

Dr hab. inż. Jan BUREK, prof. PRz; mgr inż. Karol ŻURAWSKI;
mgr inż. Piotr ŻUREK (Politechnika Rzeszowska):

**ANALIZA SKŁADOWYCH SIŁY SKRAWANIA I NAPRĘŻEŃ W WARSTWIE
WIERZCHNIEJ METODĄ ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH W OBRÓBCE
STOPU TYTANU Ti6Al4V**

Streszczenie

W pracy przedstawiono uzyskane w programie AdvantEdge wyniki badań symulacyjnych procesów frezowania stopu tytanu: punktowego frezem kulistym oraz obwodowego frezem stożkowym. Omówiono wpływ rodzaju modelu materiałowego, geometrii narzędzia i półfabrykatu oraz parametrów obróbki.

Słowa kluczowe: *metoda elementów skończonych, składowe siły skrawania, frezowanie punktowe, frezowanie obwodowe*

**ANALYSIS OF COMPONENTS OF THE CUTTING FORCE AND STRESSES
IN THE SURFACE LAYER USING THE FINITE ELEMENT METHOD IN MACHINING
OF THE Ti6Al4V TITANIUM ALLOY**

Abstract

In the article, the results of simulation studies of point milling and flank milling of titanium alloy will be presented. The impact of the material model type, tool and blank geometry, machining parameters will be described, in particular. The FEM simulation will be performed in the AdvantEdge application.

Keywords: *finite element method, components of the cutting forces, point milling, flank milling*

ANALIZA SKŁADOWYCH SIŁY SKRAWANIA I NAPRĘŻEŃ W WARSTWIE WIERZCHNIEJ METODĄ ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH W OBRÓBCE STOPU TYTANU Ti6Al4V

Jan BUREK, Karol ŻURAWSKI, Piotr ŻUREK¹

1. WPROWADZENIE

Dynamiczny postęp techniki i ciągle rosnące wymagania przemysłu lotniczego wymuszają stosowanie nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych. Wśród tych materiałów ważną rolę odgrywają stopy tytanu, które są wykorzystywane do budowy m. in. elementów podwozia, sprężarek wysokiego i niskiego ciśnienia. Stopy tytanu w zależności od struktury i obecnych pierwiastków stopowych, można podzielić na:

- stopy α – z dodatkami Al, O, N,
- stopy β – z dodatkami Mb, Fe, V, Cr, Mn,
- mieszane stopy $\alpha + \beta$, w których obecna jest mieszanina obu klas.

Mieszane stopy $\alpha + \beta$ typu Ti6Al4V stanowią większość obecnie używanych stopów tytanu, przede wszystkim w sektorze lotniczym i kosmicznym. Stopy te charakteryzują się wysoką wytrzymałością względną w temperaturze pokojowej oraz w podwyższonej (do 470°C), dobrą wytrzymałością zmęczeniową oraz wyjątkową odpornością na korozję [2, 3, 8, 9].

W porównaniu do stali, skrawalność stopów tytanu jest względnie niska. Słaba przewodność cieplna powoduje powstawanie wysokich sił skrawania oraz szybki wzrost temperatury w strefie skrawania. Z kolei wysoka temperatura (powyżej 470°C) sprzyja występowaniu reakcji chemicznych pomiędzy wiórem a narzędziem, co z kolei skutkuje nagłymi pęknięciami krawędzi skrawającej. Ponadto wysoki stopień umocnienia przez zgniot stopów tytanu oraz niska wartość modułu sprężystości dodatkowo obniża ich skrawalność. Stąd też ciągle prowadzi się badania dotyczące

¹ Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza, Katedra Techniki Wytwarzania i Automatykacji, ul. Wincentego Pola 2, Budynek C, 35-959 Rzeszów

optymalizacji procesów obróbkowych, zarówno w zakresie narzędzi jak też parametrów obróbki [4, 6, 9].

