą badawczą.



Rys. 3. Widok stanowiska badawczego: 1 – szlifierka Niles NSTZ-630, 2 – ściernica, 3 – przedmiot obrabiany, 4 – czujnik AE, 5 –komputer rejestrujący sygnały.

Szlifierka została doposażona w układ pomiaru emisji akustycznej w postaci czujnika AE firmy Kistler, typ 8152B2 wyposażonego w wzmacniacz ładunku i konwerter RMS typ 5125B1. W prowadzonych badaniach rejestrowano wartość amplitudy sygnału emisji akustycznej, mierzoną przez czujnik AE, filtrowaną filtrem pasmowo-przepustowym wchodzącym w skład konwertera 5125B1 firmy Kistler a następnie rejestrowaną za pomocą 12-bitowej karty pomiarowej A/D firmy Acquitek z częstotliwością próbkowania 2 MHz (częstotliwość próbkowania została dobrana z uwzględnieniem kryterium Nyquista, częstotliwości pracy czujnika oraz zakresu filtrowania). Wszystkie dane pomiarowe

zapisywano w pamięci komputera w postaci binarnej a następnie dane konwertowano w programie MATLAB do postaci umożliwiającej dalsze ich przetwarzanie i analizę.

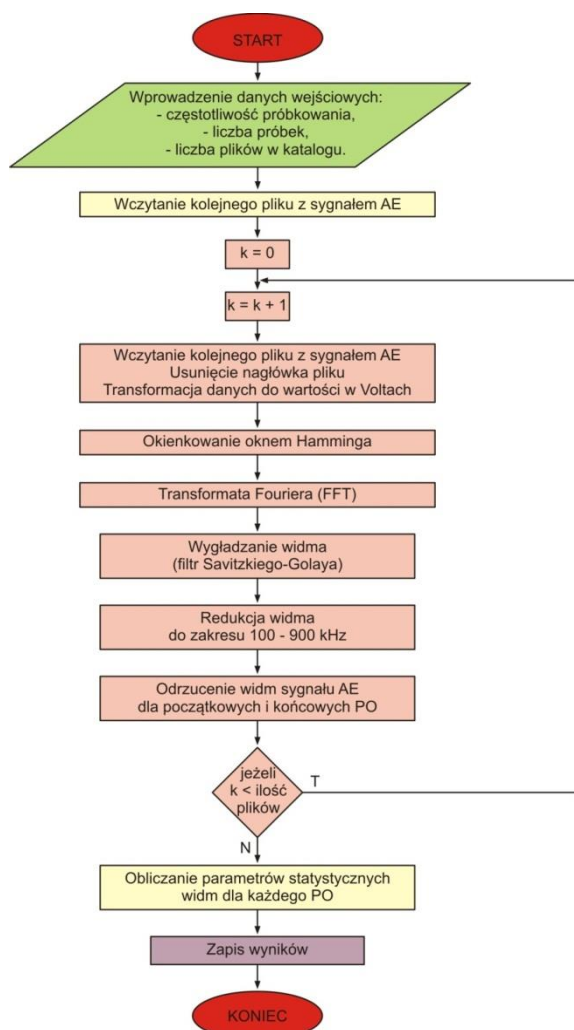
Szlifowano walcowe koła zębate o module $m=5$ i zębach prostych o liczbie $z=28$. Koła zębate wykonane były ze stali do nawęglania 20MnCr5 poddanej nawęglaniu o twardości 57 HRC. Proces obróbki realizowany był ściernica elektrokorundową o spoiwie ceramicznym z udziałem oleju obróbkowego. Dla ustalonych parametrów technologicznych ściernica osiągała koniec okresu trwałości pod koniec szlifowania zębów drugiego koła zębatego. W jednej próbie szlifowane były dwa koła zębate, łącznie 56 zębów. Po zakończeniu procesu szlifowania każde koło zębate poddawane było procesowi trawienia „nitalem” w celu identyfikacji uszkodzeń warstwy wierzchniej.

4. Analiza wyników badań doświadczalnych

Każdy katalog zawierał zbiór plików, z których każdy posiadał zapis sygnału AE dla jednego przejścia obwiedniowego w formacie binarnym, dlatego opracowano metodę przetwarzania i analizy danych w celu uzyskania jednej macierzy wyników dla obróbki jednego boku zęba. Na rys. 4 przedstawiono algorytm przetwarzania danych pomiarowych. W pętli głównej programu przetwarzano kolejno pliki zawierające sygnały z wszystkich przejść obwiedniowych kształtujących zarys zęba.

Następnie przed przejściem na zakres częstotliwościowy przeprowadzono okienkowanie sygnału wykorzystując do tego celu okno Hamminga [8]. Pozwoliło to na uniknięcie zniekształceń sygnału przy późniejszej transformacji Fouriera (FFT). Z tak przygotowanych danych tworzono widmo częstotliwościowe za pomocą transformacji FFT. Ponieważ otrzymany rozkład jest zaszumiony stąd konieczne jest przeprowadzenie wygładzania (filtrowania) danych. Filtrem dającym mały błąd przybliżenia i dobre wygładzanie danych jest filtr Savitzky'ego i Golaya działający na zasadzie wygładzania danych wielomianem ortogonalnym [8]. Parametry filtrowania zostały tak dobrane, aby uzyskać maksymalną redukcję błędów przypadkowych i zminimalizować wprowadzenie błędów systematycznych. Na podstawie danych literaturowych dobrano wartości parametrów filtrowania: stopień wielomianu aproksymującego $j=3$ oraz szerokość okna uśredniania 201.

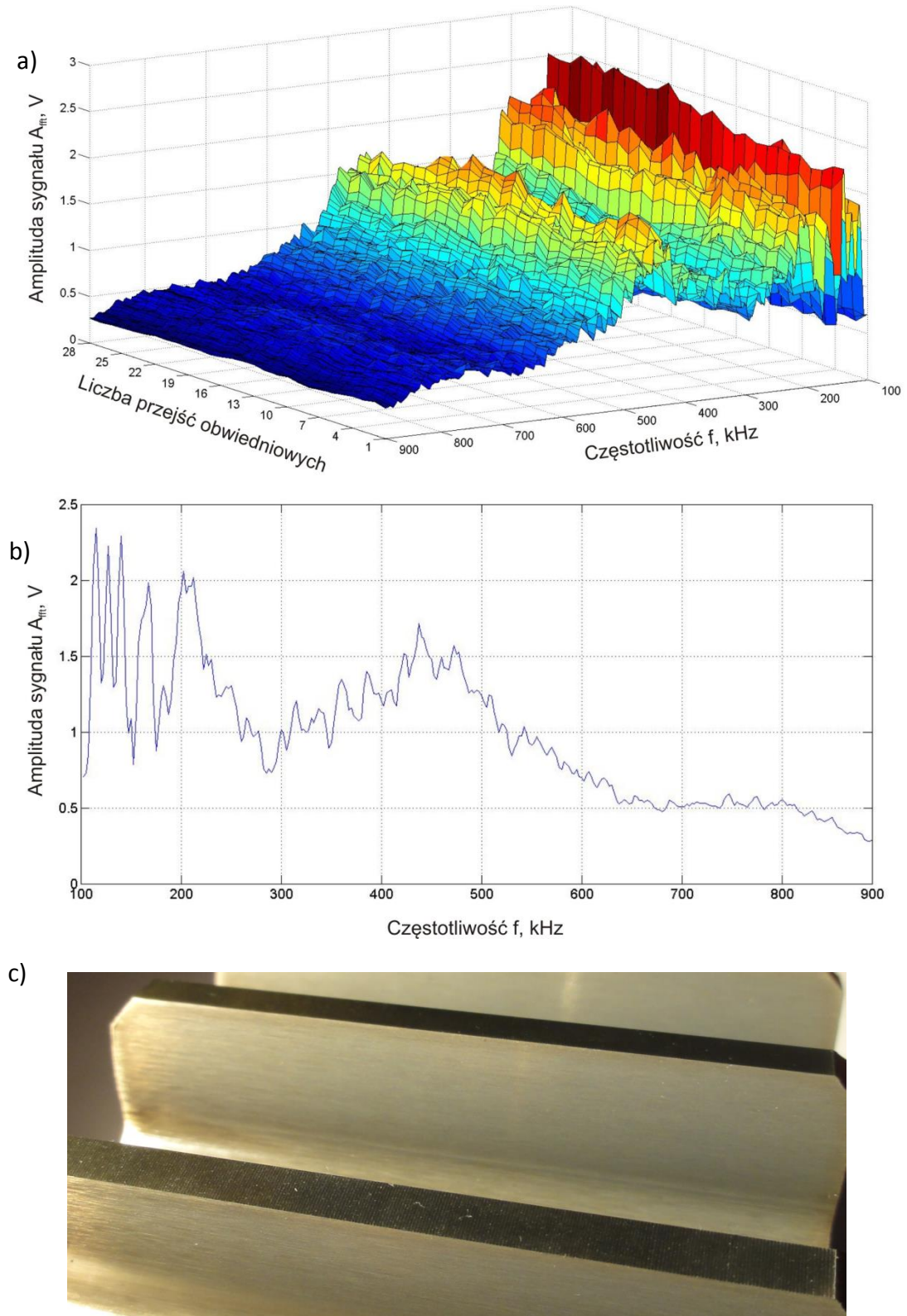
Tak odfiltrowany rozkład widmowy sygnału AE poddawany był normalizacji w celu sprowadzenia wszystkich widm częstotliwościowych powstających w kolejnych przejściach obwiedniowych do jednego poziomu. Każde widmo częstotliwościowe normalizowano jego wartością średnią. Zastosowano tą metodę normalizacji widma amplitudowego, aby uniezależnić wartości amplitud sygnału od niemożliwych do przewidzenia niekontrolowanych zmian pola przekroju warstwy skrawanej, które mogą być wynikiem odkształceń powstałych w obróbce cieplnej bądź wynikać z wstępnego kształtowania uzębienia np. frezowania obwiedniowego. Z uwagi na to, że sygnał AE filtrowany był sprzętowo w zakresie $100 \div 900$ kHz, widmo spoza tego zakresu nie było brane pod uwagę. Ostatnim etapem działania głównej pętli programu był zapis widm z każdego PO do jednej zbiorczej macierzy. Tak przetworzone dane poddawane były dalszej analizie.



