



Numeryczne modelowanie rozprzływu ciepła w strefie skrawania dla stali C45

MARIAN BARTOSZUK

Politechnika Opolska, Wydział Mechaniczny,
Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji,
45-271 Opole, ul. Mikołajczyka 5, m.bartoszuk@po.opole.pl

Streszczenie. Artykuł poświęcony jest zagadnieniu przepływu ciepła w czasie skrawania ortogonalnego stali C45 ostrzem węglkowym bez powłok ochronnych. W badaniach modelowych, do wyznaczenia zmian rozkładu temperatury oraz wartości średniej i maksymalnej temperatury kontaktu, zastosowano zmodyfikowaną metodę różnic skończonych. Badano zmiany dystrybucji temperatury w strefie skrawania wynikające z różnej konfiguracji kształtu strumienia ciepła generowanego na płaszczyźnie poślizgu oraz na długości kontaktu wiór-powierzchnia natarcia. Symulacje rozprzływu ciepła prowadzono w oparciu o uproszczony model przepływu ciepła zakładający liniowe źródła ciepła o zmiennej intensywności wzdłuż całej swojej długości. Wyniki symulacji porównywano z danymi literaturowymi oraz wynikami eksperymentalnymi uzyskanymi na drodze pomiaru termoparą naturalną. Otrzymano akceptowalną dokładność średniej oraz maksymalnej temperatury kontaktu, potwierdzając tym samym poprawność modeli symulacyjnych.

Słowa kluczowe: obróbka skrawaniem, skrawanie ortogonalne, temperatura kontaktu, dystrybucja ciepła, symulacje MRS

1. Wstęp

Mimo ciągłego rozwoju różnych technologii wytwarzania obróbka skrawaniem wciąż odgrywa wiodącą rolę w kształtowaniu części maszyn, a stale rosnące wymagania ze strony przemysłu wymuszają nieustanny postęp w procesach obróbki skrawaniem. W celu pełniejszego poznania zjawisk zachodzących w strefie skrawania oraz zrozumienia ich wpływu na wydajność procesu oraz jakość obrabianych części niezbędne stało się numeryczne modelowanie procesu.

Jako pierwsi rozkład temperatury w strefie skrawania wyznaczyli Smith i Armarego [1]. Wykorzystali oni algorytm metody różnic skończonych (MRS) bazujący na klasycznym modelu strefy ścinania. Opierając się na podobnych założeniach, Ulutan i Lazoglu [2] wyznaczyli trójwymiarowy rozkład temperatury w wiórze, narzędziu i materiale obrabianym. W obliczeniach tych uwzględniono wpływ konwekcji ciepła do otoczenia.

Metodę elementów brzegowych (MEB) do analizy rozptywu ciepła w strefie skrawania stosowali między innymi Chan i Chandra [3]. Wyznaczyli oni temperatury i strumienie ciepłe dla wióra, ostrza i przedmiotu obrabianego. W swoich badaniach udowodnili dużą zmienność intensywności strumieni ciepłych wzdłuż płaszczyzny poślizgu i długości kontaktu. Du i inni [4], bazując na metodzie elementów brzegowych, podjęli próbę oszacowania wpływu powłok ochronnych na rozptyw ciepła w strefie kontaktu. Wykazano istotne różnice w ich oddziaływaniu na ciepłe charakterystyki procesu.

Jako przykładowe rozwiązanie z zastosowaniem metody elementów skończonych (MES) można przytoczyć opracowanie Ko i innych [5]. Stosując model termowiskoplastyczny, wyznaczyli oni rozkład odkształceń i pola temperatury w strefie skrawania. Dogu i inni [6] za pomocą MES badali kształt i położenie źródeł ciepła w strefie pierwotnych i wtórnych odkształceń plastycznych oraz wpływ warunków skrawania na lokalizację punktu występowania temperatury maksymalnej.

