

MODELOWANIE I WERYFIKACJA DOŚWIADCZALNA TEMPERATURY W PROCESIE SZLIFOWANIA AEDG STOPU TYTANU

Andrzej GOŁĄBCZAK¹, Robert ŚWIĘCIK¹, Marcin GALANT¹

Streszczenie: W artykule przedstawiono zagadnienie modelowania temperatury procesu AEDG stopu tytanu TiAl4V oraz porównawczo w procesie szlifowania konwencjonalnego. Wyniki symulacji komputerowej zweryfikowano eksperymentalnie, dokonując pomiarów składowych siły szlifowania oraz maksymalnej temperatury szlifowania.

Słowa kluczowe: szlifowanie elektroerozyjne (AEDG), stop tytanu Ti6Al4V, temperatura, siły szlifowania, modelowanie

Summary: In the paper the temperature modelling issue of TiAl4V titanium alloy AEDG process and comparatively of conventional grinding process have been presented. The simulation results have been experimentally verified by measurements of grinding force components and maximum temperature of grinding.

Key words: abrasive electrodischarge grinding (AEDG), Ti6Al4V titanium alloy, temperature, grinding forces, modelling

1. WPROWADZENIE

W procesie szlifowania materiałów trudno skrawalnych występują trudności w usuwaniu nadmiaru obróbkowego oraz kształtowania pożądanego stanu warstwy wierzchniej (WW). Trudności te wynikają z utraty zdolności skrawnych, spowodowanych zużyciem ziaren ściernych czynnej powierzchni ściernicy (CPS). Powoduje to wzrost siły skrawania i temperatury w procesie szlifowania [5,11,12]. Pomimo wieloletnich badań, problem racjonalnego kształtowania WW w procesie szlifowania nie został całkowicie rozwiązany. Przyczyniają się do tego m.in. losowy charakter mikrogeometrii CPS oraz brak danych dotyczących zachowania się materiału obrabianego w warunkach gwałtownych zmian temperatury.

Modelowanie i symulacja komputerowa procesów szlifowania jest przydatnym narzędziem wspomagającym projektowanie operacji szlifierskich. Jego zastosowanie umożliwia zbadanie zjawisk zachodzących w strefie szlifowania, jak również wyznaczenie wpływu tych zjawisk na końcowy efekt procesu szlifowania.

W szlifowaniu elektroerozyjnym AEDG, podczas stosowania wysokich parametrów elektrycznych obróbki, pogarsza się stan warstwy wierzchniej [15]. Jest to spowodowane głównie wzrostem temperatury obróbki i jej zmian, co z kolei prowadzi do kształtowania niekorzystnych naprężeń w WW [4]. Stan warstwy wierzchniej ma niezwykle istotny wpływ na właściwości eksploatacyjne szlifowanych przedmiotów. Osiągnięcie kompromisu pomiędzy wysoką wydajnością obróbki a korzystnym stanem warstwy wierzchniej jest trudne i wymaga analizy procesów

¹ Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

cieplnych zachodzących w trakcie obróbki. W analizie tej można się posłużyć modelem cieplnym procesu szlifowania, opisującym rozkład temperatury w strefie szlifowania. Jedną z wielkości wejściowych jest styczna siła szlifowania, która służy do obliczania mocy szlifowania oraz rozkładu gęstości strumienia energii na powierzchni styku ściernicy z przedmiotem obrabianym [10÷12].

Autorzy pracy przedstawili zagadnienie modelowania temperatury w procesie szlifowania AEDG stopu tytanu oraz wyniki eksperymentalnej weryfikacji temperatury w tym procesie i porównawczo w szlifowaniu konwencjonalnym.

2. MODELE MATEMATYCZNE ROZKŁADU TEMPERATURY

Metody analityczne opierają się głównie na matematycznym opisie zjawisk zachodzących w kształtowaniu właściwości WW, np. maksymalnej temperatury i jej rozkładu w WW w trakcie obróbki. W tabeli 1 przedstawiono zestawienie cieplnych modeli stosowanych do oceny WW w procesie szlifowania [6,7,13,14,16].