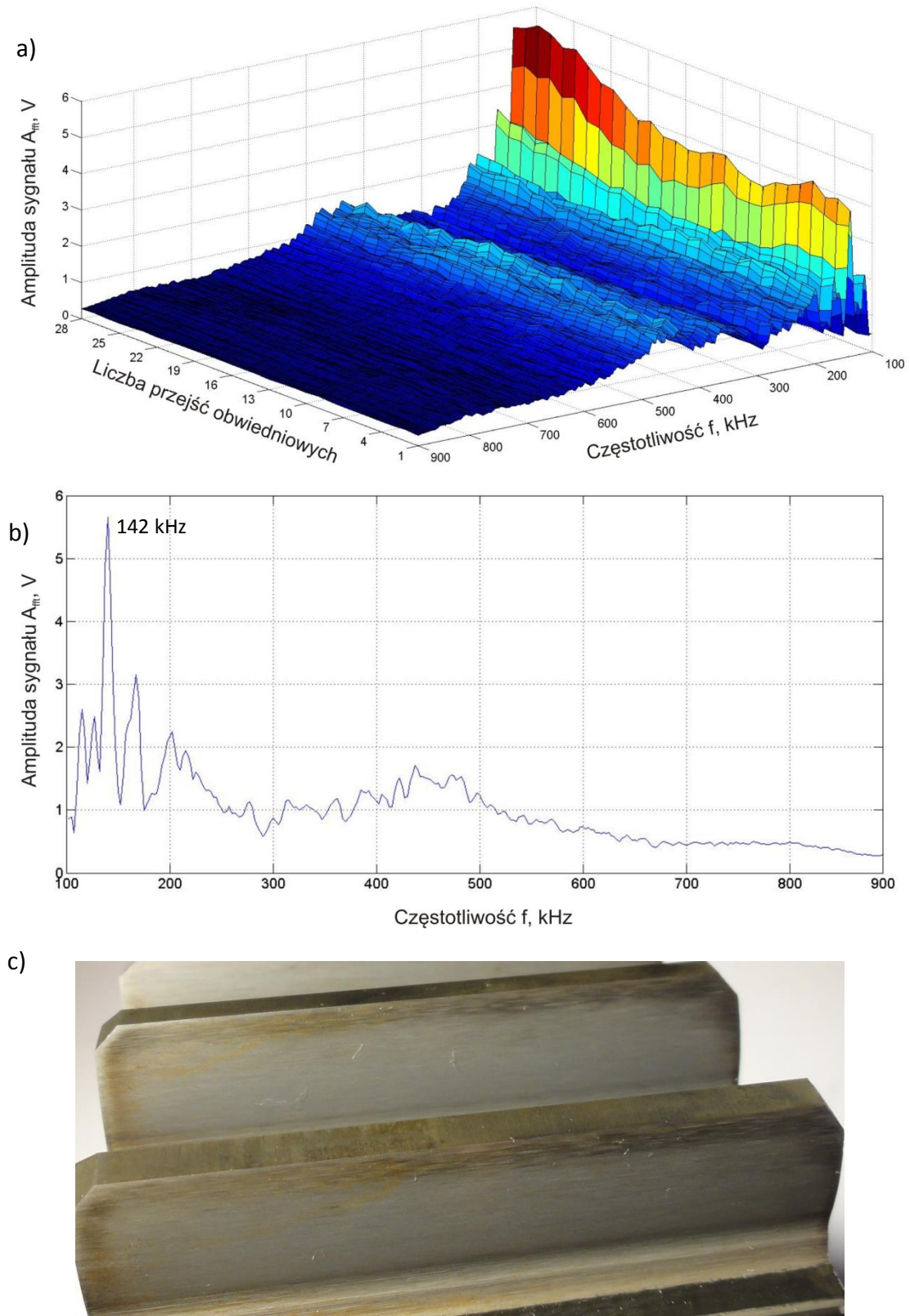
Rys. 4. Algorytm przetwarzania sygnału AE

W jednej próbie szlifowano 56 zębów (2 koła zębate) aż do utraty właściwości skrawnych przez ściernicę. Podczas szlifowania pierwszego koła zębatego proces szlifowania przebiegał prawidłowo i nie stwierdzono występowania żadnych przypaleń szlifierskich. Na rys 5a przedstawiono przykładowy rozkład widma sygnału AE dla wszystkich przejść obwiedniowych kształtujących zarys 20-ego zęba. Z przedstawionych widm wynika, że w zakresie wszystkich przejść obwiedniowych nie występują istotne zmiany w widmie sygnału AE. Ponadto na rys 5b przedstawiającym wybrane widmo sygnału AE zaobserwować można, że sygnał AE posiada największą amplitudę w niskich częstotliwościach do 600 kHz, gdzie wyróżnić można dwa zakresy $100 \div 300$ kHz oraz $350 \div 550$ kHz.

Pod koniec okresu trwałości ściernicy zaczęły pojawiać się przypalenia szlifierskie. Na rys. 6c przedstawiono przypalenie w okolicy głowy zęba o charakterze odpuszczenia materiału WW. Na rys. 6a przedstawiono rozkłady widmowe zarejestrowane podczas obróbki uszkodzonego zęba z widocznym wzrostem amplitudy sygnału w niskich częstotliwościach począwszy od 20-ego PO. Porównując rozkład widmowy z rys. 5b z rozkładem z rys. 6b można zaobserwować wyraźny wzrost amplitudy sygnału w zakresie $100 \div 200$ kHz, podczas gdy w pozostałej części widma wzrost jest niezauważalny. Wzrost ten obserwuje się dla wszystkich rozkładów widmowych utworzonych z sygnału zarejestrowanego w przejściach obwiedniowych, w których występowało przypalenie szlifierskie.



Rys. 5. Widmo sygnału AE bez przypaleń: a) widmo częstotliwościowe dla wszystkich przejsć obwiedniowych kształtujących jeden ząb, b) widmo częstotliwościowe dla jednego PO, c) powierzchnia boczna zęba bez przypaleń

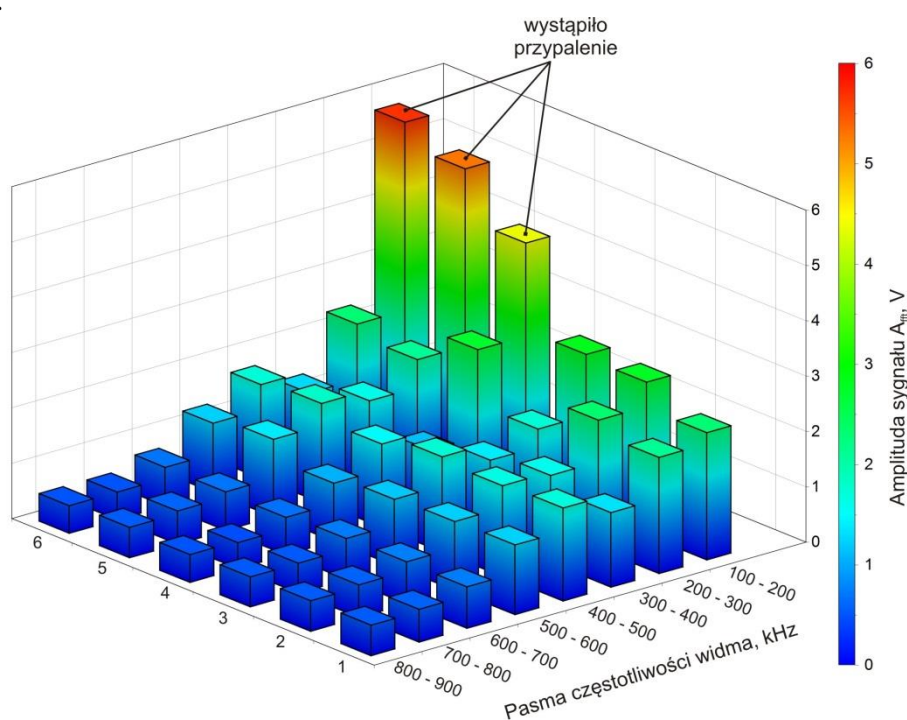


Rys. 6. Widmo sygnału AE z przypaleniem w okolicy głowy zęba: a) widmo częstotliwościowe dla wszystkich przejść obwodniowych kształtujących jeden ząb, b) widmo częstotliwościowe dla jednego PO, c) widok przypalenia szlifierskiego