Z powyższych powodów istotne jest wykorzystanie metody elementów skończonych (MES) do modelowania procesu skrawania tych stopów. Umiejętne wykorzystanie symulacji MES pozwala ograniczyć liczbę badań eksperymentalnych, co bezpośrednio wpływa na obniżenie kosztów opracowania procesu technologicznego. Obecnie coraz szerzej dostępne aplikacje MES pozwalają na prognozowanie m.in.: składowych siły skrawania, naprężeń oraz odkształceń występujących w obrabianym materiale, temperatury w strefie skrawania, geometrii wióra oraz kierunku jego spływu [7, 8, 10].

W niniejszej pracy zaprezentowano metodykę oraz wyniki badań symulacyjnych procesów frezowania punktowego frezem kulistym stopu tytanu Ti6Al4V, a także przedstawiono wpływ rodzaju modelu materiałowego (konstrytywnego) oraz parametrów obróbkowych.

2. REALIZACJA BADAŃ SYMULACYJNYCH

Badania symulacyjne zostały wykonane w oprogramowaniu AdvantEdge firmy Third Wave System. Jest to aplikacja dedykowana do modelowania procesów skrawania metodą elementów skończonych. Umożliwia ona symulację 2D i 3D procesów toczenia, frezowania, gwintowania, wiercenia, wytaczania oraz wiercenia [10].

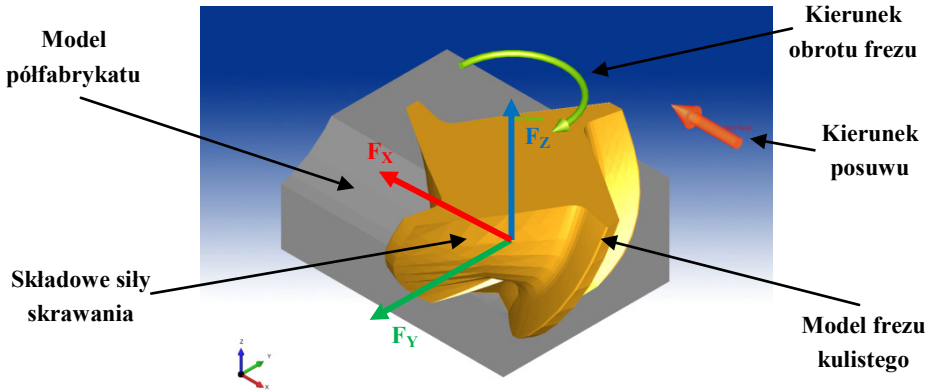
2.1. DEFINICJA GEOMETRII NARZEDZIA I PÓLFABRYKATU

Parametry geometryczne narzędzia, które zostały wykorzystane do wygenerowania modelu, zostały zawarte w tab.1.

Tabela 1. Parametry geometryczne frezu kulistego

Oznaczenie	1B240-0800-XA 1630
Średnica narzędzia [mm]	8
Średnica rdzenia [mm]	4,8
Długość części roboczej [mm]	19
Promień zaokrąglenia ostrza [mm]	0,04
Liczba ostrzy	4
Kąt nachylenia linii śrubowej rowka wirowego [°]	30
Promieniowy kąt natarcia [°]	10,5
Kąt przystawienia narzędzia [°]	5
Kąt stożka [°]	0

Zarówno geometria narzędzia jak i półfabrykatu zostały utworzone za pomocą odpowiednich generatorów wbudowanych w aplikację MES-owską. W niniejszym przypadku symulację przeprowadzono dla przypadku frezowania punktowego monolitycznym frezem kulistym firmy Sandvick Coromant o symbolu 1B240-0800-XA 1630. Wygenerowany model frezu kulistego wraz z półfabrykatem przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Wygenerowany model frezu kulistego wraz z półfabrykatem i składowymi siłami skrawania

2.2. DEFINICJA MODELU KONSTITUTYWNEGO

Zdefiniowanie zależności naprężenia plastycznego płynięcia obrabianego materiału było najistotniejszym zagadnieniem dotyczącym właściwości materiałowych. W przypadku modelowania procesu skrawania równanie konstytutywne powinno uwzględniać co najmniej wpływ odkształcenia materiału oraz temperatury. W niniejszej pracy zastosowano dwa różne konstytutywne modele materiałowe: model wykładniczy (Power Law) oraz model Johnsona-Cooka [4].

