

Modelowanie sił podczas frezowania walcowo-czołowego w oparciu o hybrydowy model numeryczno-analityczny

Hybrid numerical-analytical model for force prediction in end milling

MAREK MADAJEWSKI
SZYMON WOJCIECHOWSKI
NATALIA ZNOJKIEWICZ
PAWEŁ TWARDOWSKI*

DOI: <https://doi.org/10.17814/mechanik.2018.8-9.125>

Prezentowany sposób predykcji składowych siły całkowitej podczas obróbki frezem walcowo-czołowym w oparciu o metodę elementów skończonych (MES) i podejście analityczne. Model hybrydowy wyznacza wartości sił F_f i F_{fn} , które porównano z wartościami doświadczalnymi z testów obejmujących pomiar sił w trakcie frezowania.

SŁOWA KLUCZOWE: metoda elementów skończonych, modelowanie, składowe siły całkowitej, frezowanie walcowo-czołowe

Presented is method for prediction of cutting force components during end milling process by utilizing finite element analysis (FEA) combined with classical analytical approach. Hybrid model predicts F_f and F_{fn} force components which are compared with empirical measurements from milling operation.

KEYWORDS: finite element analysis, modelling, force components, end milling

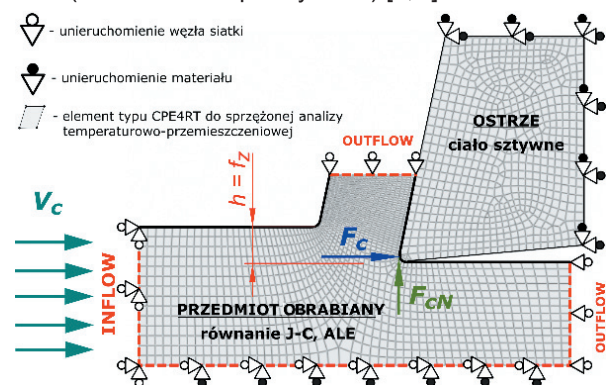
Technika numeryczna – metoda elementów skończonych (MES) – była wykorzystywana przez badaczy zajmujących się mechaniką skrawania już na przełomie lat 70. i 80. XX w. Z powodu wysokiej złożoności problemu analizę skrawania ograniczano do modelu ortogonalnego. Zabieg ten miał sprowadzić problem do płaskiego stanu odkształcenia, ułatwić modelowanie geometrii oraz ograniczyć liczbę stopni swobody. Pomimo tak dalekich uproszczeń modelowanie procesu skrawania w oprogramowaniu MES naraża wiele problemów, przez co do dziś w publikacjach naukowych dominują modele dwuwymiarowe [3, 6, 8]. Modele ortogonalne, mimo że pozornie proste, zapewniają badaczom unikalny wgląd w strefę skrawania, ale wciąż są często niewystarczające do praktycznego rozwiązywania problemów w przemyśle.

W pracy przedstawiono hybrydowy model numeryczno-analityczny do predykcji sił podczas frezowania walcowo-czołowego stali 42CrMo4 (40HM) [4, 5]. W modelu wykorzystano symulację MES do wyznaczenia oporów właściwych skrawania dla zadanej geometrii ostrza w skrawaniu ortogonalnym. Dane te kolejno, za pomocą modelu analitycznego, bazującego na mechanistycznym modelu Altintasa [1], zostaną przeliczone na siły działające w układzie obrabiarki dla zmiennej grubości warstwy skrawanej podczas frezowania. Takie podejście do problemu może znaleźć zastosowanie na etapie projektowania frezów monolitycznych przed wykonaniem prototypów.

Model MES formowania wióra

Model skrawania ortogonalnego, służący do wyznaczenia oporu właściwego skrawania dla płaskiego stanu odkształcenia, został przygotowany w programie ABAQUS. Jego założenia przedstawiono na rys. 1.

Zaproponowany model wymaga wstępnego zdefiniowania kształtu wióra z uwzględnieniem geometrii ostrza oraz parametrów skrawania. Model jest zbudowany z dwóch rodzajów powierzchni: swobodnych typu Lagrange'a (czarna pełna linia) oraz ze zdefiniowanych powierzchni Eulera (czerwona linia przerywana) [4, 6].