Z rozkładów widmowych sygnału AE zarejestrowanych podczas szlifowania zębów uszkodzonych termicznie wynika, że niezależnie od rodzaju powstałego przypalenia szlifierskiego występuje taki sam charakter zmian widma sygnału AE. Odnotowuje się

wyraźny wzrost amplitudy sygnału AE w zakresie częstotliwości $100 \div 200$ kHz. Takie same zmiany w widmie częstotliwościowym zaobserwowano również w przypadku występowania przypaleń szlifierskich, które uzyskano zwiększając dosuw do wartości $a_e = 0,1$ mm. Przypalenia szlifierskie powstały nie na skutek zużycia ściernicy, lecz w wyniku zwiększonego naddatku obróbkowego. Potwierdza to fakt, że wzrost amplitudy w niskich częstotliwościach ma związek z powstawaniem przypaleń szlifierskich niezależnie od przyczyny ich powstania.

We wszystkich przypadkach wystąpienia przypalenia szlifierskiego zaobserwowano wzrost energii sygnału w niskich częstotliwościach jednakże maksymalne amplitudy pojawiają się dla różnych częstotliwości. Z uwagi na to przeanalizowano widmo częstotliwościowe pasmami, co 100 kHz analizując maksymalne amplitudy. Na rys. 7 zestawiono wartości maksymalne amplitudy w poszczególnych pasmach widma sygnału AE dla PO, w których wystąpiło przypalenie szlifierskie i dla tych, w których przypalenia nie stwierdzono.

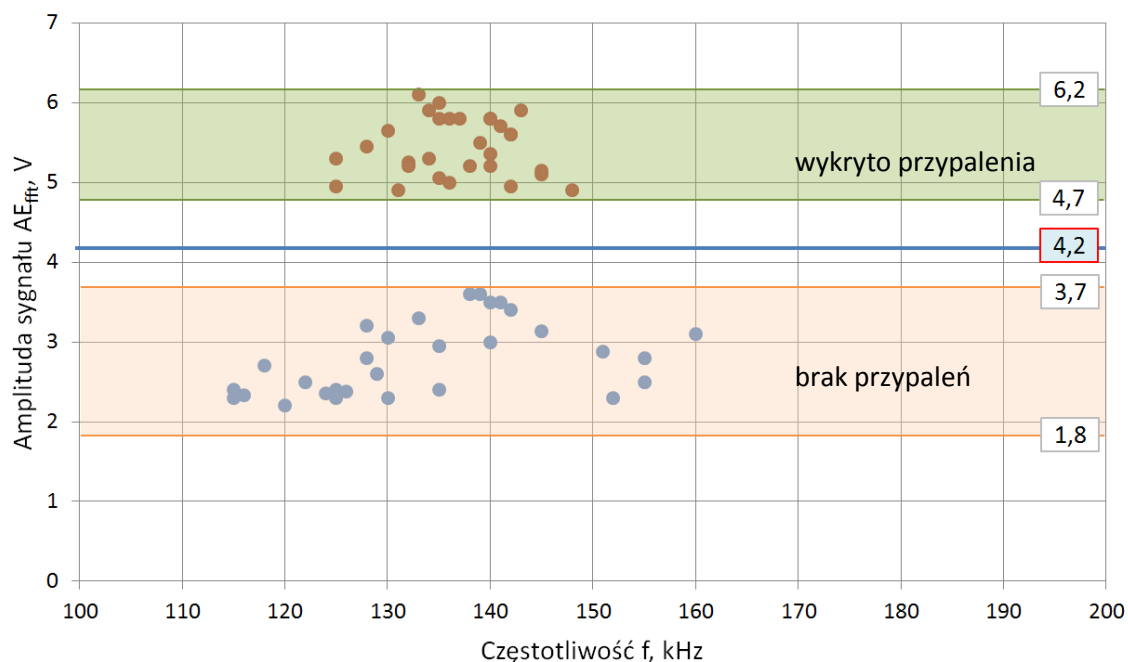


Rys. 7. Maksymalne wartości amplitud sygnału AE w pasmach, co 100 kHz

Z przedstawionych wyników badań zmian widma sygnału AE w określonych pasmach częstotliwości można wywnioskować, że:

- najlepszym kryterium oceny występowania przypaleń szlifierskich jest wartość maksymalnej amplitudy sygnału w paśmie $100 \div 200$ kHz,
- amplituda sygnału AE_{fft} w przypadku występowania przypaleń szlifierskich jest prawie 2-krotnie wyższa niż w procesie bez widocznych przypaleń.

W celu określenia wartości granicznej maksymalnej amplitudy sygnału AE_{fft} , przy której występują przypalenia szlifierskie, przeprowadzono analizę statystyczną obliczonych maksymalnych wartości amplitud AE_{fft} w paśmie $100 \div 200$ kHz. Obliczone wartości podzielono na dwie grupy. Pierwsza grupa zawierała 30 maksymalnych wartości amplitud AE_{fft} dla zębów, w których wystąpiły przypalenia szlifierskie, natomiast druga grupa składała się z 30 amplitud dla zębów bez przypaleń. Każdą z grup poddano analizie statystycznej obliczając przedziały ufności i przyjmując poziom istotności $\alpha = 0,05$. Otrzymane przedziały ufności przedstawiono na rys. 8.



Rys. 8. Maksymalne wartości amplitud sygnału AE w paśmie 100 ÷ 200 kHz

Z przeprowadzonych obliczeń wynika, że przedziały ufności nie pokrywają się, co pozwala na określenie wartości granicznej amplitudy sygnału AE_{fft} stanowiącej jednoznaczne kryterium występowania przypaleń szlifierskich. Przyjęto, że jej wartość określana jest jako parametr P_p i wyraża się zależnością:

$$P_p > \frac{\mu_{g \min} + \mu_{d \max}}{2}, \quad (1)$$

gdzie: $\mu_{g \min}$ – dolna wartość przedziału ufności amplitud sygnału AE dla występowania przypaleń szlifierskich, $\mu_{d \max}$ – górna wartość przedziału ufności amplitud sygnału AE bez występowania przypaleń szlifierskich.

Oznacza to, że gdy $P_p > 4,2$, to występuje przypalenie szlifierskie z prawdopodobieństwem $p = 0,95$. Ponadto zaobserwowano, że maksymalna wartość amplitudy określana parametrem P_p występuje w węższym obszarze częstotliwości niż 100 ÷ 200 kHz. Dla zarejestrowanych przypadków, występowanie przypaleń powodowało wzrost amplitud sygnałów harmonicznych w paśmie 120 ÷ 150 kHz.

5. Podsumowanie

W niniejszym opracowaniu przedstawiono metodę nadzorowania stanu warstwy wierzchniej powierzchni bocznych uzębień kształtowanych w procesie szlifowania, wykorzystującą jako sygnał diagnostyczny emisję akustyczną. Metoda ta nie wymaga praktycznie żadnych zmian konstrukcyjnych szlifierki, a obecnie produkowane czujniki sygnału AE są stosunkowo tanie i bardzo odporne na oddziaływania zewnętrzne. Zastosowanie tej metody wymagało opracowania specjalnej procedury przetwarzania i analizy sygnału AE w dziedzinie częstotliwości. Analiza ta była niezbędna do określenia odpowiedniego parametru sygnału koniecznego do wykrywania termicznych uszkodzeń szlifowanych przedmiotów w trakcie trwania procesu obróbki.

