

Natalia ZNOJKIEWICZ¹Marek MADAJEWSKI²

ANALIZA ZA POMOCĄ MES WPŁYWU ZUŻYCIA OSTRZA NA TEMPERATURĘ SKRAWANIA

W artykule przedstawiono analizę metodą elementów skończonych wpływu stopnia zużycia powierzchni przyłożenia na temperaturę procesu, a także model formowania wióra. Symulację prowadzono dla modelu Johnsona-Cooka. Do analizy wybrano dwie płytki skrawające. Ostrza były zamodelowane jako bryły idealnie sztywne, dlatego nie definiowano dla nich opisu zachowania materiału w zakresie występowania odkształceń plastycznych. Badanie każdego z ostrzy zostało przeprowadzone dla stanów zużycia wynoszących $VB_B = 0,25$ mm, $VB_B = 0,40$ mm i dla przypadku nowego ostrza. Podczas symulacji ostrza zostały poddane operacji toczenia ortogonalnego. Przedmiot obrabiany jest definiowany jako warstwa wióra powierzchni nieobrobionej oraz powierzchni obrobionej. Wszystkie wartości temperatury zostały zapisane dla czasu symulacji $t = 1,0$ ms. W wyniku analizy zmierzono maksymalną wartość temperatury na przedmiocie obrabianym i na ostrzu. Dodatkowo, w analizie temperatury przyjęto arbitralne punkty referencyjne dla przedmiotu obrabianego i ostrza. Zamieszczono także wyniki symulacji dla zmiennej HFL , przedstawiającej gęstość strumienia ciepła i przedstawiono rozkłady pól temperatury.

Słowa kluczowe: symulacja MES, węgiel spiekany, model Johnsona-Cooka, zużycie ostrza, rozkład temperatury

1. Wprowadzenie

Proces wytwarzania ciepła zachodzi w wyniku odkształcenia plastycznego i tarcia między narzędziem i wiórem oraz pomiędzy narzędziem i obrabianym przedmiotem [4, 5]. Stosowanie metod symulacyjnych pozwala na przewidywanie i badanie zachowania szerokiego spektrum materiałów obrabianych w zależności od zmian geometrii narzędzi skrawających i parametrów procesu. Możliwe są m.in. symulacje: wartości siły skrawania, temperatury w strefie skrawania, zużycia narzędzia, formowania i łamania wióra czy chropowatości powierzchni obrobionej [8]. Przykładem pracy, w której zajęto się porównaniem otrzymanej

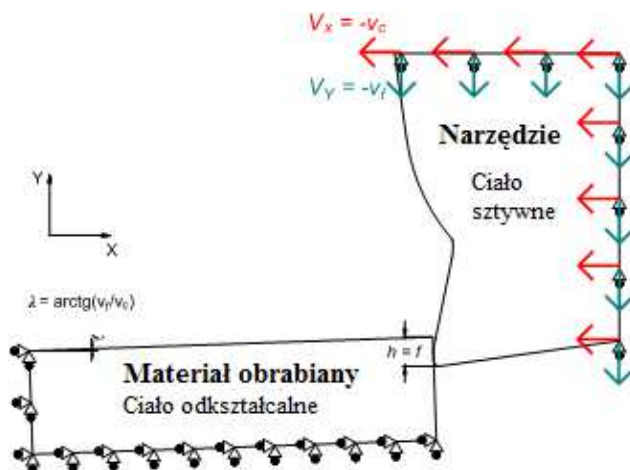
¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Natalia Znojkiwicz, Politechnika Poznańska, Piotrowo 3, 60-965 Poznań, tel.: 616652723, e-mail: natalia.w.znojkiwicz@doctorate.put.poznan.pl

² Marek Madajewski, Politechnika Poznańska, e-mail: marek.w.madajewski@doctorate.put.poznan.pl

temperatury podczas skrawania oraz z przeprowadzonych symulacji MES może być [1]. Wykonano próby toczenia ortogonalnego za pomocą narzędzia z węglików spiekanych, a następnie porównano uzyskane wyniki z symulacjami MES, aby sprawdzić poprawność opracowanej metody. Stwierdzono, że model analityczny pozwala na szybką i łatwą ocenę temperatury, co jest bardzo praktycznym i skutecznym sposobem optymalizacji geometrii narzędzia, oraz że otrzymane doświadczalnie i analitycznie wyniki są zbliżone.