Rys. 1. Schemat modelu MES skrawania ortogonalnego

W powierzchniach typu Lagrange'a ruch materiału i węzły siatki są ze sobą związane, natomiast w powierzchniach typu Eulera ruchy materiału i węzłów siatki są od siebie niezależne, a materiał może przepływać przez siatkę elementów skończonych. Zdefiniowany w ten sposób model zagadnienia zachowuje się jak skorupa, przez którą przepływa materiał z zadaną prędkością.

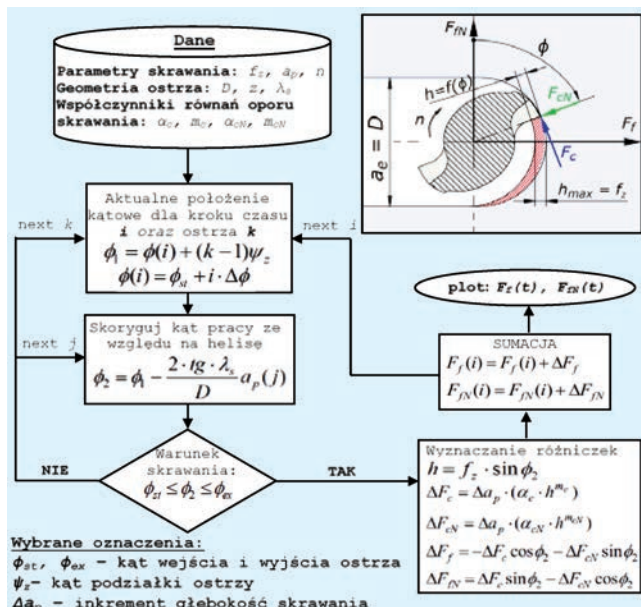
Materiał napierający przez swobodne powierzchnie Lagrange'a na ostrze, zamodelowane jako ciało sztywne, powoduje powstanie nacisków na powierzchniach natarcia i przyłożenia, które są rejestrowane jako pozioma i pionowa składowa siły całkowitej. Geometria wióra jest modyfikowana wraz z przebiegiem symulacji i dąży do osiągnięcia stanu ustalonego (w którym wyniki nie zmieniają się znacząco w czasie). Parametr posuwu f_z jest tożsamy z grubością warstwy skrawanej h , a prędkość skrawania v_c jest zadana jako warunek brzegowy typu Velocity, określający prędkość przepływu materiału przez powierzchnię Inflow. Głębokość skrawania a_p jest określona jako grubość sekcji przedmiotu w kierunku prostopadłym do płaszczyzny rysunku.

Podczas symulacji zaleca się stosować algorytm ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian), który w regularnych odstępach czasu symulacji wygładza i zachowuje właściwe proporcje siatki pomimo znacznych deformacji przedmiotu. Model materiału nie zawiera warunków zniszczenia ani dekohezji, gdyż formowanie wióra odbywa się poprzez określenie ścieżek rozprywu materiału (outflow).

* Mgr inż. Marek Madajewski (marek.w.madajewski@doctorate.put.poznan.pl), dr inż. Szymon Wojciechowski (szymon.wojciechowski@put.poznan.pl), mgr inż. Natalia Znojkiwicz (natlia.w.znojkiwicz@doctorate.put.poznan.pl), dr hab. inż. Paweł Twardowski prof. PP (pawel.twardowski@put.poznan.pl) – Zakład Obróbki Skrawaniem Politechniki Poznańskiej

Model analityczny frezowania

Zastosowano ogólny mechanistyczny model do predykcji przebiegu sił podczas frezowania walcowo-czołowego [1, 3, 4]. Model został zrealizowany w programie MATLAB, a jego uproszczony schemat przedstawiono na rys. 2 wraz z najważniejszymi zależnościami.



Rys. 2. Uproszczony schemat modelu sił w układzie obrabiarki dla frezu walcowo-czołowego

W modelu wykorzystywane są współczynniki oporu właściwego skrawania k_c oraz k_{CN} , które dla zadanej geometrii ostrza i wybranego materiału obrabianego zostały wyznaczone na drodze modelowania numerycznego i zamodelowane równaniem regresji. Zadaniem tego kodu jest przekształcenie składowych siły całkowitej F_c i F_{CN} z układu narzędzia w skrawaniu ortogonalnym do układu obrabiarki jako siły F_f i F_{FN} , z uwzględnieniem liczby ostrzy frezu czy kąta pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s .

Zastosowanie modelu mechanistycznego umożliwia wyznaczenie grubości warstwy skrawanej w funkcji kąta obrotu frezu na podstawie prostej zależności trygonometrycznej. Dlatego siły w układzie obrabiarki będą się zmieniać w sposób sinusoidalny.