Literatura

1. Żyłka Ł., Żyłka W. M.: Nowoczesne metody wykrywania przypaleń szlifierskich. Kwartalnik techniczny Obróbka metalu. Nr 2/2010
2. Kruszyński B. W.: Model of Gear-Grinding Process. Annals of the CIRP Vol. 44/1/1995
3. Kruszyński B.: Surface integrity in grinding. The technical university press. Łódź 2001
4. Malkin S., Changsheng G.: Grinding technology. Theory and Applications of Machining with Abrasives. Industrial Press, 2008
5. Burakowski T., Wierzchoń T.: Inżynieria powierzchni metali. WNT Warszawa 1995
6. Saxler W.: Erkennung von Schleifbrand durch Schallemissionsanalyse. VDI-Verlag, Aachen, 1997
7. Bausch T.: Innovative Zahnradfertigung. Expert-Verlag GmbH. Renningen 2010
8. Zieliński T. P.: Cyfrowe przetwarzanie sygnałów. WKiŁ Warszawa 2005

МОНИТОРИНГ ЗУБОВ ШЛИФОВАЛЬНЫЕ КРУГИ СЖИГАЕТ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ СИГНАЛА

Абстракт

В данной работе представлены метод контроля состояния поверхностного слоя боковой поверхности цилиндрических зубчатых колес полированной Найлз, используя сигнал акустической эмиссии сгенерированный в процессе обработки. Этот метод является выявление возникновения ожогов в поверхностном слое почвы передач и тем самым заменяя дорогостоящие и громоздкие методы мониторинга состояния поверхностного слоя после измельчения. Проведенные экспериментальные исследования процесса измельчения зубы вместе с мониторинга поверхностного слоя путем травления Nital. Исполняет спектральный анализ сигнала акустической эмиссии и продемонстрировали влияние появлением шлифовальных ожогов на амплитуды сигнала в области низких частот. Определяется порог амплитуды определения момент шлифовальных ожогов.

MONITORING OF TEETH GRINDING WHEELS burns CYLINDRICAL BY ACOUSTIC EMISSION SIGNAL

Abstract

In this paper presents a method for monitoring the status of the surface layer of the lateral surface of the cylindrical gear wheels polished Niles by using acoustic emission signal generated during machining. This method aims to detect occurrence of burns in the surface layer of ground gears and thereby replacing the costly and cumbersome methods for monitoring the state of the surface layer after grinding. Conducted experimental studies of the process of grinding the teeth together with monitoring of the surface layer by etching Nital. Performed spectral analysis of acoustic emission signal and demonstrated the impact of the emergence of grinding burns on the amplitude of the signal in the low frequency range. Determined threshold amplitude defining moment of the grinding burns.

POWIĘKSZENIE TRWAŁOŚCI TULEJI CYLINDROWYCH OKRĘTOWYCH SILNIKÓW SPALINOWYCH METODĄ TŁUMIENIA ICH DRGAŃ

VALISHIN Alexander²⁴

Słowa kluczowe: zniszczenie erozyjne, układ chłodzenia, okrętowy silnik spalinowy, tuleja cylindrowa, tłumnik drgań antyrezonansowy, elementy sprężyste, model matematyczny, kołnierz tuleji cylindrowej, wytrzymałość zmęczeniowa.

Zaproponowano sposób obniżenia parametrów drgań tulei cylindrowych okrętowych silników spalinowych przez wykorzystanie tłumników drgań, tłumiących drgania tulei poprzez stworzenie antyrezonansu. Przytoczono metodę obliczenia tłumników na podstawie opracowanego modelu matematycznego. Pokazano, że skuteczność tłumienia jest tym wyższa, im niższa jest wielkość stała tłumienia ekwiwalentnego zestawu elementów sprężystych, wchodzącego w skład tłumnika. Przeprowadzone doświadczenia eksperymentalne wykazały, że instalowanie tłumnika antyrezonansowego obniża wielkości drgań tulei cylindrowych do znaczeń zerowych i więc zapobiega zniszczeniom erozyjnym przy kawitacji w system chłodzenia silników, a też obniża obciążenia przemienne w kołnierzach tulei cylindrowych i zwiększa czas ich wytrzymałości zmęczeniowej.

1. Wstęp

Praktyka światowego budowania silników spalinowych dla obniżenia wielkości drgań tulei cylindrowych opracowała cały szereg metod, najbardziej rozpowszechnionymi z których jest podniesienie twardości samych tulei kosztem powiększenia grubości ich ścianek, a również podniesienie sztywności osadzania tulei w bloku cylindrowym. Analiza skuteczności tych metod wskazuje, że one nie zawsze pozwalają osiągnąć potrzebny wynik. Dlatego w celu rozwiązania problemu podniesienia długotrwałości tulei cylindrowych okrętowych silników spalinowych konieczne jest opracowanie zasadniczo nowych metod, pozwalających obniżyć wielkości drgań tulei do znaczeń, przy których nie powstają warunki do stworzenia procesów kawitacyjnych w środowisku chłodzącym silnika i nie powstają naprężeń krytycznych w metalu kołnierzy oporowych tulei.

2. Opracowanie metody obniżenia wielkości drgań tulei cylindrowych

Analiza sposobów obniżenia drgań tulei cylindrowych pokazuje, że stosowanie każdego z nich osobno nie jest możliwe. W taki sposób zmniejszenie wibroaktywności źródeł drgań tulei cylindrowych współczesnych silników jest problemem bardzo złożonym, uwzględniając to, że źródłami drgań tulei stają się impulsy uderzeniowe tłoka i pulsacja ciśnienia gazów w cylindrze. Tendencją budowania współczesnego morskiego silników spalinowych jest stworzenie średnio- i wysokoobrotowych bezwodzikowych maszyn z wysokimi parametrami procesu roboczego i niewielką właściwą wagą, drgania tulei cylindrowych w których stają się w ich eksploatacji kwestią problemową.

Opracowanie obniżenia dynamicznego wielkości parametrów drgań tulei cylindrowych w okrętowych silnikach spalinowych jest możliwe za pomocą instalowania tłumnika drgań między tuleją a blokiem cylindrowym. Celem takiej instalacji jest tłumienie powstających podczas pracy silnika drgań tulei. Tłumnik drgań powinien zapewniać taki tryb pracy, przy

²⁴ Akademia Morska w Szczecinie, Wydział Mechaniczny, Katedra Diagnostyki i Remontów Maszyn

którym odkształtnie materiału tulei cylindrowej i reakcja elementów sprężystych tłumnika, będą zgodzić się pod względem wielkości i skierowane w kierunku przeciwnym. Takim typowi tłumników drgań odpowiada tłumnik jednoosiowy. I odpowiednio, przy przyjętym warunku równości czynników siłowych tulei a tłumnika reakcję oddziaływania tulei na tłumnik można wyrazić przez jego odkształcenie :

$$R = c\delta + b\dot{\delta} \quad (1)$$

gdzie: δ - odkształcenie elementów sprężystych tłumnika,

c – sztywność elementów sprężystych,

b –stała tłumienia.

Praktyka projektowania tłumników wskazuje, że obniżenie drgań części bronionej będzie znacznie skuteczne, jeżeli urządzenie tłumające wykonuje się w charakterze połączenia kilku elementów sprężystych. Oprócz tego, w szeregu badań, m.in w pracach W.

Czernyszowa [1], zaznaczono znaczne obniżenie parametrów drgań części bronionej przy dzieleniu elementów sprężystych przez masy pośrednie. W tym przypadku określenie reakcji R elementów sprężystych, tworzących połączenie, może być określone zależnością (1), ale znaczenia sztywności i stałą tłumienia zastępują się wielkościami ekwiwalentnymi:

$$c_i = \frac{1}{\sum c_i} \quad i \quad b_i = \frac{1}{\sum b_i}, \quad (3)$$

gdzie: C_i, b_i – sztywność i stała tłumienia i -go elementa sprężystego.

Obliczenie tłumnika złożonego wygodniej przeprowadzać z wykorzystaniem metody macierzy przenoszenia [11]. Metoda przewiduje dzielenie elementa sprężystego tłumnika na składniki osobne, to chodzi o wykorzystaniu zestawu elementów sprężystych. Przy wykorzystaniu macierzy przenoszenia stan dynamiczny dla każdego odcinka będzie charakteryzować się przesunięciem ζ_i i ζ_{i+1} go przekrojów granicznych i siłami P_i i P_{i+1} . Wskutek liniowości systemu wielkości przesunięć i sił są związane przez system wzorów:

$$\left. \begin{aligned} \zeta_{i+1} &= a_{11} \zeta_i + a_{12} P_i \\ P_{i+1} &= a_{21} \zeta_i + a_{22} P_i \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

które są ekwiwalentne równości macierzy

$$\zeta_{i+1} = A_i \zeta_i$$

gdzie :

$$\zeta_i = \begin{Bmatrix} \zeta_i \\ P_i \end{Bmatrix}, \quad \zeta_{i+1} = \begin{Bmatrix} \zeta_{i+1} \\ P_{i+1} \end{Bmatrix}, \quad A_i = \begin{Bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{Bmatrix}$$

Macierza A_i jest macierzą przenoszenia jednostki zestawu sprężystego od przekroju i do przekroju $i + 1$. Dla elementu tłumnika sprężysto - lepkiego macierz przenoszenia ma wygląd:

$$A_i = \begin{Bmatrix} 1 & (c + bp)^{-1} \\ 0 & 1 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

gdzie p - operator różnicowania (d/ dt).

