

NOWE MOŻLIWOŚCI PROGNOZOWANIA EFEKTÓW ENERGETYCZNYCH W PROCESIE SKRAWANIA

Kazimierz A. ORŁOWSKI¹, Tomasz OCHRYMIUK²

1. WPROWADZENIE

Szacuje się, że w światowej produkcji wartość elementów do urządzeń mechanicznych otrzymywanych w operacjach obróbki skrawaniem stanowi około 15%. Jednakże, pomimo oczywistego znaczenia ekonomicznego i technicznego, obróbka skrawaniem nadal pozostaje jedną z mniej poznanych operacji wytwarzania, z powodu niskiej zdolności przewidywania efektów otrzymywanych ze stosowanych modeli [1]. Większość modeli teoretycznych zamieszczanych w podręcznikach i poradnikach [4, 5, 8], wykorzystuje do wyjaśniania zjawisk zachodzących w strefie skrawania (znacząco gorszy [1]) model tworzenia wióra z pojedynczą płaszczyzną ścinania, pomimo wielu cechujących go wad [1, 6]. Jednakże, mimo szerokiej krytyki modelu, ten jest powszechnie stosowany ze względu na swoją prostotę [6]. Siły skrawania w tym klasycznym podejściu wyznacza się na bazie właściwej powierzchniowej siły skrawania k_c [4, 5, 13], który co do wartości równa się energii właściwej skrawania (objętościowej) e_c , co ma duże znaczenie praktyczne [4, 5]. Bazując na równaniu Merchant'a (1941) [6], można wyznaczyć szacunkowe wartości kąta ścinania Φ_c , definiującego położenie płaszczyzny ścinania (rys. 1), dla skrawania ortogonalnego.

Wspomniane zagadnienia mogą być również analizowane z wykorzystaniem współczesnej mechaniki pękania [3, 14, 15], która była z powodzeniem zastosowana przez Atkinsa [2, 3] do opisu zjawisk zachodzących w strefie skrawania podczas obróbki metali oraz przy przecinaniu drewna piłami [9, 10, 11]. W dalszej części niniejszego opracowania zostanie przedstawiona metodyka wyznaczania wiązkości (energii właściwej niezbędnej na tworzenie nowej powierzchni) oraz naprężeń tnących w strefie ścinania na podstawie powszechnie dostępnych

¹ Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, ul. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk.

² Instytut Maszyn Przepływowych im. Roberta Szwalskiego PAN, Ośrodek Termomechaniki Płynów, Zakład Przepływów Transonicznych i Metod Numerycznych, ul. Fiszerka 14, 80-952 Gdańsk.

gdzie:

k_{c1} – opór właściwy skrawania dla grubości warstwy skrawania $h = 1$ mm [13],
 m_c – wykładnik potęgowy [13].

Dla wartości grubości warstwy skrawanej $h \geq 1$ mm [3], korzystając z modelu tworzenia wióra z pojedynczą płaszczyzną ścinania, można wyznaczyć szacunkowe wartości kąta ścinania Φ_c , definiującego położenie płaszczyzny ścinania (rys. 1), dla skrawania ortogonalnego, na podstawie równania Merchant'a:

$$\Phi_c = 45^\circ - \frac{1}{2}(\beta_\mu - \gamma_f) \quad (3)$$

gdzie:

β_μ – kąt tarcia definiowany jako $\arctg \mu = \beta_\mu$,

μ – jest współczynnikiem tarcia pomiędzy wiórem i powierzchnią natarcia.

Według Atkinsa [1], dla ustalonego stanu deformacji, praca skrawania w czasie (moc) niezbędna do usunięcia materiału obrabianego składa się z wewnętrznej pracy odkształceń plastycznych w płaszczyźnie ścinania, pracy zużywanej na tarcie wióra o powierzchnię natarcia oraz pracy niezbędnej na formowanie nowej powierzchni. Te trzy składowe muszą być pokonane poprzez zewnętrzną siłę F_c przemieszczającą się względem powierzchni obrobionej z prędkością skrawania v_c . Siłę skrawania F_c można zatem przedstawić w postaci [2, 3]:

$$F_c = \frac{\tau_\gamma b \gamma}{Q_{shear}} h + \frac{Rb}{Q_{shear}} \quad (4)$$

gdzie:

τ_γ – naprężenia graniczne materiału obrabianego podczas ścinania [Pa],

γ – odkształcenie przy ścinaniu wzdłuż płaszczyzny ścinania, opisane zależnością:

$$\gamma = \frac{\cos \gamma_f}{\cos(\Phi_c - \gamma_f) \sin \Phi_c} \quad (5)$$

R jest pracą właściwą (energiją) niezbędną do wytworzenia pęknięcia o powierzchni jednostkowej w trakcie skrawania (wiążkość, ang. *fracture toughness*), Q_{shear} – korekcja tarcia:

$$Q_{shear} = [1 - (\sin \beta_\mu \sin \Phi_c / \cos(\beta_\mu - \gamma_f) \cos(\Phi_c - \gamma_f))] \quad (6)$$

Dla najmniejszej wartości siły F_c kąt ścinania Φ_c spełnia zależność [2]:

$$\left[1 - \frac{\sin \beta_\mu \sin \Phi_c}{\cos(\beta_\mu - \gamma_f) \cdot \cos(\Phi_c - \gamma_f)} \right] \cdot \left[\frac{1}{\cos^2(\Phi_c - \gamma_f)} - \frac{1}{\sin^2 \Phi_c} \right] = \\ = -[\cot \Phi_c + \tan(\Phi_c - \gamma_f) + Z] \cdot \left[\frac{\sin \beta_\mu}{\cos(\beta_\mu - \gamma_f)} \left\{ \frac{\cos \Phi_c}{\cos(\Phi_c - \gamma_f)} + \frac{\sin \Phi_c \sin(\Phi_c - \gamma_f)}{\cos^2(\Phi_c - \gamma_f)} \right\} \right] \quad (7)$$



w której stała $Z = \frac{R}{\tau_\gamma \cdot f_z}$ sprawia, że wartość kąta ścinania Φ_c jest uzależniona od własności materiału obrabianego, w odróżnieniu od klasycznej zależności Ernst'a – Merchant'a [4, 5, 6, 8]. Równanie (7) jest rozwiązywane numerycznie i pozwala na wyznaczenie wartości kątów ścinania nawet dla niewielkich wartości grubości warstwy skrawanej, a także tym samym umożliwia zwiększyć precyzję modelowania sił skrawania [2, 3, 10].

2.2. SPOSÓB WYZNACZANIA STAŁYCH MATERIAŁOWYCH

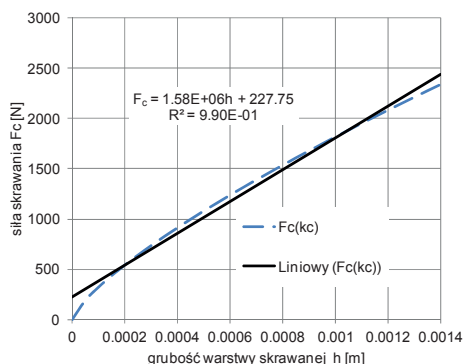
Do wyznaczenia stałych materiałowych R i τ_γ można wykorzystać linowy przebieg zmian siły skrawania $F_c = f(h)$ [2, 9], gdyż taki charakter ma równanie (3). Metodyka postępowania w przypadku dysponowania danymi empirycznymi dla operacji przecinania drewna została opisana w pracy [9], która może być także zastosowana do szacowania właściwości materiałowych obrabianych metali. W niniejszym opracowaniu proponuje się wykorzystanie danych katalogowych sił właściwych skrawania, na bazie których można wygenerować przebieg $F_c = f(h)$. Przykładowy wykres zmian siły skrawania F_c (według zależności (2)) w funkcji grubości warstwy skrawanej h , przy toczeniu ulepszonej cieplnie stali C50 (0,5%C, Mn < 1%, twardość 210 HB; dla kąta natarcia $\gamma_f = 0^\circ$, $k_c = 1820 \text{ Nmm}^{-2}$, $m_c = 0,25$, [13]) dla kąta przystawienia $\kappa_r = 90^\circ$, szerokości warstwy skrawanej $b = 0,001 \text{ mm}$, pokazano na rys. 2 (linia przerywana). Przebieg ten nie jest funkcją liniową i ma swój początek w punkcie przecięcia osi układu współrzędnych, dlatego też, postanowiono zastąpić go przebiegiem liniowym (linia ciągła – trend liniowy), którego równanie (wartość współczynnika determinacji $R^2 = 0,99$) ma postać:

$$F_c = 1,58E6 \cdot h + 227,75 \quad (8)$$

Z wartości czynnika wolnego $b = 227,75$, tj. współrzędnej punktu przecięcia prostej z osią rzędnych (tzw. Y – intercept), można wyznaczyć wartość wiązkości materiału, przyjmując współczynnik korekcji tarcia $Q = 1$ (z równania (6) dla $h = 0$, $\Phi_c = 0^\circ$). Dla stali C50 praca właściwa (energia) niezbędna do wytworzenia pęknięcia o powierzchni jednostkowej w trakcie skrawania (wiązkość, ang. *fracture toughness*) wynosi $R = 227,75 \text{ kJm}^{-2}$. W następnym kroku, z wartości współczynnika kierunkowego równania (8) $a = 1,58E6$ można wyznaczyć naprężenia tnące w płaszczyźnie ścinania τ_γ . W tym celu zakłada się, że obróbka odbywa się dla $h \geq 0,001 \text{ m}$, kąt tarcia $\beta_\mu = \arctg \mu = 38,66^\circ$ dla płytki z węgla spiekane niepokrywanego ($\mu = 0,8$, jako wartość średnia z $\mu = 0,6$ [12] i $\mu = 1$ [5] dla stali C50). Dla tych wartości z równania (3) wyznaczony kąt ścinania ma wartość $\Phi_c = 25,67^\circ$. Tak więc, odkształcenie postaciowe przyjmuje wartość $\gamma = 2,5612$, a współczynnik korekcji tarcia $Q = 0,6877$ i ostatecznie otrzymuje się dla stali C50 naprężenia tnące w płaszczyźnie ścinania $\tau_\gamma = 424,24 \text{ MPa}$.



Otrzymane wartości, zarówno wiążkości R jak i naprężeń tnących w płaszczyźnie ścinania τ_γ są zbliżone do danych eksperymentalnych dla stali SAE 1112 ($\tau_\gamma = 445$ MPa, $R = 200$ kJm⁻²) przytaczanych przez Atkinsa [2]. Ich znajomość pozwala na: prognozowanie efektów energetycznych nawet dla niewielkich grubości warstw skrawanych, wyznaczanie towarzyszących im kątów ścinania i odkształceń postaciowych.



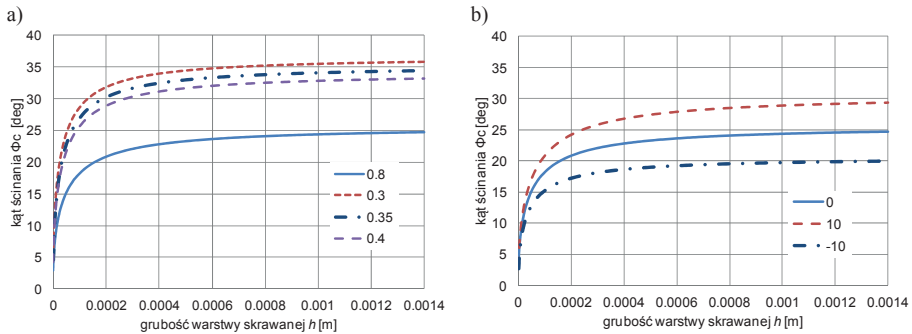
Rys. 2. Siła skrawania F_c podczas toczenia stali C50 (szerokość warstwy skrawanej $b = 0,001$ m) wyznaczona na bazie siły właściwej skrawania k_c (linia przerywana) wraz z trendem liniowym (linia ciągła)

3. PROGNOZOWANIE SIŁ SKRAWANIA

Postanowiono przeprowadzić szacowanie sił skrawania w oparciu wyznaczone dane materiałowe $\tau_\gamma = 424,24$ MPa i $R = 227,75$ kJm⁻² w celu określenia wpływu zmian kąta natarcia na trzech poziomach $\gamma_f = -10^\circ; 0^\circ; +10^\circ$, a także warunków tarcia tj. płytka niepokrywana ($\mu = 0,8$), oraz przy zastosowaniu różnych powłok ochronnych, rekomendowanych dla operacji toczenia na sucho lub z chłodzeniem minimalnym MQL, Balinit®X.CEED ($\mu = 0,4$, rodzaj powłoki Al-TiN), Balinit® LATUMA ($\mu = 0,35$, materiał powłoki AlTiN) i Balinit®FUTURA NANO ($\mu = 0,3$, materiał powłoki TiAlN) [7].