Model wykładniczy (Power Law) standardowo wbudowany w oprogramowanie AdvantEdge został określony równaniem 1 [6 ,10]:

$$g(\varepsilon_p) = \sigma_0 \Theta(T) \left(1 + \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_p^0}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (1)$$

gdzie:

σ_0 – granica plastyczności,

ε_p – odkształcenie plastyczne,

ε_p^0 – odkształcenie plastyczne w punkcie odniesienia,

n – wykładnik umocnienia odkształceniowego,

$\Theta(T)$ – funkcja zmiękczenia temperaturowego określona równaniami (2) i (3):

$$\Theta(T) = c_0 + c_1 T^1 + c_2 T^2 + c_3 T^3 + c_4 T^4 + c_5 T^5 \text{ jeżeli } T < T_{cut} \quad (2)$$

$$\Theta(T) = \Theta(T_{cut}) \left(1 - \frac{T - T_{cut}}{T_{melt} - T_{cut}}\right) \text{ jeżeli } T \geq T_{cut} \quad (3)$$

gdzie:

$c_0, c_1, c_2, c_3, c_4, c_5$ – współczynniki wielomianu piątego stopnia,

T_{cut} – temperatura powyżej której funkcja zmęczenia temperaturowego definiowana jest liniowo,

T_{melt} – temperatura topnienia,

Model Johnsona-Cooka został zdefiniowany równaniem (4). Zawiera ono trzy niezależne od siebie człony opisujące zależność pomiędzy naprężeniem a odkształceniem, prędkością odkształcenia i temperaturą. Brak sprzężenia pomiędzy poszczególnymi danymi wejściowymi znacznie upraszcza model oraz proces kalibracji. Wadą tego rozwiązania jest stosunkowo wąski zakres zgodność symulacji zastosowania modelu [1, 5, 6, 10].

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (A + B \varepsilon^n) \left(1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right) \left(1 - \left(\frac{T - T_R}{T_m - T_R}\right)^m\right) \quad (4)$$

gdzie:

A – granica plastyczności dla parametrów odniesienia: temperatury T_R i prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}_0$,

B – współczynniki umocnienia odkształceniowego,

C – współczynnik umocnienia dynamicznego,

T_m – temperatura topnienia

Parametry materiałowe dla modelu wykładniczego i Johnsona-Cooka zostały przedstawione w tab. 2.

Tabela 2. Parametry modelu materiałowego Power Law i Johnsona – Cooka dla stopu Ti6Al4V [1, 2, 6]

Power Law		Johnson-Cook	
σ_0 [MPa]	952	A [MPa]	782,7
n	22,19	B [MPa]	498,4
ε_p^0	0,035	n	0,28
ε_{cut}^0	0,12	C	0,028
c_0	1,822	m	1
c_1	-0,00571	ε_p^0 [1/s]	1
c_2	$1,7 \cdot 10^{-5}$		
c_3	$-2,164 \cdot 10^{-8}$		
c_4	$6,48 \cdot 10^{-12}$		

2.3. DEFINICJA PARAMETRÓW PROCESU SKRAWANIA

Kolejnym etapem przygotowania badań symulacyjnych było zdefiniowanie parametrów procesu skrawania. Wartości głębokości a_p i szerokości a_e skrawania pozostawały niezmiennie, natomiast prędkości skrawania v_c oraz posuwu f_z były zmieniane od wartości nominalnej zalecanych przez firmę Sandvick Coromant. Prędkość skrawania v_c przyjęto w zakresie 100% - 25% (co 25%), posuw na ostrze f_z w zakresie 150% - 75% (co 25%). Zestawienie zastosowanych parametrów obróbkowych przedstawiono w tab. 4.