Dla kolejnie połączonych sprężystych elementów macierz wypadkowa będzie określona jak iloczyn macierzy przenoszeń wszystkich elementów sprężystych.

$$A = \prod_{i=1}^n A_i = \begin{Bmatrix} 1 & \sum_{i=1}^n (c_i + b_i p)^{-1} \\ 0 & 1 \end{Bmatrix} \quad (7)$$

Jeżeli elementy sprężyste, wchodzące w skład tłumnika są jednakowe, znaczenia ekwiwalentne stałych sztywności i tłumienia określają się jako iloraz z dzielenia wielkości stałych wszystkich jednostek sprężystych na ich liczbę w zestawie tłumnika (n).

$$c_e = c/n \quad b_e = b/n \quad (8)$$

Z uwzględnieniem przedstawionego, rozwiązanie systemu równań różniczkowych (4) prowadzi do wzoru:

$$\zeta = C_1 e^{\frac{c_e t}{b_e}} \quad (9)$$

gdzie C_1 – stała dowolna.

Określając stałą dowolną dla warunków granicznych

$$\left. \begin{array}{l} \zeta_0 = \zeta_{wst} \\ t = t_0 \end{array} \right| t=0,$$

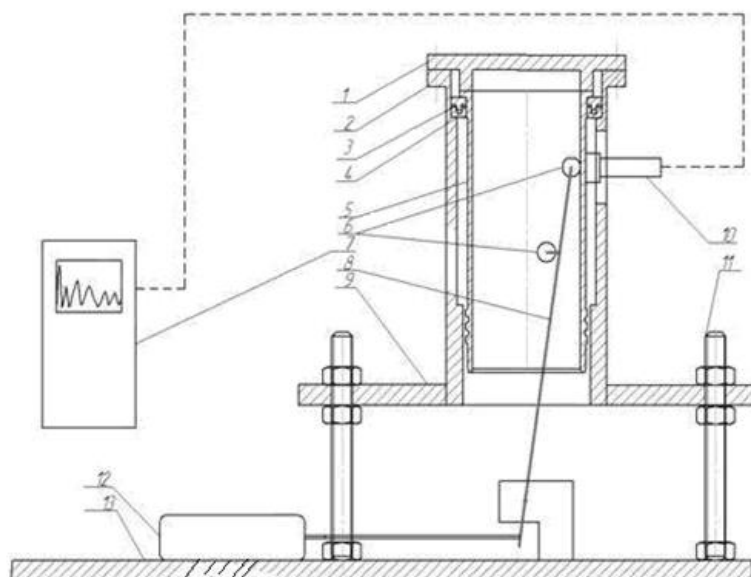
uzyskujemy że stała dowolna C_1 w chwili początkowej będzie równa ζ_{wst} i ostateczny wynik równania (9) będzie wyglądał w następujący sposób:

$$\zeta = \zeta_{wst} e^{(-c_e/b_e)t} \quad (10)$$

gdzie ζ_{wst} – odkształcenie wstępne elementów sprężystych tłumnika w chwili skręcania śrub głowicy cylindrowej.

Analiza równania (10) pokazuje, że skuteczność tłumnika drgań będzie tym wyższa, im mniejsza będzie wielkość stałą ekwiwalentnej (b_e). W tym przypadku tłumnik zaczyna pracować z tuleją cylindrową jak tłumnik dynamiczny, gwałtownie obniżając wielkości drgań tulei. Istotny wpływ na obniżenie wielkości drgań okazuje włączenie masy pośredniej między elementami sprężystymi tłumnika. W tym przypadku tryb pracy tłumnika zbliża się do dynamicznego. W ten sposób, został opracowany tłumnik, składającą się z zestawu elementów sprężystych, podzielonych przez masy pośrednie [6]. Elementy sprężyste lokowały się we wpustu obejmmy dolnej tłumnika, lecz sama obejmka była zaprasowywana ze wciskiem do wytaczania walcowego w bloku cylindrów. Górna obejmka tłumnika ze wciskiem była naprasowywana na tuleję cylindrową pod kołnierzem sadzeniowym i swoim występem cylindrycznym wchodziła ona do wpustu obejmmy dolnej. Uszczelki sprężyste znajdowały się między górną i dolną obejmkami i sciskały się w chwili skręcania śrub głowicy cylindrowej. Rolę mas pośrednich wypełniali płytki z folii metalowej.

Opracowana konstrukcja tłumnika drgań przechodziła przez doświadczenie na stanowisku eksperymentalnym, modelującym drgania tulei cylindrowej silnika spalinowego 4 Ч 8,5 / 11, przedstawione na rys.1.



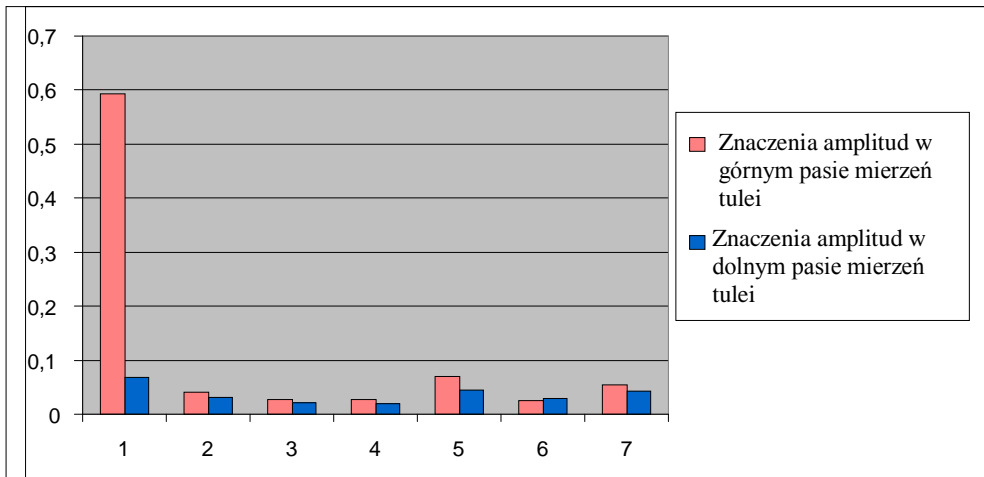
Rys.1 Stanowisko eksperymentalne

1-głowica cylindra; 2-płaszcz cylindra; 3-obejma górna; 4-obejma dolna; 5-tuleja cylindrowa; 6-bijniki górny i dolny; 7- wibrometr TV-300; 8- sworzeń; 9-płyta oporowa; 10-czujnik drgań TSV-01; 11- śruby; 12- wibrator; 13- płyta fundamentowa.

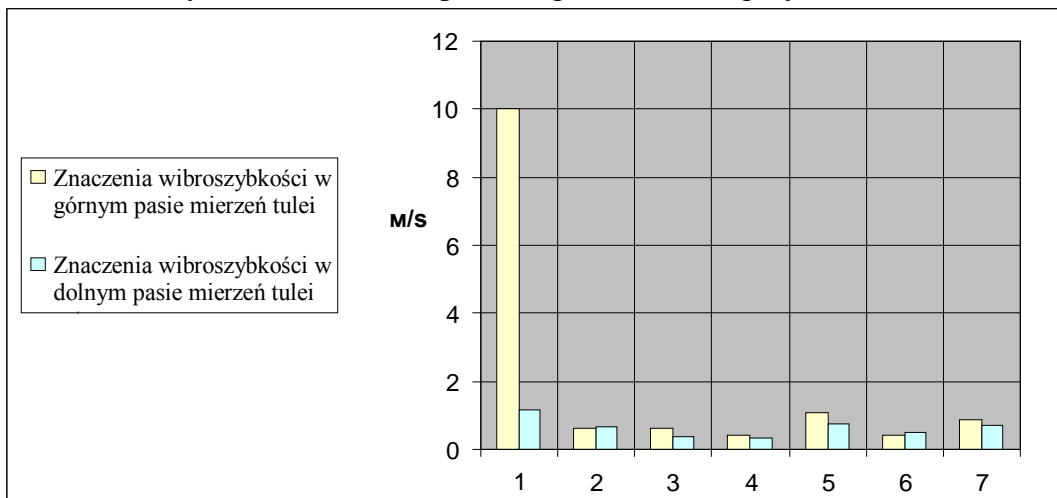
Stanowisko eksperymentalne się posiadało następujące elementy: tuleję cylindrową silnika 4 Ч 8,5 / 11, wibrator, płaszcz tulei cylindrową, imitujący blok cylindrowy. Osadzenie tulei w płaszczu urzeczywistniało się za pomocą obejm tłumnika usadzonych ze wciskiem na tulei cylindrowej i w wytaczeniu walcowym płaszcza. Wibrator wywoływał impulsy uderzeniowe w górnej i dolnej części tulei cylindrowej, wzbudzając w niej drgania o częstotliwości 50 Hz.

W trakcie doświadczeń w charakterze sprężystych elementów między obejmami tłumnika wykorzystawały się uszczelki z paronita marki PON (6); polimeru fluorowego 4 (GOST 10007-80), odpornej na temperaturę gumy B - 14 (TU 381051082-86) i silikonu. Dla sprawdzania skuteczności tłumienia za pomocą zestawu elementów sprężystych, rozdzielonych masami pośrednimi, przeprowadzał się eksperyment porównawczy pracy tłumnika z uszczelkami sprężystymi jednolitymi z gumy i paronita z analogicznymi do grubości zastawami uszczelki gumowych i paronitowych ($\delta = 1$ mm), przedzielonych folią metalową. Grubość sumaryczna ustalonych uszczelki zmieniała się od 3 do 4 mm.