Zadając parametry f_z i a_p dla zbadanego zakresu, można będzie przewidzieć siły w funkcji kąta obrotu lub czasu skrawania dla frezu o liczbie ostrzy z .

Model konstytutywny oraz stałe materiałowe

Naprężenia w przedmiocie obrabianym zostały wyznaczone za pomocą modelu konstytutywnego Johnsona–Cooka [2]. Model ten umożliwia wyznaczenie wartości zastępczego naprężenia Hubera–Misesa–Hencky'ego w zależności od odkształcenia, prędkości odkształcenia i temperatury. Model jest wyrażony w postaci:

$$\sigma_y = \left(A + B \varepsilon_p^n \right) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_p} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_1 - T_0} \right)^m \right)$$

Gdzie do zmiennych niezależnych należą: ε_p – zastępcze odkształcenie plastyczne, $\dot{\varepsilon}_p$ – zastępcza prędkość odkształcenia plastycznego oraz T – temperatura. Model wymaga również zdefiniowania stałych termomechanicznych, które zestawiono w tabelicy z parametrami modelu J–C dla stali 42CrMo4.

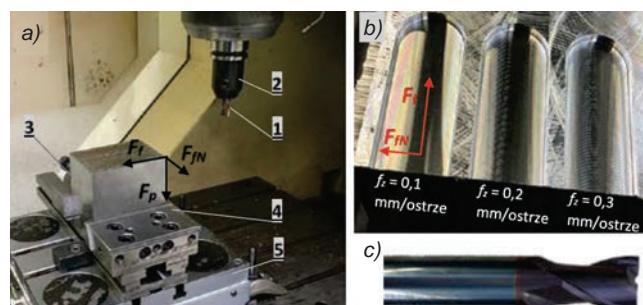
TABLICA. Parametry równania Johnsona–Cooka dla stali 42CrMo4 oraz stałe termomechaniczne [7, 8]

Model J–C dla stali 42CrMo4		Stale termomechaniczne	Stal	Węgiel spiekany
stała granicy plastyczności A , MPa	852	gęstość ρ , kg/m ³	7850	15 000
stała modułu utwardzania B , MPa	1102	moduł Younga E , GPa	210	800
współ. pręd. odkształcenia C	0,008	współ. Poissona ν	0,3	0,2
stała współ. utwardzania n	0,7	przew. cieplna λ , W/m·K	38	80
stała zmniejszenia materiału m	1,0	ciepło właściwe C_p , J/kg·K	358	203
ref. prędkość odkształcenia $\dot{\varepsilon}_0$, s ⁻¹	1000	współczynnik tarcia μ		0,4
temperatura odniesienia T_0 , K	300			
temperatura topnienia T_1 , K	1783			

Stanowisko pomiarowe i warunki badań

W celu weryfikacji hybrydowego modelu sił podczas frezowania walcowo-czołowego przeprowadzono badania empiryczne na trójosiowym centrum frezarskim firmy DMG typu DMC70V. Wykorzystano dwuoszronowy monolityczny frez węglkowy firmy Fraisa o średnicy $\varnothing 12$ mm (rys. 3a–1, 3c), kącie natarcia $\gamma_0 = 12^\circ$, kącie przyłożenia $\alpha_0 = 5^\circ$ i kącie pochylenia głównej krawędzi skrawającej $\lambda_s = 30^\circ$.

Przedmiotem obrabianym (rys. 3a–3) był blok stali 42CrMo4 o twardości 13±14 HRC, zamocowany w imadle (rys. 3a–4), połączonym z trójskładowym siłomierzem piezoelektrycznym (rys. 3a–5). Sygnał z siłomierza był przekazywany do wzmacniacza firmy Kistler i rejestrowany na komputerze z częstotliwością próbkowania ok. 10 000 Hz.



Rys. 3. Stanowisko do pomiaru sił podczas frezowania (a), przedmiot obrabiany po zakończeniu prób doświadczalnych (b), zastosowany frez Fraisa U5400 $D = 12$ mm (c)

Pomiary sił wykonano łącznie dla dziewięciu przejść na długości 50 mm (rys. 3b), dla kombinacji parametrów f_z : 0,1; 0,2; 0,3 mm/ostrze oraz a_p : 0,25; 0,5; 1,0 mm. Skrawano pełną średnicą frezu ($a_e = 12$ mm) dla $v_c = 150$ m/min. Te same parametry przyjęto w modelu analitycznym i MES.