Tabela 4. Parametry obróbkowe zastosowane do symulacji

Strategia obróbki	Punktowa
Materiał obrabiany	Ti6Al4V
Narzędzie skrawające	1B240-0800-XA 1630
Prędkość skrawania v_c [m/min]	216; 162; 108; 54
Prędkość posuwu f_z [mm/ostrze]	0,171; 0,143; 0,114; 0,086
Głębokość skrawania a_p [mm]	1,5
Szerokość skrawania a_e [mm]	1,5

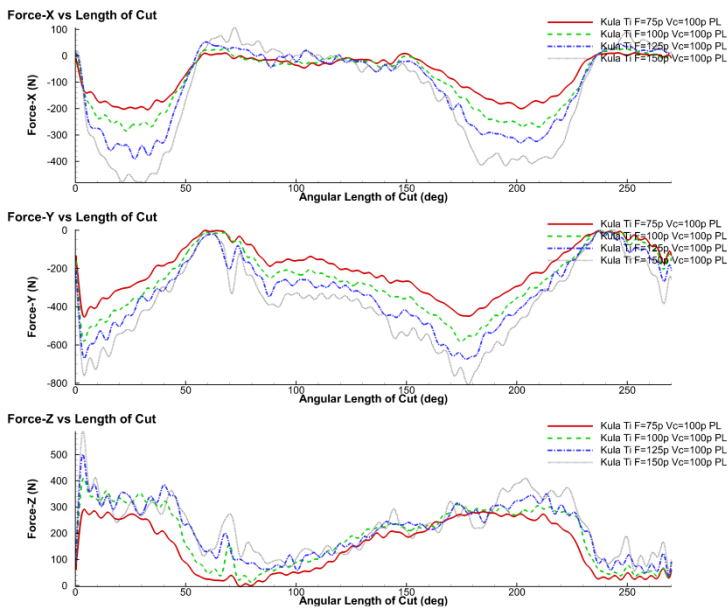
3. WYNIKI BADAŃ SYMULACYJNYCH

Celem badań symulacyjnych było określenie składowych siły skrawania w funkcji kąta obrotu narzędzia, temperatury i naprężeń warstwy wierzchniej.

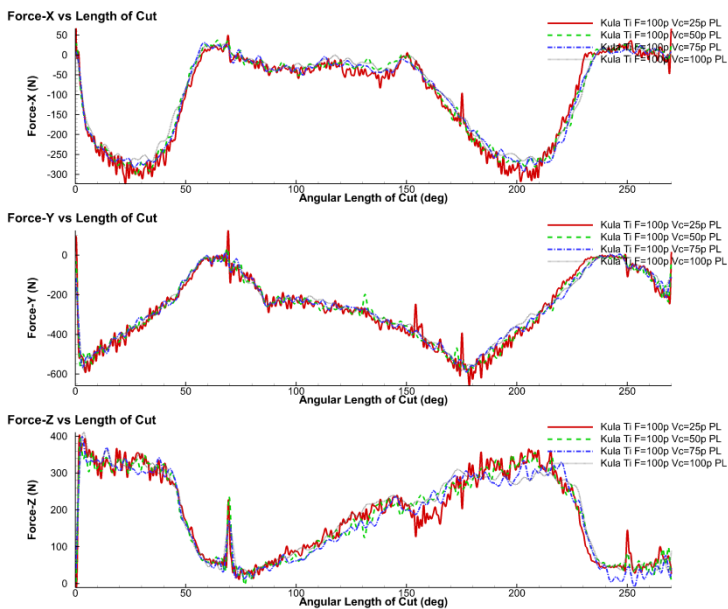
Przebiegi składowych siły skrawania dla modelu wykładniczego, przy stałej prędkości skrawania $v_c=216$ [m/min] oraz wartościami posuwu $f_z=0,171; 0,143; 0,114; 0,086$ [mm/ostrze] zostały przedstawione na rys. 2, natomiast na przy stałym posuwie $f_z= 0,143$ i prędkościami skrawania $v_c=216; 162; 108; 54$ [m/min] pokazano na rys. 3.

Analizując przedstawione przebiegi można zauważyć wyraźną korelację pomiędzy składowymi siły skrawania a wartością posuwu. Zmiana posuwu f_z powodowała proporcjonalny wzrost wartości składowej F_x (w kierunku posuwu) i F_y (w kierunku prostopadłym do posuwu) siły skrawania. Tendencja ta utrzymywała się przy zastosowaniu różnych prędkości skrawania v_c . Podobnej relacji nie można było dostrzec w przy stałym posuwie f_z i zmiennej prędkości skrawania v_c . Dodatkowo przy zastosowaniu modelu materiałowego Johnsona-Cooka, wartości składowych siły skrawania w poszczególnych osiach malały o około 20% (rys. 4).