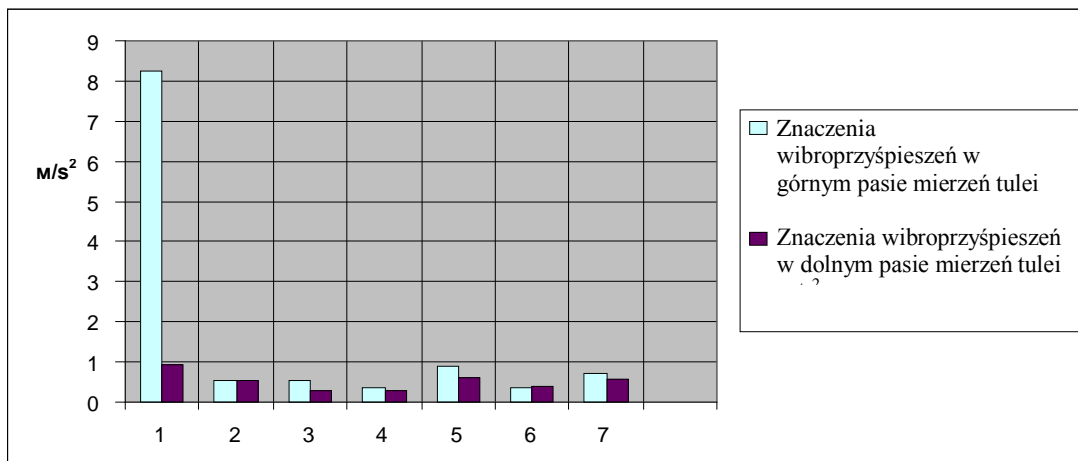
W trakcie eksperymentu odbywało się mierzenie parametrów drgań tulei (wibroprzyspieszenia, wibroszybkości i amplitudy) w płaszczyźnie uderzenia bijnika górnego, a także w płaszczyźnie uderzenia bijnika dolnego, przy czym pomiary w każdej płaszczyźnie odbywały się w kierunkach wzajemnie prostopadłych. Zaciąganie głowicy cylindrowej odpowiadało standardowemu. Mierzenie amplitudy drgań tulei cylindrowej, szybkości i wibroprzyspieszenia drgań odbywało się za pomocą wibrometra TV - 300 z czujnikiem wibracji TSV-01. Wyniki wymiarów byli otrzymywany na wibrometrze w charakterze spektrogram i znaczeń liczbowych, które przekazywany i opracowywany przez komputer osobisty. Mierzenie częstotliwości drgań tulei cylindrowej odbywało się za pomocą oscylografa, otrzymującego sygnał od czujnika TSV-01. Wyniki eksperymentu przytoczono w postaci diagram na rysunkach 2, 3 i 4.



Rys. 2. Znaczenia amplitud drgań tulei w eksperymencie.



Rys. 3 Znaczenie wibroszybkości drgań tulei w eksperymencie.



Rys.4 Znaczenia wibroprzyspieszeń drgań tulei w eksperymencie.

Tabela 1. Wyniki pomiarów parametrów drgań tulei cylindrowej silnika spalinowego 4 Ч 8,5/11 z różnymi elementami sprężystymi (górný pas pomiarów)

Typ uszczelk sprężystych	Szczytowa częstość, (Hz)	Częstość określona, (Hz)	Amplituda drgań, (mm)	Szybkość wibroprzemieszczeń, (m/s)	Wibroprzyspieszenie, (m/s ²)
Bez uszczelk sprężystych	20000	58	0,593	10,027	8,26
Guma jednolita ($\delta=4\text{mm}$)	67,5	0,323	0,04	0,64	0,57
Zestaw gumowy ($4\delta=1\text{mm}$)	3,9	0,338	0,028	0,625	0,52
Ftoroplast ($\delta=4\text{mm}$)	5,5	0,325	0,027	0,424	0,36
Zestaw silikonu ($2\delta=2\text{mm}$)	7,4	0,324	0,055	0,879	0,73
Paronit jednolity ($\delta=3\text{mm}$)	3,8	0,338	0,07	1,069	0,9
Zestaw paronitu ($3\delta=1\text{mm}$)	3,9	0,337	0,028	0,41	0,35

Tabela 2. Wyniki pomiarów parametrów drgań tulei cylindrowej silnika spalinowego 4 Ч 8,5/11 z różnymi elementami sprężystymi (dolny pas pomiarów)

No	Typ uszczelk sprężystych	Szczytowa częstość, (Hz)	Częstość określona, (Hz)	Amplituda drgań, (mm)	Szybkość wibroprzemieszczeń, (m/s)	Wibroprzyspieszenie, (m/s ²)
1	Bez uszczelk sprężystych	5000	51	0,068	1,175	0,92
2	Guma jednolita ($\delta=4\text{mm}$)	5,48	0,324	0,031	0,657	0,54
3	Zestaw gumowy ($4\delta=1\text{mm}$)	3,85	0,34	0,022	0,354	0,30
4	Polimery fluorowe ($\delta=4\text{mm}$)	7,52	0,323	0,019	0,334	0,29
5	Zestaw silikonu ($2\delta=2\text{mm}$)	7,04	0,323	0,043	0,714	0,59
6	Paronit jednolity ($\delta=3\text{mm}$)	3,28	0,305	0,045	0,727	0,41
7	Zestaw paronitu ($3\delta=1\text{mm}$)	3,28	0,34	0,030	0,485	0,41

Analiza wyników badań, przytoczonych w tabelach 1 i 2, wskazała, że opracowany tłumnik ze wszystkimi materiałami, wykorzystywanymi podczas eksperymentu w postaci elementów sprężystych, obniża wibracyjne parametry tulei cylindrowej, doprowadzając ich praktycznie do znaczenia zerowego. Otrzymane w trakcie eksperymentu wyniki potwierdziły poprawność nastawienia systemu sprężystego tłumnika w tryb antyrezonansu z drganiami tulei cylindrowej. Działanie tulei cylindrowej w takim trybie nie będzie towarzyszyć procesom kawitacyjnym w płynie chłodzącym, i jako wynik tuleja nie będzie poddawana niszczeniu erozyjnemu.

W trakcie przeprowadzonego eksperymentu potwierdzona skuteczność konstrukcji tłumnika, składającej się z zestawu elementów sprężystych. Wielkości amplitud drgań tulei cylindrowej, szybkości przemieszczeń i wibroprzyspieszenia przy wykorzystaniu tłumnika z jednolitymi elementami sprężystymi (paronit i guma) w półtora - dwa i pół razy przekraczają znaczenia analogiczne dla tłumnika wyposażonego rozdzielanymi elementami sprężystymi.

W taki sposób, wykorzystanie tłumników tulei cylindrowych, nastawionych na antyrezonans z drganiami tulei w całości rozwiązuje problem ich ochrony przed zniszczeniem korozyjno-erozyjnym.

3. Zwiększenie wytrzymałości zmęczeniowej materiału kołnierza tulei cylindrowej silnika o zapłonie samoczynnym w oparciu o kryterium tłumienia drgań

Metoda znalezienia częstotliwości drgań własnych a formy drgań zginających tulei cylindrowych silników spalinowych przedstawione [8], pozwala określić naprężenia powstający w materiale tulei w wyniku drgań podczas pracy silnika.

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\mu^2} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\mu}{R} \left(w + \frac{\partial v}{\partial \varphi} \right) \right) \quad (11)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{1-\mu^2} \left(\frac{1}{R} \left(w + \frac{\partial v}{\partial \varphi} \right) + \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) \quad (12)$$

gdzie: w, v, u – radialne, okręgowe i podłużne odkształcenia powłoki.

Z uwzględnieniem hipotezy przyjętej nierozciągliwości powłok w okręgowym kierunku

$$\varepsilon_\varphi = \frac{w}{R} + \frac{1}{R} \frac{\partial v}{\partial \varphi} = 0 \quad (13)$$

i braku przesuwania powierzchni środkowej przekroju poprzecznego związki naprężeń materiału z odkształceniami tulei mają wygląd:

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\mu^2} \frac{\partial u}{\partial x} \quad (14)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{\mu E}{1-\mu^2} \frac{\partial u}{\partial x}, \quad (15)$$

gdzie przedłużony odkształcenia są określony wzórem:

$$u(x, \varphi, t) = -\frac{R}{n^2} \frac{d\psi(x)}{dx} \cos n\varphi \sin \omega t \quad (16)$$

Dla warunku twardego zamocowania kołnierza podpierającego tulei a mocowania sprężystego na pierścieniu uszczelniającym w dolnym sadzeniowym pasie była uzyskana forma drgań własnych tulei cylindrowej silnika spalinowego:

$$\psi_1(x) = C_1 \operatorname{ch} kx + C_2 \cos kx + C_3 \operatorname{sh} kx + C_4 \sin kx \quad (17)$$

w której znaczenia współczynników C_1, C_2, C_3, C_4 zależą od sztywności uszczelniających pierścieni i wielkości siłowego oddziaływania, wzbudzającego drgania.