2. Model formowania wióra

Na rysunku 1 przedstawiono model 2D procesu tworzenia wióra w procesie skrawania ortogonalnego przygotowany w oprogramowaniu Abaqus/Explicit do nieliniowych symulacji dynamicznych. Względny ruch pary narzędzie–przedmiot uzyskuje się przez warunki brzegowe w węzłach na powierzchni narzędzia. Tego typu warunki graniczne określają przemieszczenia węzłów narzędzia w kierunku X i Y , które występują tylko z określoną prędkością. Każdy węzeł na wybranej powierzchni narzędzia będzie się poruszać w kierunku X z prędkością równą prędkości skrawania, a ruch w kierunku Y nastąpi z prędkością równą prędkości posuwu.



Rys. 1. Model formowania wióra

Fig. 1. A model of chip formation

Geometria narzędzia jest definiowana jako ciało sztywne, co znacznie zmniejsza czas obliczeń. Przedmiot obrabiany, stanowiący ciało odkształcalne, został przedstawiony w postaci prostokąta o podstawie równej 3 mm i wysokości 0,4 mm (w przybliżeniu czterokrotność grubości warstwy skrawanej). Podstawa oraz lewy bok przedmiotu zostały utwierdzone na czas trwania analizy. Przy z góry zdefiniowanej kinematyce pary ciał nie ma konieczności określenia w mo-

delu obciążeń jak siły skrawania, gdyż symulacja formowania wióra będzie zachodzić bez względu na ilość pracy potrzebnej do zainicjowania odkształcenia. Tak zamodelowany przedmiot obrabiany umożliwi analizę około 1,2 ms procesu skrawania. Do przedmiotu obrabianego przypisano grubość 3 mm (równą głębokości skrawania), a dla ostrza 12 mm (grubość płytki skrawającej).

W symulacji przypisano zarówno do przedmiotu, jak i narzędzia elementy typu CPE4RT, które wykorzystuje się do sprzężonych analiz temperaturowo-przemieszczeniowych. Obszar przedmiotu obrabianego został podzielony równomiernie na prostokątne elementy o wymiarach $30 \times 10 \mu\text{m}$. Procesowi formowania wióra towarzyszą znaczne deformacje, dlatego konieczne było zastosowanie sprzężonego opisu ruchu Lagrange'a-Eulera (tzw. ALE – *Arbitrary Lagrangian-Eulerian*) tylko w obrębie przedmiotu obrabianego. Obu ciałom przypisano temperaturę początkową równą 300 K. W programie Abaqus wybrano domyślną wartość współczynnika zamiany energii odkształcenia plastycznego na ciepło (opcja tzw. *inelastic heat fraction*) na poziomie 0,9, co oznacza, że 90% tej energii zamieniane jest na ciepło.

Do przeprowadzenia symulacji procesu skrawania niezbędne jest zaimplementowanie odpowiedniego modelu konstytutywnego. Model materiałowy opisuje związki pomiędzy naprężeniami i odkształceniami występującymi w materiale w obszarze odkształceń plastycznych, aż do zniszczenia materiału [6]. Najczęściej do modelowania stopów metali jest wykorzystywany model Johnsona-Cooka. Model ten uwzględnia wpływ umocnienia materiału, prędkości odkształcenia oraz zmiękczenia cieplnego na zmianę stanu naprężeń materiału [8]. Model ten ma następującą postać [6]:

$$\sigma_y = (A + B\varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_p^0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_o}{T_t - T_o} \right)^m \right) \quad (1)$$

gdzie: σ_y – naprężenia uplastyczniające,

ε_p – odkształcenia plastyczne,

$\dot{\varepsilon}_p$ – prędkość odkształceń plastycznych,

$\dot{\varepsilon}_p^0$ – prędkość odkształcenia odniesienia,

T – temperatura,

T_t – temperatura topnienia materiału,

T_o – temperatura otoczenia,

A, B, C, m, n – stałe zależne od modelowanego materiału obrabianego.