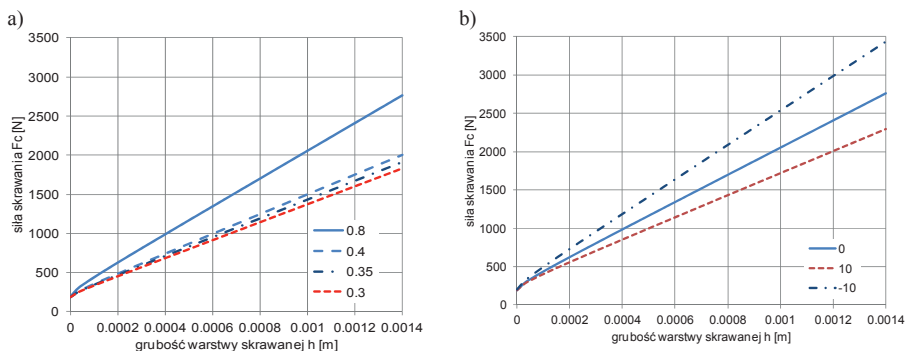
Na rysunku 3a zaprezentowano otrzymane wyniki prognozowania wartości kąta ścinania $\Phi_c(h, \mu)$ dla modelu, wywodzącego się ze współczesnej mechaniki pęknięcia, który ujmuje pracę rozdzielania materiału wraz z tarciem na powierzchni natarcia i deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania. Zgodnie z oczekiwaniami, spadek wartości współczynnika tarcia μ wywołuje wzrost wartości kąta ścinania Φ_c . Z kolei na rys. 3b pokazano wpływ wartości kąta natarcia i grubości warstwy skrawanej h na wartość kąta ścinania Φ_c . Również w tym przypadku otrzymano spodziewane wyniki, tzn. wzrost kąta natarcia wywołuje wzrost kąta

ścinania Φ_c i odwrotnie dla kąta natarcia ujemnego obserwowany jest spadek wartości kąta ścinania Φ_c . Jednakże, najistotniejszym jest to, że można z zastosowaniem powyższego modelu z jedną płaszczyzną ścinania wyznaczać kąty ścinania dla niewielkich grubości warstwy skrawanej h .



Rys. 3. Przewidywane wartości kąta ścinania Φ_c w funkcji grubości warstwy skrawanej h , współczynnika tarcia m pomiędzy wiórem i powierzchnią natarcia (a, dla kąta natarcia $\gamma_f = 0^\circ$) oraz wartości kąta natarcia (b, dla współczynnika tarcia $\mu = 0,8$) podczas toczenia stali C50

Porównanie prognozowanych wartości sił skrawania uzyskanych za pomocą modelu obliczeniowego, który ujmuje pracę rozdzielania materiału wraz z tarcieniem na powierzchni natarcia, deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania przedstawiono na rys. 4. Rezultaty obliczeń z rys. 4a potwierdzają, że zastosowanie zaawansowanych powłok ochronnych, które powodują zmniejszenie sił tarcia pomiędzy ostrzem i materiałem obrabianym, może skutkować obniżeniem sił skrawania nawet o około 34% w stosunku do płytki niepokrywanej, jak to



Rys. 4. Porównanie prognozowanych sił skrawania uzyskanych z użyciem modelu zawierającego pracę rozdzielania materiału, pracę tarcia na powierzchni natarcia i deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania, gdzie: a – wpływ warunków tarcia ($\gamma_f = 0^\circ$), b – wpływ wartości kąta natarcia ($\mu = 0,8$)



ma miejsce dla pokrycia typu Balinit®FUTURA NANO ($\mu = 0,3$). Na podstawie otrzymanych wyników pokazanych na rys. 4b, zastosowanie ujemnego kąta natarcia $\gamma_f = -10^\circ$ wywołuje 24% wzrost siły skrawania w stosunku do sił skrawania otrzymywanych dla kąta natarcia $\gamma_f = 0^\circ$, zaś przy dodatnim kącie natarcia $+10^\circ$ obserwowany jest 17% spadek siły skrawania.