Na podstawie danych literaturowych oraz badań własnych można stwierdzić, że w symulacjach zjawisk termicznych zachodzących podczas skrawania materiałów metalowych kluczową rolę odgrywa prawidłowy dobór danych wejściowych. Przykładowo Ostafiev i inni [7], zmieniając warunki transferu ciepła między wiórem i narzędziem, uzyskali znaczące różnice w dystrybucji temperatury w strefie skrawania. Ponadto zauważyć należy, że kształt źródła ciepła jest jednym z głównych czynników decydujących o rozkładzie izoterm oraz o lokalizacji punktu występowania temperatury maksymalnej na długości kontaktu wiór-powierzchnia natarcia [8, 9].

2. Metodyka badań

Do badań wybrano przypadek skrawania ortogonalnego na sucho stali węglowej C45 ostrzem węglowym niepokrywanym P20, zakładając następujące warunki obróbki:

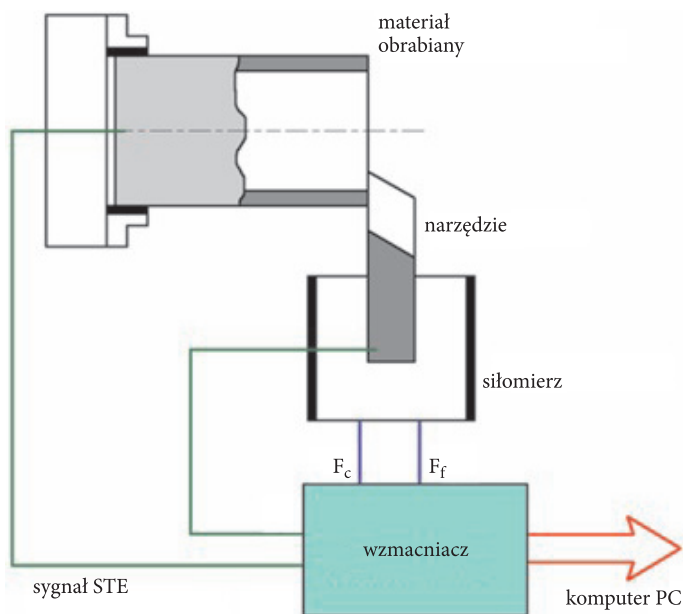
- prędkość skrawania = 100 m/min,
- posuw = 0,16 mm/obr.,
- głębokość skrawania = 2 mm,
- idealnie ostra krawędź skrawająca.

Badania eksperymentalne prowadzono w oparciu o stanowisko badawcze zbudowane na bazie tokarki TUM-35D1 ze zmodernizowanym układem napędowym

(rys. 1). W czasie badań rejestrowano wartości składowych siły skrawania oraz sygnał siły termoelektrycznej STE (rys. 2).