Konieczne jest także zdefiniowanie warunków zniszczenia materiału – dekohezji (efekt oddziaływania ostrza na materiał obrabiany). Odkształcenia krytyczne określające zniszczenie są opisane wzorem [6]:

$$\bar{\varepsilon}_D^p = (d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)) \left(1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_p^0} \right) \right) (1 + d_5 \hat{\theta}) \quad (2)$$

gdzie: $\bar{\varepsilon}_D^p$ – odkształcenie zastępcze przy inicjacji zniszczenia,
 ε^0 – referencyjna prędkość odkształcenia,
 $\hat{\theta}$ – temperatura względna,
 d_1-d_5 – stałe, zależne od materiału parametry inicjacji zniszczenia,
 η – stosunek naprężeń normalnych do naprężenia zastępczego Hubera.

3. Materiał zastosowany w badaniach

Wybór materiału do badań empirycznych został ograniczony ze względu na dostępność stałych materiałowych w specjalistycznej literaturze. Stałe materiałowe A , B , C , m i n odnoszące się do równania (1) są wyznaczone na drodze eksperymentalnej, a końcowe kalibracje modelu – sprzężone z badaniami numerycznymi MES. Procedura wyznaczania parametrów modelu nie jest znormalizowana i może przebiegać w różny sposób, w zależności od ośrodków je wyznaczających. Stałe materiałowe potrzebne do zamodelowania materiału obrabianego zostały przedstawione między innymi w pracach [2, 3, 6, 7]. W tabelach 1 i 2 pokazano stałe materiałowe wykorzystywane w modelach Johnsona-Cooka dla naprężeń plastycznych oraz dekohezji materiału. Tabela 3 przedstawia podstawowe stałe materiałowe wykorzystywane do zamodelowania właściwości mechanicznych i termicznych materiału obrabianego i płytki z węgliku spiekane. Ostrze jest zamodelowane jako bryła idealnie sztywna i dlatego nie wymaga zdefiniowania opisu zachowania materiału w zakresie występowania odkształceń plastycznych.

Tabela 1. Wartości współczynników równania Johnsona-Cooka dla stali 42CrMo4 [7]

Table 1. The values of the coefficients of the Johnson-Cook equation for 42CrMo4 steel [7]

A [MPa]	B [MPa]	C	n	m	$\dot{\varepsilon}_0$ [s ⁻¹]	T_o [K]	T_i [K]
595	580	0,023	0,133	1,03	1000	300	1793

Tabela 2. Parametry inicjacji dekohezji dla stali 42CrMo4 [7]

Table 2. The parameters for the decohesion initiation for 42CrMo4 steel [7]

D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1,5	3,44	-2,12	0,002	0,1

Tabela 3. Stałe materiałowe dla stali 42CrMo4 i węgliku spiekane [7]

Table 3. The material constants for 42CrMo4 steel and cemented carbide [7]

Własność	Węglik spiekany	Stal 42CrMo4
Gęstość ρ [kg/m ³]	15000	7850
Moduł Younga E [GPa]	800	210
Współczynnik Poissona ν	0,2	0,3
Przewodność cieplna λ [W/m·K]	80	38
Ciepło właściwe C_p [J/kg·K]	203	358

4. Zastosowane parametry symulacji

Symulacje zostały przeprowadzone dla prób toczenia ortogonalnego. Tabela 4 prezentuje zastosowane na potrzeby symulacji parametry skrawania. Zamodelowano dwie płytki o różnych geometriach powierzchni natarcia. Pierwsza z nich to płytka SNMG 12 04 04 – VF firmy Korloy. Jest to płytka z węglików spiekanych z powłoką CVD. Druga płytka to SNMA 12 04 08 firmy Baildonit, która jest również wykonana z węglika spiekanego, jednak nie posiada powłoki. W modelu MES nie rozróżniono występowania powłok na powierzchniach ostrza, gdyż przedmiotem zainteresowania było porównanie płytki z dodatnim i ujemnym kątem natarcia. Geometria obu płytek oraz ich dyskretyzacja na elementy skończone typu CPE4RT została przedstawiona w tab. 5 oraz 6.