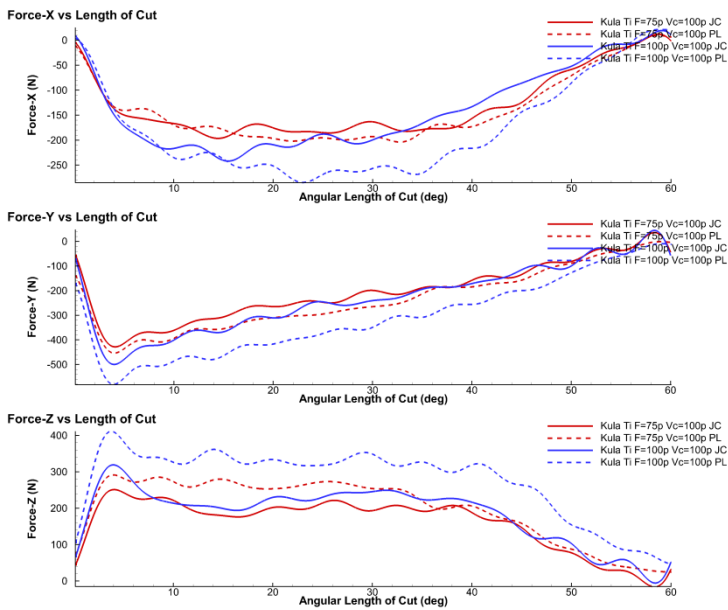
Na rys. 5 przedstawiono rozkład pól temperatury w strefie skrawania i naprężeń zredukowanych w warstwie wierzchniej przy stałej prędkości skrawania v_c i różnych posuwach f_z . Wzrost wartości posuwu przyczynił się do zwiększenia temperatury w strefie skrawania, a także poszerzenia obszaru działania podwyższonej temperatury zarówno w półfabrykacie, jak i ostrzu skrawającym. Ponadto wzrost posuwu skutkowało zintensyfikowaniem naprężenia w warstwie wierzchniej półfabrykatu.



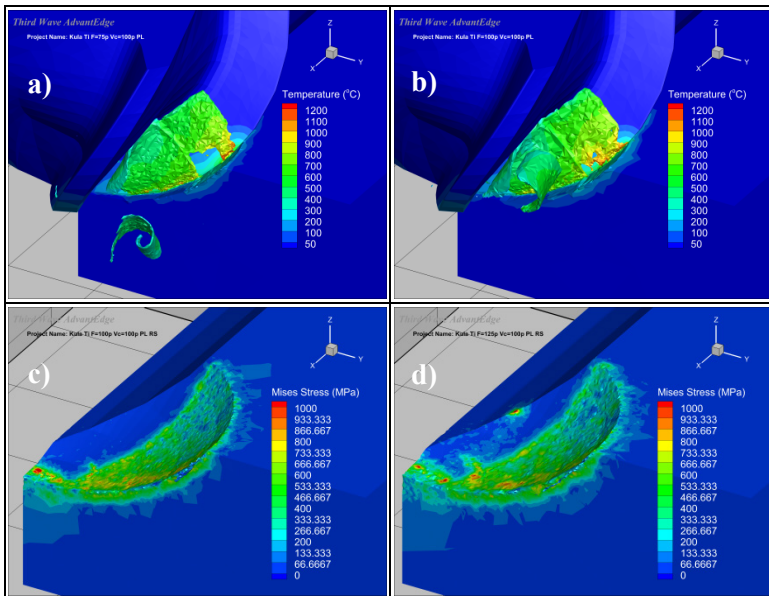
Rys. 2. Przebiegi składowych siły skrawania według modelu wykładniczego: przy prędkości skrawania $v_c=216$ [m/min] oraz posuwach $f_z=0,171; 0,143; 0,114; 0,086$ [mm/ostrze]