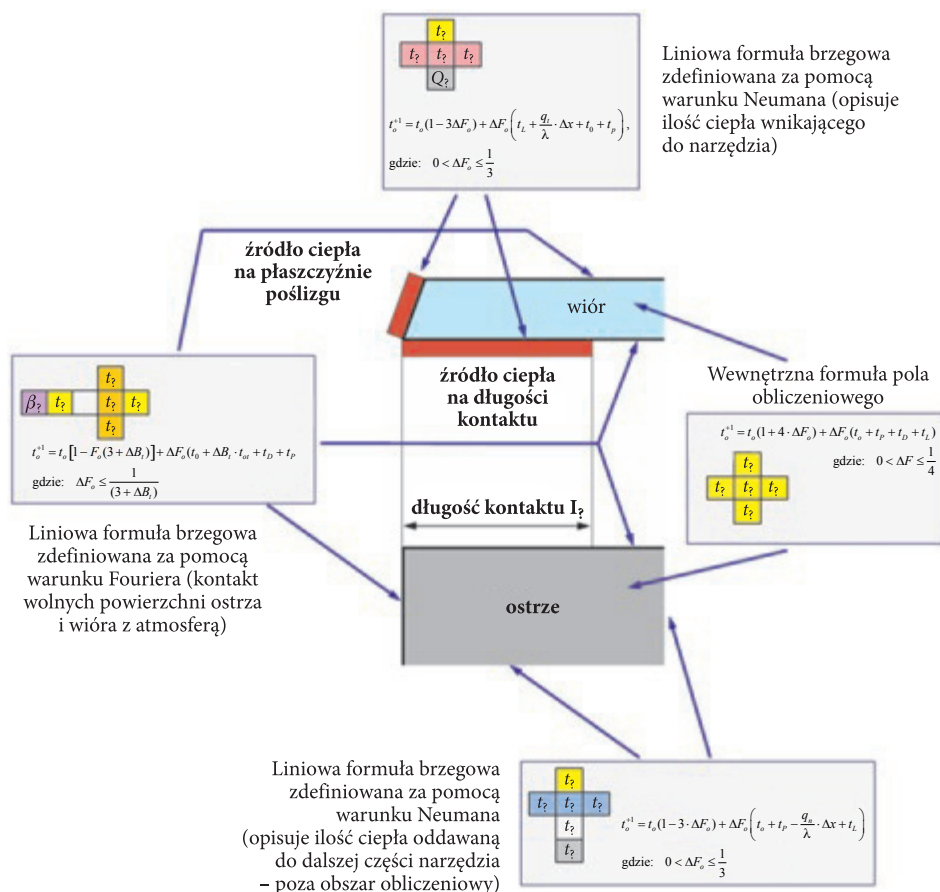


Rys. 1. Stanowisko do badań eksperymentalnych



Rys. 2. Schemat strukturalny torów pomiarowych

W badaniach numerycznych wykorzystano ze zmodyfikowanej metody różnic skończonych, która bazuje na prawie przepływu ciepła Fouriera. Jako narzędzie obliczeniowe wykorzystano typowy arkusz kalkulacyjny Microsoft Excel, gdzie każda komórka obliczeniowa odzwierciedlała jeden węzeł siatki obliczeniowej. W rezultacie model przepływu ciepła w strefie skrawania składa się z szeregu komórek, którym przypisano odpowiednie wartości oraz formuły obliczeniowe. Komórki te odzwierciedlają zarówno geometryczne jak i fizyczne cechy modelowanego procesu. Ponadto równania w nich zapisane definiują warunki brzegowe i początkowe modelu. Przykładowe formuły obliczeniowe oraz ich umiejscowienie pokazano na rysunku 3.

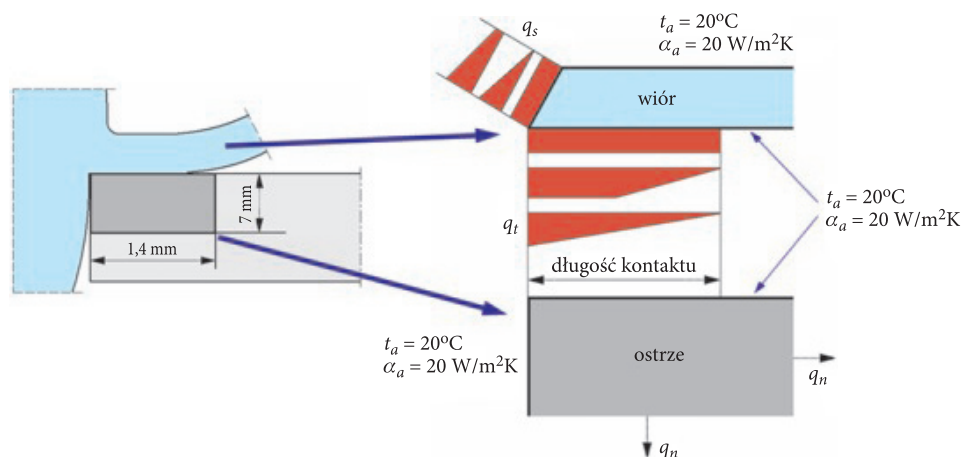


Rys. 3. Przykładowe formuły obliczeniowe modelu numerycznego

W celu właściwego zamodelowania dwuwymiarowego przepływu ciepła w strefie skrawania prawo przepływu ciepła Fouriera wyrażone było w następującej postaci [10]:

$$\frac{T_{i-1,j} - 2T_{i,j} + T_{i+1,j}}{(\Delta x)^2} + \frac{T_{i,j-1} - 2T_{i,j} + T_{i,j+1}}{(\Delta y)^2} = 0 \quad (2.1)$$

Badania symulacyjne przeprowadzono dla różnej konfiguracji źródła ciepła na płaszczyźnie poślizgu oraz na długości kontaktu. Na płaszczyźnie poślizgu zakładano płaskie, trójkątne oraz trapezoidalne źródło ciepła o zmiennej intensywności od 0 do $\pm 50\%$, natomiast na długości kontaktu źródło płaskie, trójkątne oraz trapezoidalne — podobne w swym kształcie do rozkładu naprężeń wg Zorewa. Schemat strefy skrawania wraz z zaznaczonym obszarem obliczeniowym oraz proponowaną konfiguracją kształtów źródeł ciepła pokazano na rysunku 4.



Rys. 4. Strefa skrawania z wyszczególnionym obszarem obliczeniowym

Badania symulacyjne miały na celu sprawdzenie wpływu różnych konfiguracji kształtu źródła ciepła generowanego w strefie pierwotnych i wtórnych odkształceń plastycznych na zmiany dystrybucji temperatury w strefie skrawania. Obliczenia te wykonywano w celu optymalizacji modelu pod kątem dostosowania go do prowadzenia analizy odwrotnej zagadnienia rozptyłu ciepła na styku wiór-powierzchnia natarcia.

3. Symulacje rozptyłu ciepła w strefie skrawania

W wyniku prowadzonych symulacji uzyskiwano dwuwymiarowe rozkłady temperatury w wiórze i ostrzu narzędzia. Obliczenia prowadzono zgodnie z algorytmem

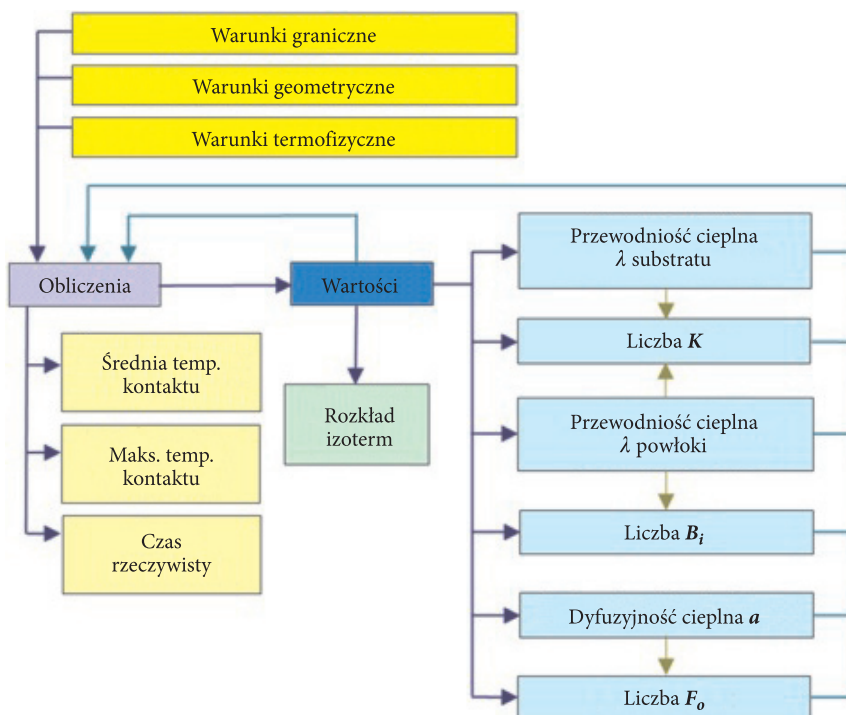
pokazanym na rysunku 5, uwzględniając w każdym kroku obliczeniowym zmianę właściwości materiałowych zależnych od temperatury (dyfuzyjności, przewodności cieplnej, liczby Biotta oraz liczby Fouriera). Przykładowo przewodność cieplna dla materiału obrabianego wyznaczana była z zależności zamieszczonych poniżej:

— dla temperatury z zakresu od 27 do 830°C

$$\lambda_w = -0,02392 \cdot t^2 + 45,7343, \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot ^\circ\text{C}} \right], \quad (3.1)$$

— dla temperatury z zakresu od 830 do 1227°C

$$\lambda_w = 272,541842 - 0,740668 \cdot t + 729,2038 \cdot 10^{-6} \cdot t^2 + -235,4044 \cdot 10^{-9} \cdot t^3 \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot ^\circ\text{C}} \right]. \quad (3.2)$$



Rys. 5. Algorytm obliczeń MRS

Przewodność cieplną dla materiału węglkowego ostrza P20 wyznaczono dla temperatury z zakresu od 20 do 1227°C z zależności:

$$\lambda_o = 33,34 + 0,01863 \cdot t + 5,7449 \cdot 10^{-6} \cdot t^2, \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot ^\circ\text{C}} \right]. \quad (3.3)$$

Natomiast dyfuzyjność termiczną odpowiednio dla wióra i ostrza narzędzia wyznaczono ze wzorów:

$$\alpha_w = \frac{\lambda_w}{\rho_w \cdot c_{pw}}, \quad \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right], \quad \alpha_o = \frac{\lambda_o}{\rho_o \cdot c_{po}}, \quad \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right], \quad (3.4)$$

gdzie: t — temperatura °C;

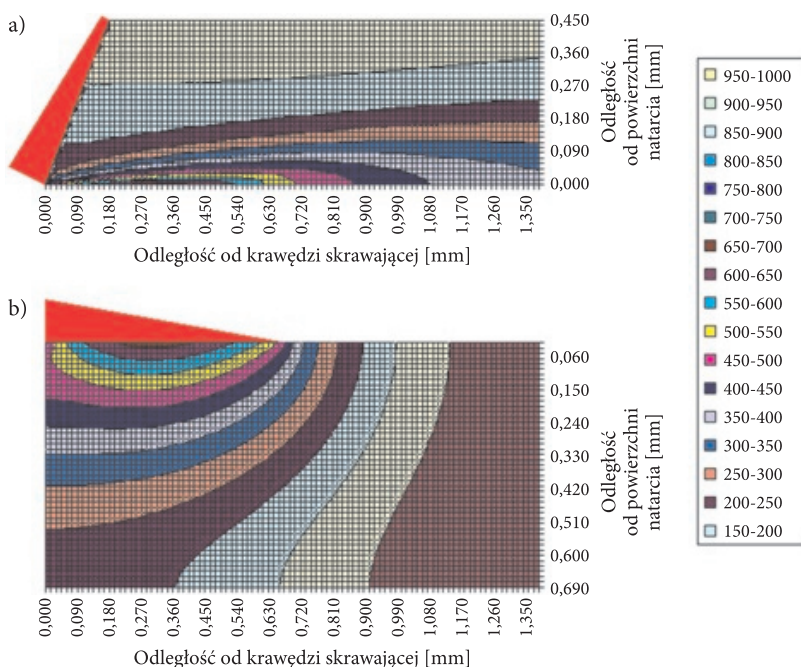
ρ_w — gęstość materiału obrabianego;

ρ_o — gęstość materiału ostrza;

c_{pw} — ciepło właściwe materiału obrabianego;

c_{po} — ciepło właściwe materiału ostrza.