W analizie temperatury przyjęto arbitralne punkty referencyjne dla przedmiotu obrabianego i ostrza. Położenie punktów referencyjnych ukazano na rys. 2. Punkty referencyjne przyjęto w identycznym położeniu dla wszystkich symulacji. Obrona odległość 0,1 mm od punktu 0 odpowiada zbliżonej wartości grubości warstwy skrawania h ($h = f = 0,097$ mm).


Tabela 4. Parametry skrawania

Table 4. Machining parameters

Parametr	Symbol	Jednostka	Wartość
Prędkość obrotowa	n	min^{-1}	710
Prędkość skrawania	v_c	m/min	114
Głębokość skrawania	a_p	mm	3
Posuw	f	mm/obr.	0,097
Średnica zewnętrzna	D_z	mm	51
Średnica wewnętrzna	D_o	mm	45

Tabela 5. Dane dotyczące płytki Korloy

Table 5. Information about Korloy insert

Korloy SNMG 12 04 04 – VF	
	
Materiał płytki:	Węgiel NC3120
Powłoka:	CVD ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC-TiCN}$)
Kąty w układzie narzędzia:	$\gamma_o = 11,5^\circ$ $\alpha_o = 8^\circ$

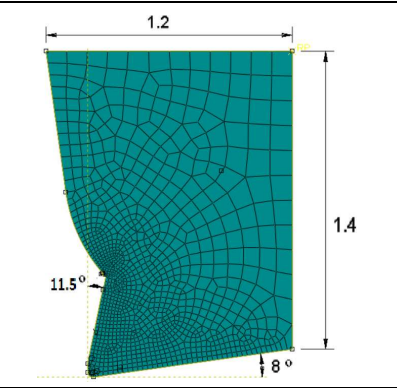
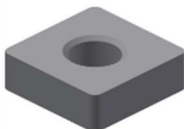
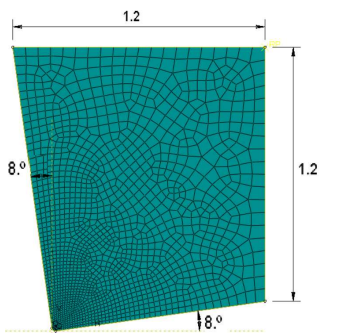
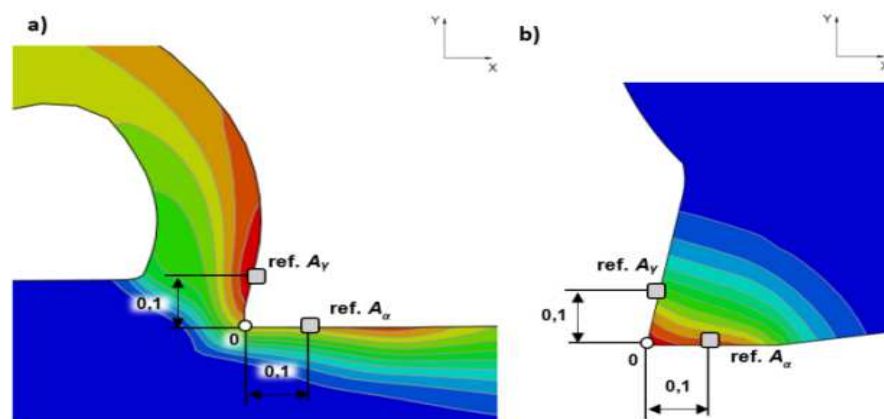


Tabela 6. Dane dotyczące płytki Baidonit

Table 6. Information about Baidonit insert

Baidonit SNMA 12 04 08			
Materiał płytki:	Węglik H10S		
Powłoka:	Brak powłoki		
Kąty w układzie narzędzia:	$\gamma_o = -8^\circ$ $\alpha_o = 8^\circ$		



Rys. 2. Obrane punkty referencyjne dla przedmiotu obrabianego (a) oraz ostrza (b)

Fig. 2. Selected reference points of the workpiece (a) and the insert (b)