Badania, przeprowadzone w zakresie określenia parametrów naprężeń materiału tulei cylindrowej silnika spalinowego 4 Cz 8,5 / 11, pracującego z prędkością obrotową wału korbowego równy 980 ob/min, z ewidencją cyklicznej zmiany ciśnienia spalin w cylindrze i oddziaływania uderzeniowego tłoka w górnym i dolnym punktach tulei, forma obliczenia drgań tulei cylindrowej wówczas maksymalnego ciśnienia spalin została określona przez zależność:

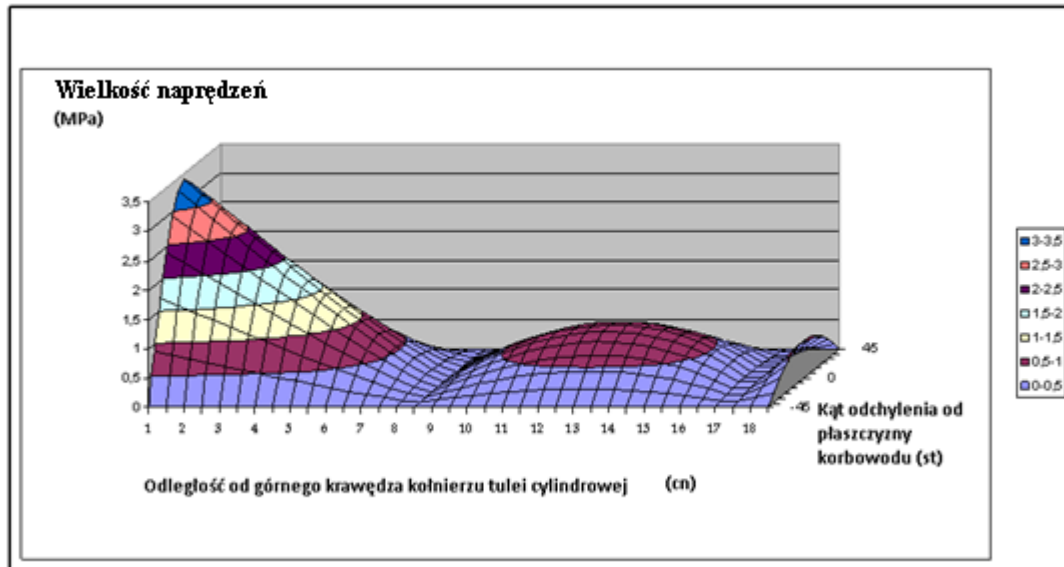
$$\psi_1(x) = C_1(ch kx + C_2 \cos kx + C_3 sh kx + C_4 \sin kx) \quad (18)$$

gdzie: $0 \leq x \leq x_n$; $k = 17,1316$; $C_2 = -0,9996$; $C_3 = -0,8548$; $C_4 = 0,8548$

Obliczono rozliczenie częstości drgań pierwszej formy stanowiła 1260 Hz
Amplitudy maksymalnych naprężeń wibracyjnych za cykl pracy silnika spalinowego zostały obliczony następującymi wzorami:

$$\sigma_x = \frac{-ERk^2C_1}{n^2(1-\mu^2)} (ch kx - C_2 \cos kx + C_3 sh kx - C_4 \sin kx) \cos n\varphi \quad (19)$$

$$\sigma_\varphi = \mu\sigma_x \quad (20)$$



Rys. 5. Wykres amplitud naprężeń wibracyjnych materiału tulei cylindrowej silnika spalinowego 4 Cz 8,5 / 11 (bez tłumienia drgań)

Wykres rozliczenia naprężeń tulei silnika spalinowego 4 Cz 8,5 / 11 przedstawion na ryż. 5. Uzyskiwany wykres symetryczny w stosunku do płaszczyzny odchylenia korbowodu ($\varphi = \pi/2$). Obliczenie wytwarzało się w zbliżeniu do absolutnie twardego umocowywania kołnierza podpierającego tulei, co usuwa niesymetryczność go obciskania, która może mieć miejsce w rzeczywistych warunkach [4,5]. Jak widoczne z wykresu, strefą największych naprężeń wibracyjnych staje się strefa pod kołnierzem podpierającym tulei. Amplituda maksymalnych naprężeń, tworzonych w skutku drgań tulei, daje się zauważyć w płaszczyźnie odchylenia korbowodu ($\varphi = 0, \varphi = \pi$). Kołnierz podpierający tulei cylindrowej załadowany przez wysiłek P_d od dokręcania śrub dwusronnich, wzmacniających głowicę (ryż. 2). Przy nieobecności ciśnienia w cylindrze siła P_d obdierać się w całości kołnierzem. Dla zapewnienia szczelności styku w czasie wybuchu siła obciskania głowicy musie być [3]:

$$P_d = (1 + K) \frac{\pi D_f^2}{4} p_z \approx (1,2 - 1,6) D_f^2 p_z \quad (21)$$

gdzie: D_f - średnia średnica uszczelniającego rowka;

p_z - maksymalne ciśnienie gazu w cylindrze w okresie wybuchy.

Rozkładając siłę P_d na dwie zestawiające: normalną P_n i styczną P_t , znajdziemy napięcia materiału w przekroju niebezpiecznym podpierającego kołnierza tulei:

napięcie rozciągnięcia

$$\sigma_p = \frac{P_n}{\pi D_m h}, \quad (22)$$

styczne

$$\tau_{ck} = \frac{P_t}{\pi D_m h}, \quad (23)$$

i zginania od pary sił

$$\sigma_u = \frac{P_d l}{W} = \frac{6 P_d l}{\pi D_m h^2} \quad (24)$$

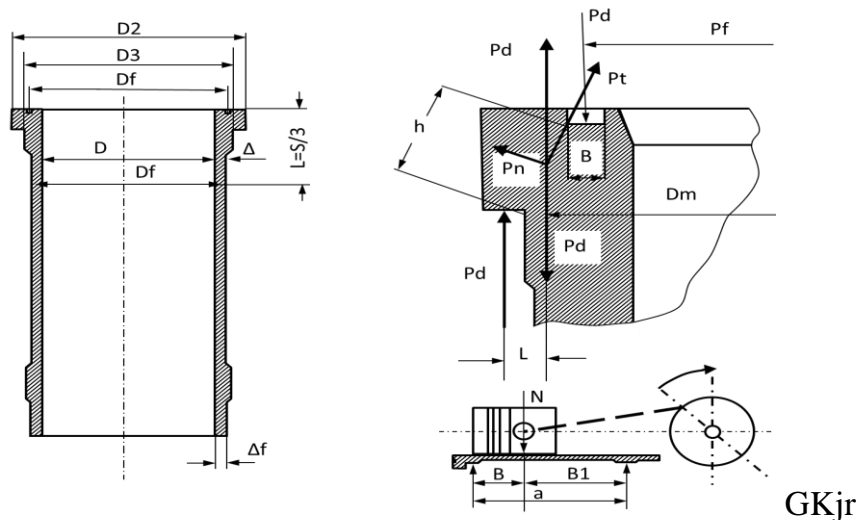
gdzie h - wysokość niebezpiecznego przekroju;

D_m – środek ciężkości przekroju;

l – ramię momentu zginającego

Wtedy złożone naprężenia w przekroju niebezpiecznym będą określony następującym wzorem [2]:

$$\sigma_c = \sqrt{(\sigma_p + \sigma_u)^2 + 4\tau_{ck}^2} \quad (25)$$



Rys. 6. Schemat rozliczenia tulei cylindra

Jeżeli wysiłek od zaciągania śrub dwustronnych jest w 1,5 razy więcej siły nacisku maksymalnego gazów na denko głowicy, to w okresie pracy silnika napięcia montażowe okresowo zmniejszają się do wielkości 66,7% od znamionowego. Dla silnika 4 Cz 8,5 / 11 siła, obciążania kołnierza podpierającego tulei cylindrowej od zaciągania śrub dwustronnych w okresie spalania paliwa, będzie maleć do znaczenia

$$P_d \approx 0,5 \frac{\pi D_f^2}{4} \cdot 4,5 MПа \approx 1,28 \cdot 10^4 H \quad (26)$$