Przykładowy wpływ kształtu źródła ciepła na rozkład izoterm w wiórce oraz monolitycznym ostrzu węglkowym P20 pokazano na rysunku 6. Przedstawione mapy rozkładu temperatury uzyskane dla trapezoidalnego kształtu źródła ciepła na płaszczyźnie poślizgu oraz trójkątnego źródła ciepła na długości styku wióropowierzchnia natarcia wskazują, że punkt występowania temperatury maksymalnej na powierzchni ostrza narzędzia znajduje się w okolicy połowy długości kontaktu, a jej wartość wynosi około 669°C. Natomiast wartość średniej temperatury kontaktu wynosi około 608°C. Jednocześnie należy zwrócić uwagę na wyraźnie chłodniejszą krawędź skrawającą, o temperaturze około 608°C. Zauważyć trzeba, że chłodniejsza krawędź skrawająca oraz temperatura maksymalna zlokalizowana w połowie długości l_{nc} są w zgodzie z danymi literaturowymi i tym samym potwierdzają prawidłowość budowy modeli symulacyjnych. Odnotowana na płaszczyźnie poślizgu wartość temperatury maksymalnej znajduje się w pobliżu krawędzi skrawającej i wynosi około 410°C. Na uwagę zasługuje nieco odbiegający od rzeczywistego kształt izoterm wewnątrz wióra w pobliżu płaszczyzny poślizgu, a zwłaszcza w pobliżu obszarów przyległych do krawędzi skrawającej. Fakt ten wynika z założonego uproszczenia modelu symulacyjnego. Powierzchniowe źródło ciepła (bo mówimy o analizie 2D) zastąpione zostało źródłem liniowym o odpowiednio skonfigurowanym kształcie. Spośród rozpatrywanych trzech przypadków (płaskiego, trójkątnego i trapezoidalnego) optymalny okazał się kształt trapezu o odchyleniu kształtu $\pm 50\%$. Zaznaczyć należy, że mimo różnych kształtów, wszystkie badane źródła ciepła posiadały równą sobie średnią intensywność. Na zaburzenie rozkładu izoterm wpływa również uproszczenie kształtu tarcowego źródła ciepła. Uproszczenie to wynika z założenia jednorodnej prędkości spływu wióra w całym rozpatrywanym jego obszarze,



Rys. 6. Rozkład izoterm dla wióra (a) i ostrza P20 (b); trójkątne tarciove źródło ciepła i trapezoidalne źródło na płaszczyźnie poślizgu o zmienności $\pm 50\%$

co posiada szczególne znaczenie w początkowej strefie długości kontaktu. Innym czynnikiem zmieniającym rozkład izoterm jest przyjęcie zamiast powierzchniowego źródła ciepła — źródła liniowego. W przypadku tarciovego źródła ciepła najbardziej optymalny okazał się kształt trójkątny. Dla przyjętych źródeł ciepła (trójkątnego kształtu tarciovego źródła ciepła i trapezoidalnego źródła na płaszczyźnie poślizgu) uzyskano rozbieżność wyników wynoszącą $-3,2\%$.

Z przeprowadzonych badań wynika, że kształt źródła ciepła w strefie wtórnych odkształceń plastycznych wpływa zarówno na wartość temperatury maksymalnej oraz na jej umiejscowienie na długości styku. Natomiast kształt źródła ciepła zlokalizowanego na płaszczyźnie poślizgu nie wpływa na zmianę położenia temperatury maksymalnej, a jedynie w niewielkim stopniu zmienia wartość średniej temperatury styku wiór-ostrze.

4. Podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonych badań symulacyjnych można stwierdzić, że:

- 1) Dokładność symulacji zależy od prawidłowego sformułowania modelu obliczeniowego, a głównie od warunków wymiany ciepła.