Rys. 3. Przebiegi składowych siły skrawania według modelu wykładniczego: przy posuwie $f_z=0,143$ [mm/ostrze] i prędkościach skrawania $v_c=216; 162; 108; 54$ [m/min]



Rys. 4. Przebiegi składowych siły skrawania według modelu wykładniczego oraz Johnsona-Cooka: przy prędkości skrawania $v_c=216$ [m/min] oraz posuwach $f_z=0,086; 0,114$ [mm/ostrze]



Rys.5. Rozkład a) b) pól temperatury w strefie skrawania c) d) naprężeń zredukowanych w warstwie wierzchniej półfabrykatu dla modelu wykładniczego oraz prędkości skrawania $v_c=216$ [m/min] i $f_z=0,086$ [mm/ostrze] (a, c); 0,114 [mm/ostrze] (b, d)

4. PODSUMOWANIE

Badania symulacyjne wykazały istotny wpływ parametrów skrawania na wartość składowych siły skrawania, temperatury w strefie obróbki oraz naprężenia powstające w warstwie wierzchniej podczas obróbki stopu tytanu Ti6Al4V. Najistotniejszy wpływ miała wartość posuwu, której modyfikacja powodowała proporcjonalną zmianę we wszystkich wcześniej wymienionych aspektach procesu skrawania. Ponadto znaczący wpływ na wynik badań symulacyjnych miał wybór równania konstytutywnego opisującego obrabiany materiał. Różnice w składowych siły skrawania pomiędzy dwoma zastosowanymi modelami konstytutywnymi sięgały nawet 20% wartości.

Należy jednak pamiętać, że bez wcześniejszej weryfikacji modeli materiałowych, które stanowią podstawę każdej symulacji obróbki metodą elementów skończonych, uzyskane wyniki badań mogą mieć wyłącznie charakter rozpoznawczy określający wstępne warunki do badań doświadczalnych, a nie stanowić podstawę do opracowywania ostatecznej technologii obróbki.

LITERATURA

- [1] CHUNHUI J., YONGHANG L., XUDA Q., QING Z., DAN S., TAN., *3D FEM simulation of helical milling hole process for titanium alloy Ti-6Al-4V*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Springer, 2015.
- [2] EZUGWU E.O., WANG Z.M., *Titanium alloys and their machinability – a review*, Journal of Materials Processing Technology, Elsevier, 1997.
- [3] JIANFENG M., DUONG H. N., SHUTING L., *3D numerical investigation of the performance of microgroove textured cutting tool in dry machining of Ti-6Al-4V*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Springer, 2015.
- [4] LASKOWSKI P., KRUPA K., HABRAT W., PRZESTACKI D., SIENIAWSKI J., *Toczenie stopu Ti-6Al-4V z zastosowaniem wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco-smarującej*, Mechanik, 08-09.2014, 403 – 410.
- [5] MOĆKO W., KOWALEWSKI Z. L., *Zastosowanie wybranych równań konstytutywnych do opisu właściwości mechanicznych stali wysokoazotowej typu VP159*, Modelowanie inżynierskie, Wydział Mechaniczny Technologiczny Politechniki Śląskiej w Gliwicach, 2012, 203 – 201.
- [6] NIEŚLONY P., GRZESIK W., CHUDY R., LASKOWSKI P., HABRAT W., *3D FEM simulation of titanium machining*, International Conference on Advanced Manufacturing Engineering and Technologies – NEWTECH 2013 – Volume 1, 31 – 40.
- [7] NIEŚLONY P., HABRAT W., *Badania eksperymentalne oraz symulacyjne MES dla różnych modeli konstytutywnych procesu frezowania stopu Ti6Al4V*, Mechanik, 08-09.2014, 63 – 72.
- [8] ZĘBALA W., *Modelowanie procesu toczenia materiałów trudnoskrawalnych*, Mechanika – Czasopismo Techniczne, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, 2011.
- [9] *Poradnik obróbki skrawaniem*, Sandvick Coromant, 2010.
- [10] *Third Wave AdvantEdge v 6.4 User's Manual*, Minneapolis, 2014.