4. PODSUMOWANIE

Wykazano skuteczność zaproponowanej metodyki wyznaczania wiążkości (energii właściwej niezbędnej na tworzenie nowej powierzchni) oraz naprężeń tnących w strefie ścinania na podstawie powszechnie dostępnych danych katalogowych dla materiałów metalowych. Ponadto, otrzymane wyniki prognozowania wartości kąta ścinania dla przyjętego modelu, wywodzącego się ze współczesnej mechaniki pęknięcia, który ujmuje pracę rozdzielania materiału, tarcie na powierzchni natarcia, deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania, poszerzają możliwości modelowania efektów energetycznych procesu przecinania, nawet dla niewielkich wartości grubości warstwy skrawanej. Oprócz tego, model ten, z pojedynczą płaszczyzną ścinania, daje szerokie możliwości do prowadzenia analiz i ilościowej oceny wpływu poszczególnych czynników, takich warunki tarcia i kąt natarcia, na efekty energetyczne obróbki skrawaniem.

LITERATURA

- [1] ASTAKHOV V.P., *On inadequacy of single-shear plane model of chip formation*. International Journal of Mechanical Sciences 47, 2005, 1649–1672.
- [2] ATKINS A.G., *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: qualitative explanations for some longstanding problems*. International Journal of Mechanical Sciences 45, 2003, 373–396.
- [3] ATKINS A.G., *The science and engineering of cutting. The mechanics and process of separating, scratching and puncturing biomaterials, metals and non-metals*. Butterworth-Heinemann is an imprint of Elsevier, Oxford, 2009.
- [4] GROTT K.H., ANTONSSON E.K. (Eds.), *Machining Processes*. W: Springer Handbook of Mechanical Engineering, Part B: Applications in Mechanical Engineering. Springer, 2008: 606–656.
- [5] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. WNT, Warszawa, 2010.
- [6] MARKOPOULOS A.P., *Cutting mechanics and analytical modeling* (Chapter 2). W: Finite Element Method in Machining Processes. SpringerBriefs in Manufacturing and Surface Engineering. 2013. 11–27. ISBN: 978-1-4471-4329-1.
- [7] OERLIKON BALZERS, Powłoki Balinit®. <http://www.oerlikonbalzerscoating.com/bpl/pol/01-products-services/02-balinit-coatings/indexW3DnavidW261.php> (dostęp 24.05.2013).
- [8] OLSZAK W., *Obróbka skrawaniem*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa, 2008.
- [9] ORLOWSKI K.A., PAŁUBICKI B., *Recent progress in research on the cutting process of wood. A review COST Action E35 2004–2008: Wood machining – micromechanics and fracture*. Holzforschung, 63, 2009, 181–185.



- [10] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., *Sposób prognozowania kąta ścinania w strefie skrawania przy przecinaniu drewna*. W: Obróbka Skrawaniem: Współczesne problemy. Szkoła Obróbki Skrawaniem, nr 4, B. Kruszyński (red.). Łódź : Politechnika Łódzka, 2010, 449–456.
- [11] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., ATKINS A., CHUCHALA D., *Application of fracture mechanics for energetic effects predictions while wood sawing*. Wood Sci Technol, 2013, DOI 10.1007/s00226-013-0551-x, 15, (First on line, Open Access).
- [12] OZLU, E., BUDAK, E., MOLINARI, A., *Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 49/11, 2009, 865-875.
- [13] PORADNIK OBRÓBKII SKRAWANIEM (Toczenie – Frezowanie – Wiercenie – Wytaczanie – Systemy narzędziowe). POL/01 ©AB Sandvik Coromant 2010.
- [14] WILLIAMS J.G., *Friction and plasticity effects in wedge splitting and cutting fracture tests*. J of Materials Science, 33, 1998, 5351 – 5357.
- [15] WILLIAMS J.G., PATEL Y., BLACKMAN B.R.K., *A fracture mechanics analysis of cutting and machining*. Engineering Fracture Mechanics 77,(1) Issue 2, 2010, 293–308.

NEW OPPORTUNITIES FOR FORECASTING OF ENERGETIC EFFECTS IN THE CUTTING PROCESS

Methodology of determination of fracture toughness (specific energy for a new surface formation) and shear yield stresses on the basis of the catalogue data being in common usage is presented. Thanks to applying elements of fracture mechanics the forecasting of energetic effects is considerably extended beyond the range of the classical approach based on the Ernst-Merchant theory.

Key words: fracture mechanics, fracture toughness, shear angle, cutting force forecasting