- 2) Rozkład izoterm wewnątrz wióra i narzędzia zależy głównie od kształtu źródła ciepła zlokalizowanego na długości kontaktu, a w dużo mniejszym stopniu od kształtu źródła na płaszczyźnie poślizgu.
- 3) Zmiany w konfiguracji źródła ciepła na płaszczyźnie poślizgu nie zmieniają lokalizacji temperatury maksymalnej, natomiast nieznacznie wpływają na wartość średniej temperatury kontaktu.
- 4) Różnice pomiędzy zmierzoną i zasymulowaną średnią temperaturą kontaktu mogą wynikać z niewłaściwej wartości strumieni ciepłych przyjętych do obliczeń.

Praca naukowa finansowana ze środków na naukę w latach 2010-2012 jako projekt badawczy Nr N N503 157738.

Artykuł wpłynął do redakcji 27.04.2012 r. Zweryfikowaną wersję po recenzji otrzymano w sierpniu 2012 r.

LITERATURA

- [1] A.J.R. SMITH, E.J.A. ARMAREGO, *Temperature Prediction in Orthogonal Cutting with a Finite Difference Approach*, Annals of the CIRP, 1981, 9-13.
- [2] D. ULUTAN, I. LAZOGLU, C. DINC, *Three-dimensional temperature predictions in machining process using finite difference method*, Journal of Materials Processing Technology, 209, 2009, 1111-1121.
- [3] C.L. CHAN, A. CHANDRA, *A Boundary Element Method Analysis of the Thermal Aspects of Metal Cutting Processes*, Journal of Engineering for Industry, 113, 1991, 311-319.
- [4] E. DU, M.R. LOVELL, T.W. WU, *Boundary element method analysis of temperature fields in coated cutting tools*, International Journal of Solids and Structures, 38, 2001, 4557-4570.
- [5] D.C. KO, S.L. KO, B.M. KIM, *Rigid-thermoviscoplastic finite element simulation of non-steady-state orthogonal cutting*, Journal of Materials Processing Technology, 130-131, 2002, 345-350.
- [6] Y. DOGU, E. ASLAN, N. CAMUSCU, *A numerical model to determine temperature distribution in orthogonal metal cutting*, Journal of Materials Processing Technology, 171, 2006, 1-9.
- [7] V. OSTAFIEV, A. KHARKEVICH, K. WEINERT, S. OSTAFIEV, *Tool Heat Transfer in Orthogonal Metal Cutting*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, 121/4, 1999, 541-549.
- [8] H.T. YOUNG, T.L. CHOU, 1994, *Modelling of Tool-Chip Interface Temperature Distribution in Metal Cutting*, International Journal of Mechanical Science, 36/10, 1994, 931-943.
- [9] M. BARTOSZUK, W. GRZESIK, *Numerical prediction of the interface temperature using updated Finite Difference Approach*, 13th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, May 12-13, Sintra, Portugal, 2011, 231-239.
- [10] W. GRZESIK, M. BARTOSZUK, P. NISŁONY, *Finite difference analysis of thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 44, 2004, 1451-1462.

M. BARTOSZUK**Numerical simulation of heat propagation in the cutting zone for C45 steel**

Abstract. The paper concerns heat propagation while orthogonal cutting of C45 steel by means of the carbide cutting tool without protective coating. In the model tests, the modified finite difference method was applied for determination of changes of temperature distribution, the mean and maximum contact temperatures. The tests concerned changes of temperature distribution in the cutting zone, resulting from different shape configurations of the heat flux generated on the shear plane and at the contact length between the chip and the tool rake face. Simulations of heat propagation were based on the simplified model of the heat flow assuming linear heat sources of variable intensity along its whole length. The results of simulations were compared with the data from literature and experimental data obtained from measurements by means of natural thermocouple. Acceptable accuracy of the mean and maximum contact temperature was obtained, so correctness of the simulation models was proved.

Keywords: machining, orthogonal cutting, contact temperature, heat distribution, FDM simulation