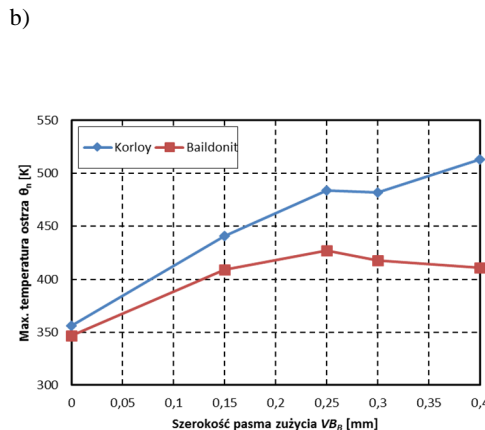
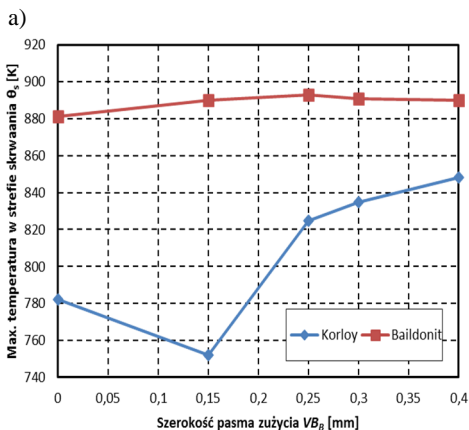
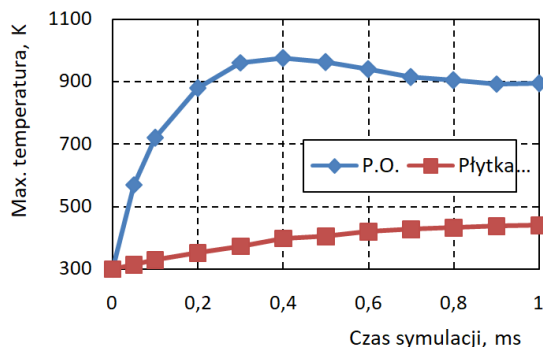
5. Wyniki symulacji

Pomiar temperatury w badaniach eksperymentalnych jest zagadnieniem bardzo złożonym. W badaniach MES w celu określenia jakościowego wpływu stopnia zużycia ostrza na temperaturę procesu postanowiono zmierzyć następujące wartości: maksymalną wartość temperatury na przedmiocie obrabianym, maksymalną wartość temperatury na ostrzu, temperaturę w arbitralnych punktach referencyjnych na powierzchni ostrza oraz temperaturę w arbitralnych punktach referencyjnych na powierzchni przedmiotu obrabianego. Wszystkie wartości temperatury zostały zapisane dla czasu symulacji $t = 1,0$ ms. Przykładowe zmiany maksymalnej zaobserwowanej temperatury w czasie symulacji dla wybranego stanu zużycia przedstawiono na rys. 3. W czasie trwania symulacji obserwowana

maksymalna wartość temperatury w przedmiocie obrabianym rośnie początkowo z wartości 300 K w wyniku inicjacji odkształceń plastycznych, ale stabilizuje się w przedziale czasu $t = 0,2-0,7$ ms, w którym jest zakończony początkowy okres zagłębiania się klina w przedmiot obrabiany. Z kolei temperatura w przekroju ostrza rośnie przez cały czas trwania symulacji, co jest związane z przenikaniem ciepła z przedmiotu obrabianego do ostrza. Temperatura na ostrzu wzrasta zatem wraz z czasem oddziaływania ostrza i przedmiotu obrabianego. Na rysunku 4a zamieszczono wykres przedstawiający wpływ szerokości pasma VB_B na wartości maksymalnej temperatury przedmiotu obrabianego podczas skrawania ostrzami z zamodelowanym zużyciem.

Rys. 3. Maksymalna zaobserwowana temperatura w czasie symulacji w przedmiocie obrabianym i płytce Baildonit dla zużycia $VB_B = 0,40$ mm

Fig. 3. Maximum observed temperature during simulation in the workpiece and Baildonit insert for VB_B wear = 0.40 mm