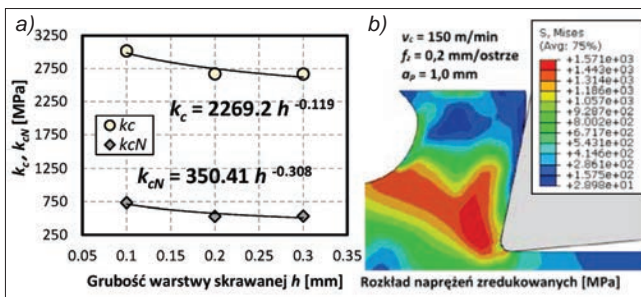
Trójskładowy siłomierz piezoelektryczny mierzył składowe siły całkowitej w kierunkach równoległych do osi obrabiarki: posuwową normalną F_{FN} , posuwową F_f oraz odporową F_p . W modelu nie uwzględniono składowej siły odporowej.

Wyniki badań i ich analiza

Na rys. 4a zaprezentowano średnie wartości oporu właściwego skrawania uzyskane z badań MES wraz z zastosowanym modelem regresji w postaci funkcji potęgowej.

Dla każdej grubości h została przyjęta wartość średnia oporu właściwego skrawania, wynikająca z trzech symulacji przeprowadzonych z różnymi głębokościami a_p . Uzyskane w ten sposób wartości rozstępu nie przekroczyły 7% dla k_{cN} i 2,3% dla k_c . Niezależnie od grubości warstwy skrawanej h , wartości k_c i k_{cN} zmieniały się losowo względem badanych głębokości skrawania a_p . Wyniki symulacji potwierdzają znaną zależność, że głębokość skrawania a_p nie ma znaczącego wpływu na wartość oporu właściwego skrawania.

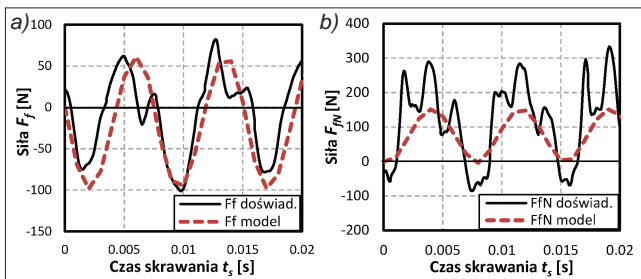
Na rys. 4b przedstawiono rozkład zredukowanych naprężeń Hubera–Misesa–Hencky’ego w warstwie wióra dla wybranych parametrów skrawania. Można wyodrębnić pasmo wysokich naprężeń w płaszczyźnie ścinania. Potwierdza to zasadność stosowania tego modelu do modelowania procesu skrawania.



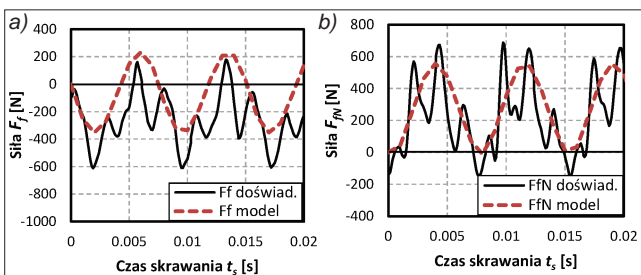
Rys. 4. Model dla średnich wartości oporu właściwego skrawania na podstawie MES (a), rozkład naprężeń w warstwie wióra (b)

Na rys. 5 i 6 przedstawiono porównanie przebiegów składowych siły całkowitej z badań doświadczalnych (sygnał niefiltrowany) z modelem numeryczno-analitycznym na dwóch przykładach. Przebiegi czasowe składowych F_{FN} oraz F_T , oszacowane w oparciu o model hybrydowy, wykazują dużą zgodność z przebiegami doświadczalnymi. Niemniej jednak w przypadku przebiegów czasowych zamodelowanej składowej F_{FN} , dla $f_z = 0,1$ mm/ostrze, $a_p = 0,5$ mm, oraz składowej F_T , dla $f_z = 0,2$ mm/ostrze oraz $a_p = 1,0$ mm, występuje niedoszacowanie w stosunku do wartości doświadczalnych.