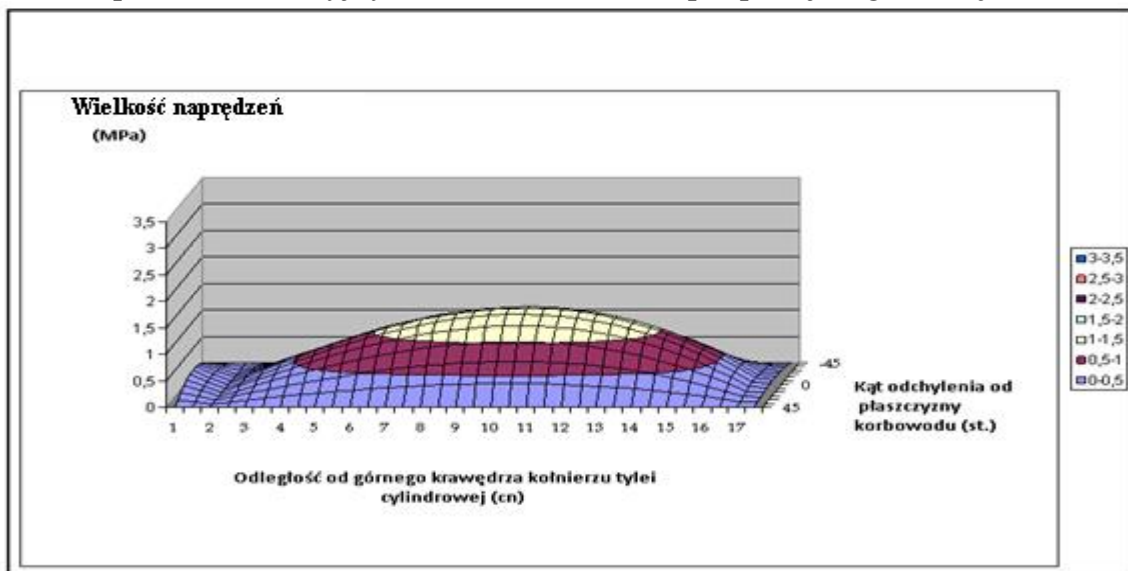
Dodatkowy drgania wysokiej częstości tulei cylindrowej będą wywoływać wysiłki ściskające i rozciągające wewnętrzne, które w osiowym kierunku zestawiają:

$$N_x = \sigma_x h \pi D_m \quad (27)$$

gdzie naprężenie σ_x kształtują się w zgodności z (19) i dla dziedziny pod kołnierzem tulei cylindrowej ma wielkość 3 MPa.

W taki sposób, naprężenia dynamiczne w dziedzinie kołnierza tulei cylindrowej noszą złożony charakter cyklu asymetrycznego: rozciągania-ściskania, powstający od przepływu zmiany ciśnienia gazu w okresie pracy silnika towarzyszących z porównianym drganiom o wysokiej częstości. Dlatego pojawiają się nie skutecznymi do zawierających w literackich źródłach propozycje po obniżeniu amplitudy i częstości drgań tulei cylindrowych silników

spalinowych kosztem miar konstrukcyjnych powiększających twardości zamontowania tulei [7], ponieważ zmniejszenie luzu w pasach sadzeniowych przyprowadza do wzrostu naprężeń tuleje w okresie pracy silnika. Dlatego, mimo osiągniętego przez dane miary obniżenia amplitud drgań tulei, amplituda naprężeń cyklicznych rozciągania-ściskania wzrasta, a ilość cykli do osiągnięcia zniszczenia materiału tulei skraca się. Obniżyć amplitudę naprężeń zmiennych, powstających w dziedzinie kołnierza tulei, przedstawia się możliwym metodą zmniejszenia amplitud częstości naprężeń wibracyjnych. W tym celu jest celowo instalować między tuleją cylindrową a blokiem cylindrowym tłumnik dynamiczny drgań, składającą się z zestawu elementów sprężystych, rozdzielających masami pośrednimi [6]. Przy osadzeniu tulei cylindrowej w bloku za pomocą tłumnika drgań dynamicznego przesuwania radialne tulei odkształconej będą wywoływać siły sprężyste od strony elementów sprężystych tłumnika, zależące od wielkości ich przesunięcia a sztywności z ewidencją sił nacisku obciskania kołnierza. Wpływ teoretyczny oporu odkształceniom sprężystym tulei w obszarze kołnierza można oszacować za pomocą modelce powłoki cienkościennej cylindrycznej rozpatrzonej wcześniej z postawieniem odpowiednich okręgowych warunków [9,10]. Po otrzymywanym formom przesunięć radialnych tulei cylindrowej można ocenić amplitudy naprężeń cyklicznych przy wykorzystaniu tłumnika dynamicznego. Określenie naprężeń było przeprowadzało się tylko dla drgań składowy harmonicznej pierwszej. Wykres naprężeń, określonych w wyniku działania tłumnika dynamicznego dla tulei cylindrowej silnika spalinowego 4Cz 8,5/ 11, przedstawion na ryz. 7. Porównanie wykresów, przedstawionych na rysunkach 5 i 7 pokazuje, że przy wykorzystaniu tłumnika dynamicznego naprężenia o dużej wielkości w strefie kołnierza podpierającego tulei są nieobecny. Amplituda naprężeń o wielkości maksymalnej zestawia 1,5 MPa i znajdują się na środku między pasami sadzeniowymi tulei cylindrowej. Naprężenia wibracyjne w dziedzinie pasów sadzeniowych jest mniej 0,5 MPa. Znaczenie naprężeń wibracyjnych w strefie kołnierza podpierającego tulei jest 0,29 MPa.



Rys. 7 Wykres amplitud wibracyjnych naprężeń materiału tulei cylindrowej silnika spalinowego 4 Cz 8,5 / 11 (z tłumieniem drgań)

Wyprowadzenia:

przeprowadzony eksperyment opracowanego tłumnika dynamicznego tuleji cylindrowych okrętowych silników spalinowych pozwala zrobić zawarcie, że wykorzystanie tłumnika dynamicznego osadzonego pod kołnierzem tulei, przyprowadza:

- do rozwiązuje problem ochrony tuleji cylindrowych przed zniszczeniem korozyjno-erozyjnym;
- do przerywania drgań tulei cylindrowej od oddziaływania impulsów uderzeniowych tłoka przy przekładaniu korbowa przez GMP a cyklicznej zmiany ciśnienia gazów w cylindrze;
- do obniżenia naprężeń w przekroju niebezpiecznym kołnierza tulei cylindrowej a odniesienie wytrzymałości zmęczeniowej;
- podniesieniu trwałości tulei cylindrowych, jak wynik wyższy od zauważonych warunków.

LITERATURA:

1. Czernyszow W. M.: Diempfirowanije kolebanij mechaniczieskich system pokrytiami z polimernych materiałow, Nauka Moskwa 2004.
2. Kogaew W.P. Rasczety na procnost pri napriazienach, peremennyh wo wremeni: Editor. A.P. Gusenkov, Maszynostroenie, Moskwa, 1993.
3. Nekoz A.I., Pogodaew L.I., Protopopow A.S.: Issledowanie dinamiczieskich napriazienij cylindrowych wtulok dizelej: Trenie i iznos, V.11, N3,1990, s. 454-463.
4. Pacholko W.W. Issledowania montażnych i dinamiczieskich naprezenij w cylidrowych wtulkach sudowych malooborotnych dizelej: Dwigatelestroenie, N, 1983,s. 20-22.
5. Panowko J.G. Osnovy prikladnoj teorii kolebanij i udara: Maszynostroenie, Leningrad, 1976.
6. Patent Ru 100140/ Dinamiczieskij wibrogasitel cylindrowych wtulok dwigatelej wnutrennego sgorania:awt. Valishin A.G.,2010.
7. Pimoszenko A.P. Bimetalliczieskie stal-czugunnye wtulki dizelej: Inżenernye problemy trenia, smazki, iznaszywania: Kaliningrad, BGARF, 2001,s. 34-37.
8. Timoshenko S.P., Young D.H., Weaver W Kolebania w inżenernom dele: Mashinostroenie, Moscov 1985.
9. Valishin A., Adamkiewicz A. Determination of cylinder liner free vibration frequencies in diesel marine engines-Journal of Polish Cimac,vol.7,№2, Diagnosis, reliability and safety-Gdansk,p.227-234.
10. Valishin A., Poroshina S. Metodika rasczeta wibracionnych charakteristik cylindrowych wtulok DWS:Nauka I technologii, Trudy XXVI Rossijskoj szkoly, Rossijska Akademia Nauk,Moskwa,2006g.s.240-247.
11. 12.Vibracja w technike, Vol.6,Editor.K.F.Frolow,Maszynostroenie, Moskwa,1981.

INCREASE DURABILITY OF CYLINDER LINER MARINE COMBUSTION ENGINE BY DAMPING OF VIBRATIONS

Proposed way of reducing the vibration parameters of cylinder liner marine diesel engines by using dempers of vibration, demping of vibration cylinder by creating antiresonance. Quoted method of reducing for calculating demper, based on a mathematical model developed. It is shown that the damping effect is higher, the lower the value of constant damping equivalent of the spring elements in the demper. Experiment kondukted showed that installing demper antiresonance vibration cylinder liner reduces amplitude of oscillations to almost zero values and so prevents the cavitation erosion damage in engine cooling system, and also reduces the load alternating in the flanges of the cylinder liners and increases the duration of their fatigue strength.