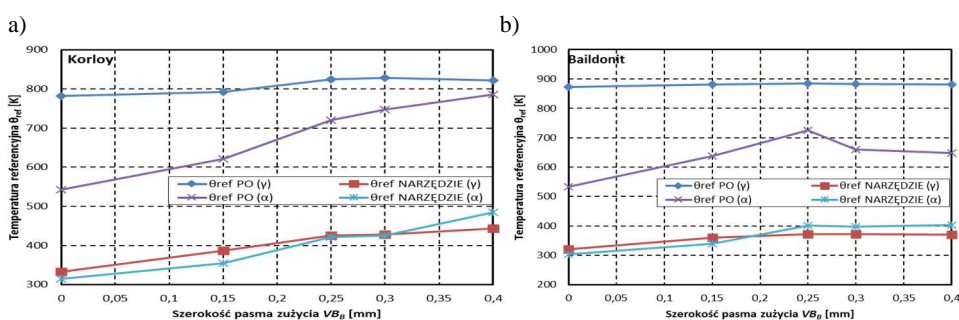


Rys. 4. Maksymalna zaobserwowana temperatura: a) w przedmiocie obrabianym, b) na ostrzu, uzyskana w modelach MES w czasie $t = 1,0$ ms

Fig. 4. The maximum temperature observed in: a) the workpiece, b) at the edge obtained, in the FEM model at time $t = 1.0$ ms

Śledząc maksymalną wartość temperatury na ostrzu (rys. 4b), zauważa się zależność podobną do zachodzącej w przedmiocie obrabianym. W przypadku płytki Korloy temperatura wzrasta stopniowo dla większych szerokości starcia. Z kolei symulacje przeprowadzone dla płytki Baildonit wskazują, że utrzymuje ona temperaturę w zakresie od 400 do ok. 440 K.

Na wykresach 5a i 5b przedstawiono wyniki pomiarów temperatury dla punktów referencyjnych przyjętych dla przedmiotu obrabianego i ostrza. Przyjęcie punktów referencyjnych miało na celu wyznaczenie powtarzalnych punktów pomiarowych. Na podstawie wykresu 5a zauważa się, że temperatura w punktach referencyjnych podczas skrawania rośnie zarówno dla ostrza, jak i przedmiotu obrabianego. Analiza wartości temperatur w punktach referencyjnych wskazuje, że wielkość przyrostu temperatury na powierzchni natarcia i przyłożenia jest zbliżona. W tabeli 7 przedstawiono rozkłady pól temperatury dla wybranych reprezentatywnych symulacji.



Rys. 5. Temperatura zaobserwowana w arbitralnych punktach referencyjnych na przedmiocie (PO) i ostrzu (NARZĘDZIE) na powierzchniach przyłożenia (α) i natarcia (γ) dla: a) płytki Korloy, b) płytki Baildonit