Tabela 1. Modele temperatury w procesie szlifowania

Autor	Model
Jaeger	$T_{(x,z)} = \frac{q_1}{\pi k} \int_{-l}^l \exp\left(-\frac{v_w(x-x')}{2\alpha}\right) K_0 \left[\frac{v_w}{2\alpha} \sqrt{(x-x')^2 + z^2} \right] dx'$ (1)
Takazawa	$T(z) = \frac{2q_1\alpha}{\pi k v_w} 3,1L^{0,53} \exp(-0,69L^{-0,37}Z)$ (2)
Rowe	$T_{max} = 3,543 * B^{\frac{1}{2}}, B = \frac{v_s * l}{2\alpha}, l = 0,5l_c$ (3)
Sato	$T_{max} = K * a^{0,63} * v_s^{0,24} * v_w^{0,924}$ (4)
Malkin	$T_{max} = \frac{\beta f_{c1} q}{(k d c_p)^{1/2}} * \left(\frac{l_c}{v_w}\right)^{\frac{1}{2}}, \beta = \begin{cases} 1,02L^{0,03}, & \text{dla } 0,1 < L \leq 5 \\ 1,06, & \text{dla } L > 5 \end{cases}$ (5)

Większość opracowanych modeli szlifowania w sposób bezpośredni lub pośredni wykorzystuje wyniki obliczeń rozkładu temperatury w materiale obrabianym podczas szlifowania. Do obliczeń rozkładu temperatury szlifowania wykorzystywane jest równanie przewodzenia ciepła dla izotropowego, jednorodnego ciała stałego [2]:

$$\frac{dT}{dt} = \alpha \cdot \left[\frac{\delta^2}{\delta x^2} + \frac{\delta^2}{\delta y^2} + \frac{\delta^2}{\delta z^2} \right] \cdot T \quad (6)$$

W obróbce elektroerozyjnej bezpośrednim efektem wyładowań iskrowych jest wydzielanie się ciepła, które prowadzi do wzrostu temperatury obrabianego przedmiotu oraz narzędzia. Wartość temperatury przedmiotu w strefie obróbki jest uzależniona m.in. od gęstości strumienia ciepła oraz właściwości cieplnych narzędzia i obrabianego materiału [8, 12, 17].

W tabeli 2 przedstawiono wybrane modele temperatury w obróbce elektroerozyjnej [1, 3, 9].

Tabela 2. Modele temperatury w procesie obróbki elektroerozyjnej

Autor	Model
Beck	$T(r, z, t) = T_0 + \frac{2qr_c}{k} \left\{ \frac{r_c B(z, t)}{r_0^2} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{C_i(z, t) J_0(\lambda_i r) J_1(\lambda_i r_c)}{2[\lambda_i r_c J_0(\lambda_i r_c)]^2} \right\}$ (7)
Jiliani	$T(r, z, t) = \frac{qr_c^2}{k} \sqrt{\frac{a'}{\pi}} \int_0^t \exp \left[-\frac{r^2}{4a't+r_c^2} - \frac{z^2}{4a't} \right] \cdot \frac{1}{(4a't+r_c^2)\sqrt{t}} dt$ (8)
DiBitonto	$T = T_0 + \frac{q_2 r}{\alpha} \operatorname{erfc} \left(\frac{r}{2\sqrt{\alpha t}} \right)$ (9)

Na podstawie przeprowadzonej analizy literatury dokonano wyboru modelu przydatnego do opisu rozkładu temperatury w procesie szlifowania AEDG. Założono, że energia dostarczana do procesu AEDG stanowi sumę energii pochodzącej ze szlifowania konwencjonalnego (E_{SK}) i energii obróbki elektroerozyjnej (E_{EDM}).

$$E_{AEDG} = E_{SK} + E_{EDM} \quad (10)$$

Do opisu modelu temperatury szlifowania AEDG wg zależności (10) zaproponowano postać modelu, która jest sumą modelu wyładowań elektroiskrowych E_{EDM} (zależność (8) w tab. 2) oraz modelu szlifowania konwencjonalnego E_{SK} (zależność (1) w tab. 1).

Proponowany model rozkładu temperatury WW w procesie AEDG przyjmuje następującą postać:

$$T_{(x,z)} = \frac{q_2 l_c^2}{k} \sqrt{\frac{a'}{\pi}} \int_0^t \exp \left[-\frac{x^2}{4a't+l_c^2} - \frac{z^2}{4a't} \right] \cdot \frac{1}{(4a't+l_c^2)\sqrt{t}} dt + \frac{q_1}{\pi k} \int_{-l}^l \exp \left(-\frac{v_f(x-x')}{2\alpha} \right) K_0 \left[\frac{v_f}{2\alpha} \left\{ (x-x')^2 + z^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] dx' \quad (11)$$

gdzie:

- K_0 – zmodyfikowana funkcja Bessela drugiego rodzaju,
- x, z – współrzędne rozkładu temperatury,
- v_f – prędkość posuwu [m/s],
- F_t – siła styczna szlifowania [N],
- v_s – prędkość styczna szlifowania [m/s],
- b – szerokość źródła ciepła (próbkki) [m],
- l_c – długość powierzchni styku, określona zależnością (12):

$$l_c = R \cdot \operatorname{acos} \left(\frac{R-a}{R} \right), l = l_c/2 \quad (12)$$

- R – promień ściernicy [m],
- a – głębokość skrawania [m],
- q_1 – ciepło wytworzone podczas szlifowania konwencjonalnego, określone zależnością (13):

$$q_1 = f_{c1} \frac{F_t v_s}{l_c b} \quad (13)$$

MECHANIK NR 8-9/2013
XXXVI NAUKOWA SZKOŁA OBRÓBKI ŚCIERNEJ

q_2 – ciepło wytworzone w czasie wyładowań elektrycznych, określone zależnością (14):

$$q_2 = \frac{f_{c2} f_{c3} UI}{l_c b f_{c4}} \quad (14)$$

f_{c1} – współczynnik przenikania ciepła do wnętrza przedmiotu,

f_{c2} – współczynnik określający energię przesłaną do wnętrza przedmiotu z energii wyładowań,

f_{c3} – współczynnik określający ciągłość dostarczanych wyładowań, określany zależnością (15):

$$f_{c3} = \frac{t_i}{t_i + t_p} \quad (15)$$

f_{c4} – współczynnik określający udział metalowego spoiwa ściernicy,

U – napięcie [V],

I – natężenie [A],

t_i – czas trwania impulsu [s],

t_p – czas przerwy między wyładowaniami [s],

α – dyfuzyjność termiczna [m²/s], określona zależnością (16):

$$\alpha = \frac{k}{c_p \rho} \quad (16)$$

k – przewodność cieplna przedmiotu obrabianego [W/m·s·K],

ρ – masa właściwa przedmiotu obrabianego [kg/m³],

c_p – ciepło właściwe przedmiotu obrabianego [J/kg·K].

$$\alpha' = \frac{k}{d(c_p + \frac{m}{T_m})} \quad (17)$$

gdzie:

m – ciepło topienia [J/kg],

T_m – temperatura topienia materiału [K].

Czas oddziaływania wyładowań elektrycznych [s] w trakcie obróbki obliczono na podstawie zależności:

$$t = \frac{\sqrt{R^2 - (R - a)^2}}{v_f} \quad (18)$$

W oparciu o zaproponowany model matematyczny (11) przeprowadzono symulację komputerową z wykorzystaniem oprogramowania MATLAB, której wynik przedstawiono w punkcie 3.

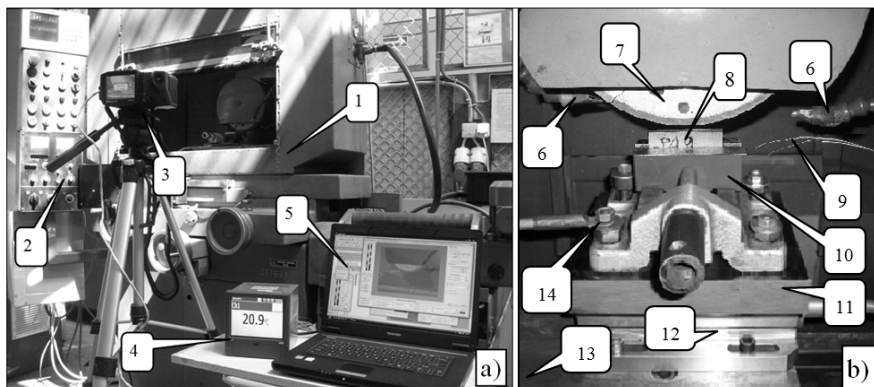
3. WERYFIKACJA DOŚWIADCZALNA MODELU MATEMATYCZNEGO

Weryfikacja doświadczalna modelu matematycznego polegała na ustaleniu charakteru zmian wartości maksymalnej temperatury na powierzchni przedmiotu, podczas szlifowania elektroerozyjnego AEDG oraz porównawczo – szlifowania konwencjonalnego.

Pomiary wartości temperatury realizowano przy użyciu termopar typu K, rejestrowano zaś przy wykorzystaniu rejestratora ekranowego firmy LUMEL KD-7. Rejestrator ten służy jako stacja zbierania danych w systemach pomiarowo-regulacyjnych. Do komunikacji pomiędzy komputerem a rejestratorem wykorzystano

oprogramowanie KD CONNECT. Dane (w formacie CSV) są przekazywane z rejestratora do komputera za pomocą złącza USB celem ich dalszej obróbki.