Pomimo tego niedoszacowania model odwzorowuje charakterystyczny przebieg tych dwóch składowych siły całkowitej, gdzie siła F_T oscyluje asymetrycznie względem



Rys. 5. Porównanie składowych siły z badań doświadczalnych i modelu hybrydowego dla $f_z = 0,1$ mm/ostrze i $a_p = 0,5$ mm



Rys. 6. Porównanie składowych siły z badań doświadczalnych i modelu hybrydowego dla $f_z = 0,2$ mm/ostrze i $a_p = 1,0$ mm

wartości zerowej, a składowa F_{FN} ma charakter okresowo zmienny i rośnie od zera do wartości maksymalnej. Jako potencjalne przyczyny błędu niedoszacowania można wskazać przyjęcie *a priori* założenia o stałej wartości współczynnika tarcia dla całej serii badań, różnice we właściwościach materiału badanego i materiału, dla którego przygotowano model konstytutywny Johnsona–Cooka, oraz wykonanie pojedynczych prób doświadczalnych dla każdego zestawu parametrów skrawania. Jednak najważniejszym czynnikiem wpływającym na różnice – zarówno jakościowe, jak i ilościowe – w przebiegach sił jest różnica w sztywności zaproponowanego modelu teoretycznego i rzeczywistego badanego układu OUPN.

Siły zmierzone w próbach doświadczalnych są zależne nie tylko od przekroju warstwy skrawanej, lecz także od sztywności i bezwładności układu OUPN, warunkujących obecność przemieszczeń części roboczej narzędzia. W konsekwencji ma to wpływ na fluktuacje przekroju warstwy skrawanej w funkcji kąta obrotu narzędzia, a w ten sposób również na zmienność chwilowych wartości sił. Natomiast zaproponowany model hybrydowy bazuje na zależnościach trygonometrycznych, a ostrze jest zamodelowane jako ciało idealnie sztywne.

Wnioski

- Model MES formowania wióra, bazujący na równaniu konstytutywnym Johnsona–Cooka z predefiniowaną geometrią wióra o powierzchniach Lagrange’a i Eulera, pozwala skutecznie zamodelować proces skrawania ortogonalnego. Uzasadnia to występowanie w modelu płaszczyzny ścinania charakteryzowanej przez pasmo wysokich naprężeń zastępczych rzędu $1,3 \div 1,56$ GPa oraz zaobserwowane odrywanie się wióra od powierzchni natarcia (rys. 4b).
- Symulacje komputerowe potwierdziły znaną zależność, że opór właściwy skrawania zależy przede wszystkim od grubości warstwy skrawanej, a nie od głębokości skrawania. Przy stałej grubości warstwy skrawanej h , gdy wartości k_c i k_{cN} zmieniały się losowo w funkcji głębokości skrawania a_p , rozbieżność wyników sięgała zaledwie kilku procent. Umożliwia to zwiększenie zakresu zastosowania modelu hybrydowego poza badany zakres a_p .
- Hybrydowy model frezowania walcowo-czołowego zadowalająco odwzorowuje składowe siły całkowitej (F_T i F_N). Jednak w niektórych przypadkach zauważalne są znaczne różnice w wartościach siły, sięgające 259 N. Różnice podobnego rzędu zaobserwowano w badaniach [4]. Głównym źródłem odstępstw modelu od przebiegu doświadczalnego sił jest dynamika układu OUPN.

LITERATURA

1. Altintas Y. "Manufacturing Automation". Cambridge: CUP, 2012.
2. Cook W.H., Johnson G.R. "A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures". *Proc. of the 7th Int. Symposium on Ballistics* (1983).
3. Ducobu F., Rivière-Lorphèvre E., Filippi E. "Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) formulation". *Finite Elements in Analysis and Design*. 134 (2017): s. 27–40.
4. Jin X., Altintas Y. "Prediction of micro-milling forces with finite element method". *Journal of Materials Processing Technology*. 212 (2012): s. 542–552.
5. Jing X., Li H., Wang J., Tian Y. "Modelling the cutting forces in micro-end-milling using a hybrid approach". *Int. Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 74 (2014).
6. Mashayekhi M., Salimi M., Vaziri M.R. "Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models". *Simulation Modelling Practice and Theory*. 19 (2011): s. 718–733.
7. Močko W. "Effects of cumulative fatigue damage under tensional cyclic loading on the constitutive relation of AISI 1045 steel". *Proc. of the 4th Int. Conference on Nonlinear Dynamics* (2013).
8. Pantale O. "2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects". *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 193 (2004): s. 4383–4399.