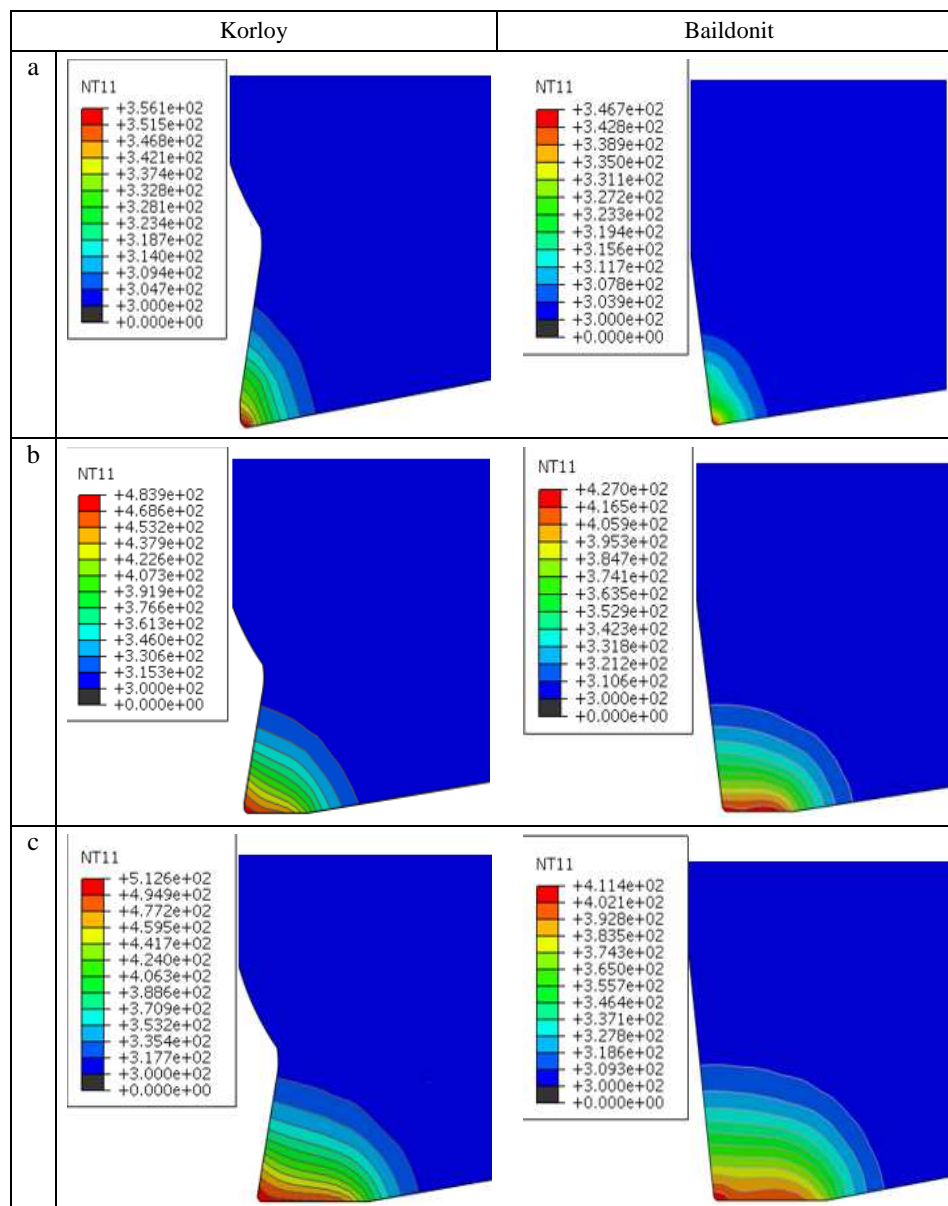
Fig. 5. Temperature observed in the arbitrary reference points on the workpiece (PO) and cutting insert (NARZĘDZIE) on the flank (α) and rake face (γ) for: a) the Korloy insert, b) the Baildonit insert

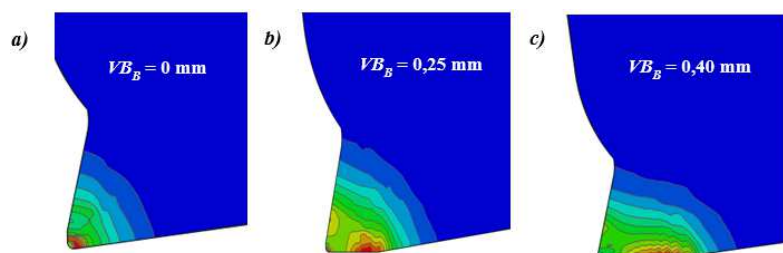
W celu dalszej analizy na rys. 6 i 7 zamieszczono wyniki symulacji dla zmiennej HFL , przedstawiającej gęstość strumienia ciepła.

Główny punkt wymiany ciepła stanowi powierzchnia przyłożenia, generując tu największe ciepło i doprowadzając do powstania pasma izoterm równoległych do powierzchni przyłożenia.

Tabela 7. Rozkład temperatur w czasie $t = 1,0$ ms dla przypadku: a) nowego ostrza, b) $VB_B = 0,25$ mm, c) $VB_B = 0,40$ mm

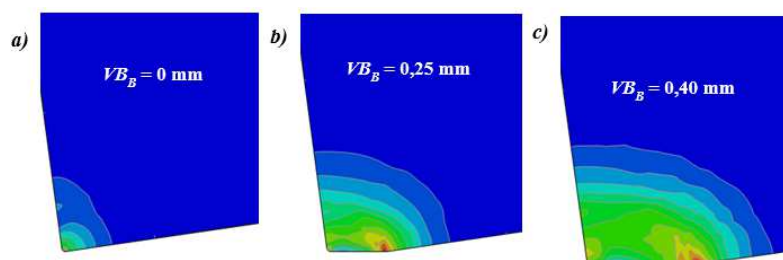
Table 7. Temperature distribution, at time $t = 1.0$ ms for: a) new cutting edge, b) $VB_B = 0.25$ mm, c) $VB_B = 0.40$ mm