Proces szlifowania AEDG realizowano na stanowisku badawczym wyposażonym w szlifierkę do płaszczyzn typu ECBT8, generator impulsów wyładowań iskrowych typu GMP75, układy kontrolno - pomiarowe parametrów szlifowania oraz komputerowy system rejestracji wyników badań. Podstawowe zespoły funkcjonalne stanowiska badawczego przedstawiono na rysunku 1.



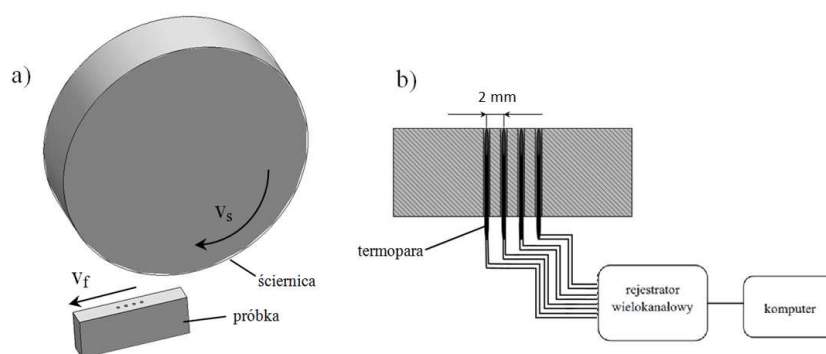
Rys. 1. Stanowisko badawcze: a) widok ogólny, b) strefa szlifowania: 1 – szlifierka ECBT-8, 2 – pulpit sterowniczy, 3 – kamera termowizyjna, 4 – rejestrator LUMEL, 5 – komputer, 6 – dysze doprowadzające dielektryk, 7 – ściernica, 8 – szlifowana próbka, 9 – termopara, 10 – imadło, 11 – płyta rezoteksowa, 12 – siłomierz piezoelektryczny, 13 – stół szlifierki, 14 – doprowadzenie napięcia z generatora

Zakres badań eksperymentalnych obejmował próby wglębnego szlifowania AEDG płaskich próbek ze stopu tytanu Ti6Al4V (o wymiarach 40x20x10) ściernicą z regularnego azotku boru ze spoiwem metalowym (CBN 125/100 M75). Proces szlifowania AEDG realizowano w obecności dielektryka, jakim była woda destylowana.

W realizowanych badaniach, zmiennymi wielkościami wejściowymi były warunki elektryczne generatora, tj.: napięcie robocze – U [V], prąd roboczy – I [A]. Pozostałe parametry elektryczne, tj.: czas impulsu – t_o [μ s] i czas przerw – t_p [μ s] oraz parametry szlifowania, tj.: prędkość posuwu wzdłużnego szlifowanego przedmiotu – v_f , dosuw ściernicy do przedmiotu – a i prędkość szlifowania – v_s , dobrano na podstawie wcześniejszych wyników badań [4,5,15].

Badania przeprowadzono dla dwóch zakresów parametrów elektrycznych generatora, oznaczonych kodowo P_1 , P_2 . W procesie szlifowania AEDG stosowano następujące parametry elektryczne generatora: P_1 : $U=100$ V, $I=8$ A; P_2 : $U=150$ V, $I=12$ A. Czas trwania impulsu t_i ustalony został na poziomie 32 μ s, natomiast czas przerw t_p – 63 μ s. W procesie szlifowania konwencjonalnego „na sucho” (SK_S),

szlifowania konwencjonalnego z użyciem dielektryka (wody destylowanej) jako cieczy chłodzącej (SK_{CH}) oraz procesu AEDG stosowano następujące parametry technologiczne: $v_s=30$ m/s, $a=20$ μ m, $v_f=0,5$ m/min. Pomiaru temperatury przeprowadzono za pomocą 4 termopar, rozmieszczonych w szlifowanej próbce liniowo (w odległości 2 mm każda) w kierunku równoległym do posuwu. Schemat układu do pomiaru temperatury szlifowania przedstawiono na rysunku 2.



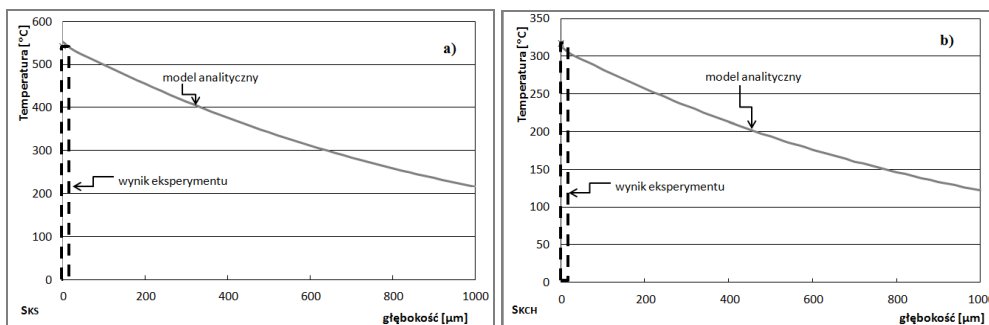
Rys. 2. Schemat pomiaru temperatury szlifowania metodą termopary: a) widok ogólny, b) rozmieszczenie termopar w szlifowanej próbce

Zarejestrowane przebiegi zmian temperatury posłużyły do określania temperatury WW w procesie szlifowania. Wynikami pomiaru są średnie wartości maksymalnej temperatury szlifowania z pięciu najwyższych wskazań czterech termopar.

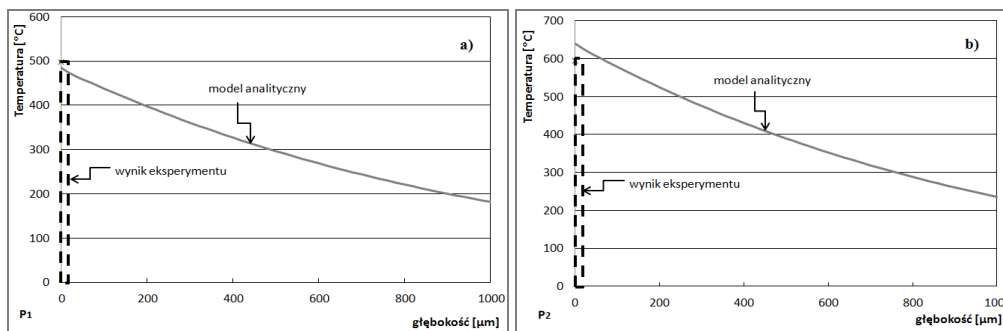
Ze względu na ograniczenia aparaturowe stanowiska badawczego, przeprowadzono pomiary maksymalnej temperatury WW. Teoretyczny rozkład temperatury WW określono analitycznie wg zależności (11), dla przyjętych warunków szlifowania. Porównanie wyników rozkładu temperatury WW dla szlifowania konwencjonalnego przedstawiono na rysunku 3, natomiast dla szlifowania AEDG na rysunku 4.

W procesie szlifowania „na sucho” uzyskano dobrą zgodność wyników pomiaru temperatury określonej metodą analityczną i eksperymentalną. Podobną zgodność uzyskano również dla szlifowania konwencjonalnego z użyciem cieczy chłodzącej w postaci dielektryka (rys. 3b). Różnice w wartościach temperatury szlifowania określone analitycznie i w badaniach eksperymentalnych wynoszą około $\pm 5\%$.

Porównanie wyników temperatury szlifowania AEDG przedstawionych na rysunku 4 wskazuje, że wraz ze wzrostem napięcia i natężenia prądu generatora wyładowań (P_1 , P_2) zwiększa się temperatura szlifowania. Wyniki symulacji komputerowej w porównaniu z wynikami eksperymentu różniły się. Różnica ta wynosiła około 7% dla procesu AEDG z nastawami parametrów P_1 (rys. 4a) oraz około 10% dla procesu P_2 (rys. 4b).



Rys. 3. Porównanie rozkładu temperatury w WW dla szlifowania konwencjonalnego:
a) SK_S– szlifowanie konwencjonalne „na sucho”, b) SK_{CH}– szlifowanie konwencjonalne z chłodzeniem cieczą dielektryczną



Rys. 4. Porównanie rozkładu temperatury w WW dla procesu AEDG: a) P₁: U=100 V, I=8 A; b) P₂: U=150 V, I=12 A

4. PODSUMOWANIE

Istotnym elementem podczas opracowywania modelu analitycznego jest odpowiedni wybór czynników, atrybutów oraz ustalenie wzajemnej relacji między nimi. Tworząc model matematyczny, należy mieć świadomość o błędach wynikających z przyjętych uproszczeń, sposobu obliczeń numerycznych czy też niedostatecznej wiedzy o badanym obiekcie. Jednak te ograniczenia i błędy mogą być skutecznie minimalizowane na podstawie wyników badań eksperymentalnych. Przeprowadzone badania pozwoliły na sformułowanie następujących wniosków:

1. Na maksymalną temperaturę WW w procesie elektroerozyjnego szlifowania (AEDG) stopu tytanu Ti6Al4V istotny wpływ mają warunki szlifowania. Wyniki pomiarów potwierdziły, że wraz ze wzrostem parametrów elektrycznych generatora (napięcia i natężenia prądu) wzrasta temperatura WW.
2. Modelowanie matematyczne umożliwia przewidywanie rozkładu temperatury

szlifowania w WW oraz stwarza możliwości dobru parametrów obróbki. Przeprowadzone badania doświadczalne wykazały zadowalającą zgodność otrzymanych wyników z wynikami symulacji komputerowej. Można oczekiwać praktycznej przydatności opracowanego modelu.

3. Celowym jest kontynuowanie prac nad doskonaleniem aparatury pomiarowej, uściśleniu modelu matematycznego procesu AEDG oraz kontynuacji badań w zakresie ustalania rozkładu temperatury szlifowania AEDG, mającej bezpośredni wpływ na tribologiczne właściwości WW kształtowanej w tym procesie.

LITERATURA

- [1] BECK J.V., *Transient temperatures in semi-infinite cylinder heated by a disk heat source*, Int. J. Heat Mass Transfer 24 (10), 1631-1640.
- [2] CARLSAW H.S, JAEGER J.C, *Conduction of Heat in Solid*, Oxford at the Calderon press, 1959.
- [3] DIBITONTO D.D., EUBANK P.T., PATEL M.R., BARRUFET M.A., *Theoretical models of the electrical discharge machining process. A simple cathode erosion model*. J. Appl. Phys. 66 (9), 4095-4103, 1989.
- [4] GOŁABCZAK A., ŚWIĘCIK R., *Electro-discharge Grinding: Energy Consumption and Internal Stresses in the Surface Layer*. Proceedings 16th International Symposium for Electromachining ISEM XVI, Shanghai, Chiny, 2010, 517-522.
- [5] GOŁABCZAK A., ŚWIĘCIK R.: Wpływ warunków szlifowania AEDG stopów tytanu na temperaturę i stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej. Problemy i tendencje rozwoju obróbki ściernej. Praca pod redakcją Piotra Cichosza. Wrocław 2012, str. 100-106.
- [6] GUO C., MALKIN S., *Analytical and Experimental Investigation of Burnout in Creep-Feed Grinding*, Annals of the CIRP, 43/1:283-286., 1994.
- [7] JAEGER, J. C., *Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts*, Proceedings of the Royal Society of New South Wales, 76:203-224. 1942
- [8] JAIN V., MOTE RAKESH G., *On the temperature and specific energy during electrodischarge diamond grinding (EDDG)*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 26, 2005, 56-67.
- [9] JILANI S.T., PANDEY P.C., *Analysis of surface erosion in electrical discharge machining*, Wear 84 (3) 275-284, 1983.
- [10] KRUSZYŃSKI B, WÓJCIK R, *Wpływ gęstości strumienia energii szlifowania na naprężenia własne w warstwie wierzchniej*. Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji. vol.17 nr 2, 1997r
- [11] MALKIN S., GUO C., *Thermal Analysis of Grinding*, Annals of the CIRP Vol. 56/2/2007, 2007
- [12] OCZOŚ K., PORZYCKI J. *Szlifowanie*, 1986, WNT Warszawa.
- [13] ROWE W., *Experimental Investigation of Heat Transfer in Grinding*, Annals of the CIRP, vol. 44/1955, str. 329-332.
- [14] SATO K., *Grinding Temperature*, Bull. Japan Soc. Grind. Eng., 1:31. 1961
- [15] ŚWIĘCIK R., *Experimental investigation of abrasive electrodischarge grinding of Ti6Al4V titanium alloy*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 2009, 37/2, pp.: 706-711.
- [16] TAKAZAWA K., *Effects of Grinding Variables on Surface Structure of Hardened Steels*, Bull. Japan Soc. Prec. Eng., 2:19-21., 1966
- [17] YADAVA V., JAIN V. K., DIXIT M., *Parametric Study of Temperature Distribution in Electrodischarge Diamond Grinding*. Materials and Manufacturing Processes Vol. 19, no. 6, 2004, 1071-1101.