Rys. 6. Rozkład gęstości strumienia ciepła dla płytki Korloy przy: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0,25$ mm, c) $VB_B = 0,40$ mm [W/m^2]

Fig. 6. Distribution of heat flux density for the Korloy insert at: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0.25$ mm, c) $VB_B = 0.40$ mm [W/m^2]



Rys. 7. Rozkład gęstości strumienia ciepła dla płytki Baildonit przy: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0,25$ mm, c) $VB_B = 0,40$ mm

Fig. 7. Distribution of heat flux density for the Baildonit insert at: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0.25$ mm, c) $VB_B = 0.40$ mm

6. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych symulacji można sformułować następujące wnioski:

- w przypadku obu analizowanych ostrzy można zauważyć, że dochodzi do stopniowego wzrostu temperatury wraz z szerokością pasma zużycia,
- temperatura w punktach referencyjnych podczas skrawania rośnie zarówno dla ostrza, jak i dla przedmiotu obrabianego, a wielkość przyrostu temperatury na powierzchni natarcia i przyłożenia jest zbliżona,
- w przypadku płytki Korloy temperatura wzrasta stopniowo dla większych szerokości starcia. Z kolei symulacje przeprowadzone dla płytki Baildonit wskazują, że utrzymuje ona temperaturę w zakresie od 400 do ok. 440 K,
- głównym punktem wymiany ciepła jest powierzchnia przyłożenia, która generuje największe ciepło. Ciepło to doprowadza do powstania pasma izo-term równoległych do powierzchni przyłożenia.

Literatura

- [1] Abouridouane M., Klocke F., Dobbeler B.: Analytical temperature prediction for cutting steel, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 65 (2016) 77-80.
- [2] Bell T., Srivastava A. K., Zhang X.: Investigations on turning Ti-6Al-4V titanium alloy using super-finished tool edge geometry generated by micro-machining process (MMP), Penn State College of Engineering, University Park, PA 2011.
- [3] Cai Y.J., Dou T., Duan C.Z., Li Y.: Finite element simulation and experiment of chip formation process during high speed machining of AISI 1045 hardened steel, *Int. J. Recent Trends Eng.*, 1 (2009) 46-50.
- [4] Dogu Y., Aslan E., Camuscu N.: A numerical model to determine temperature distribution in orthogonal metal cutting, *J. Mat. Proc. Technol.*, 171 (2006) 1-9.
- [5] Komanduri R., Hou Z.B.: A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology, *Tribology Int.*, 34 (2001) 653-682.
- [6] Kosmol J., Mieszczak W.: Zastosowanie Metody Elementów Skończonych do modelowania procesu wiercenia, *Modelowanie Inż.*, 37 (2009) 169-176.
- [7] Pantale O.: 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects, *Computer Methods Applied Mech. Eng.*, 193 (2004) 4383-4399.
- [8] Zhang Y., Outeiro J.C., Mabrouki T.: On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting, *Procedia CIRP*, 31 (2015) 112-117.

FEM ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF THE TOOL WEAR ON THE MACHINING TEMPERATURE

Summary

This paper presents the finite element analysis of the influence of tool wear on the process temperature and on chip formation model behavior. The simulation was conducted for the Johnson-Cook constitutive model. Two cutting inserts were selected for the analysis. In the FE simulation the tool was modeled as a perfectly rigid body, therefore the stress-strain analysis was excluded from its domain. The simulations were carried out for the tool with wear $VB_B = 0.25$ mm, $VB_B = 0.40$ mm and for a new insert geometry. In the simulation, inserts were subjected to an orthogonal turning. The workpiece is defined as a chip layer, as well as non-machined and machined surface. All temperature values were recorded for the simulation time $t = 1.0$ ms. The maximum temperature values on the workpiece and the tool were measured. In addition, arbitrary reference points for the workpiece and cutting edge were taken into account in the temperature analysis. The simulation results of variable heat flux (HFL) density distribution and the distribution of temperature fields are also presented.

Keywords: FEM simulation, cemented carbide, Johnson-Cook model, tool wear, temperature distribution

DOI: 10.7862/rm.2017.54

Przesłano do redakcji: 14.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

