SPIS TREŚCI

Nauka i Technika

Andrzej Seweryn, Adam Tomczyk, Zenon Mróz
Strefa kumulacji uszkodzeń przed wierzchołkiem propagującej szczeliny
The damage accumulation zone ahead of the crack tip 3

Andrzej Łukaszewicz, Andrzej Seweryn
Weryfikacja kryteriów pękania elementów z karbami trójkątnymi
Verification of fracture criteria of elements with v-shaped notches 6

Andrzej Seweryn, Adam Adamowicz
Metoda więzów analitycznych i metoda elementów analitycznych
Analytical constraints method and analytical elements method 9

Sylwester Samborski
Wybrane zadadnienia inicjacji i wzrostu pęknięć w porowatych materiałach ceramicznych
Chosen questions of crack initiation and propagation in porous ceramic materials 13

Jerzy Lipski
Identyfikacja procesów dynamicznych z zastosowaniem sieci neuronowych
Application of neural network to identification of dynamical process 15

Dariusz Prostański, Józef Jonak
Problemy wykorzystania sieci neuronowej do identyfikacji procesu skrawania skał nożami obrotowymi
A problem of the neural network utilization for identification of rock cutting process by rotating bits 18

Jarosław Zubrzycki, Józef Jonak
Zastosowanie analizy numerycznej do badania obciążenia noży płaskich skrawających materiał kruchy
Use of numerical analysis to investigations the charge of flat knives cutting off fragile material 21

Krzysztof Kotwica, Piotr Gospodarczyk
Zastosowanie noży specjalnych koronowych do urabiania skał zwięzłych
Application of new solution of bell picksto mining of hard rocks 24

Józef Jonak, Jerzy Podgórski, Jarosław Zubrzycki
Wybrane zagadnienia mechaniki procesu skrawania materiałów
Select problems of mechanics process of machine cutting of materials 27

Andrzej Zniszczyński
Odspajanie większych brył skalnych w procesie urabiania
Separation of bigger rocky lumps in process of mining 32

Witold Biały
Wybrane metody badania urabialności węgla
Selected methods of measuring coal's mineability 36

Rafał Rusinek, Jerzy Warmiński, Kazimierz Szabelski, Andrzej Teter,
Grzegorz Litak, Jerzy Lipski, Kazimierz Zaleski
Wpływ zmiennych parametrów toczenia wzdłużnego na jakość powierzchni obrobionej
Influence of changeable parameters of straight turning on final surface quality 41

SPIS TREŚCI

Marta Słowik, Ewa Błazik-Borowa
Wpływ doboru prętów zbrojeniowych na rozkład naprężeń w elemencie betonowym
The influence of the choice of reinforcement's bars on stress distribuction in concrete element *43*

Jerzy Podgórski
Wpływ warunku stanu granicznego na kierunek propagacji rysy w materiale sprężysto-kruchym
Influence of the limit state criterion on direction of the crack propagation in the elastic-brittle material *47*

Jan Maciejewski, Andrzej Jarzębowski
Analiza oddziaływania układu zębów w procesie skrawania gruntu
Analysis of teeth interaction in the soil digging process *50*

Jerzy Józwik, Jacek Domińczuk
Analiza doświadczalna zjawiska narostu podczas toczenia
Experimental analysis of built-up edge effect during turning *53*

Jerzy Józwik
Termograficzna ocena rozkładu temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego podczas toczenia nieortogonalnego
Thermographic evaluation of temperature distribution on surface of workpiece during non-orthogonal turning *58*

Jacek Domińczuk, Aleksander Kisała
Optymalizacja operacji technologicznych poprzez modernizację obrabiarek starszej generacji
Optimisation of technologic operation by modernisation the older generation machine tools *62*

Jacek Domińczuk
Możliwości zastosowania systemu wizyjnego „MicroScan" do pomiarów wielkości geometrycznych
Possibility of application of visual system „MicroScan" for geometrical dimensions measurement *66*

Miron Czerniec, Piotr Jaremek
Ocena obliczeniowa zużycia uzbrojenia świdrów gryzowych
Analytical estimation of drilling bits equipment wear *69*

Dariusz Mazurkiewicz
Analiza procesu skrawania materiałów kruchych pochodzenia naturalnego z wykorzystaniem metody elementów skończonych
Natural brittle materials cutting process analysis with the use of finite element method *72*

Wykaz Autorów

Wykaz autorów *75*

Konferencje

Informacja na temat Ogólnopolskiej Konferencji "Zagadnienia Mechaniki Pękania i Skrawania Materiałów" *76*

Andrzej SEWERYN
Adam TOMCZYK
Zenon MRÓZ

STREFA KUMULACJI USZKODZEŃ PRZED WIERZCHOŁKIEM PROPAGUJĄCEJ SZCZELINY

THE DAMAGE ACCUMULATION ZONE AHEAD OF THE CRACK TIP

W niniejszej pracy przedstawiono model propagacji szczeliny zmęczeniowej w dwuosiowym stanie obciążenia. Uwzględniono przy tym przesuwanie się strefy kumulacji uszkodzeń przed wierzchołkiem pęknięcia jak również wzrost tej strefy. Sformułowano także warunki stabilnego i niestabilnego (kruche pękanie) wzrostu szczeliny.

In the present paper fatigue crack propagation model for the case of biaxial loading is presented. The account was taken for size growth and propagation of the damage zone at the crack tip. Stable crack propagation condition and also unstable crack growth condition (brittle fracture) are formulated.

1. Wprowadzenie i założenia podstawowe

Badania procesu pękania mają bardzo duże znaczenie poznawcze oraz praktyczne, szczególnie w analizie trwałości elementów konstrukcyjnych oraz bezpieczeństwa ich eksploatacji. Szczególne znaczenie ma prognozowanie wzrostu pęknięć wskutek oddziaływania obciążeń zmęczeniowych. W pracy przedstawiony został model rozwoju szczeliny zmęczeniowej dla przypadku obciążeń dwuosiowych. Bazuje on na tzw. koncepcji płaszczyzny krytycznej, a konkretnie na modelu kumulacji uszkodzeń Seweryna i Mroza [1, 2].

W przypadku obciążeń dwuosiowych poza koniecznością określenia prędkości rozwoju szczeliny zmęczeniowej pojawia się także konieczność określenia kierunku pękania. Dla takich obciążeń kształt strefy uszkodzeń zależy od kąta ϑ w układzie biegunowym związanym z wierzchołkiem szczeliny (rys. 1).

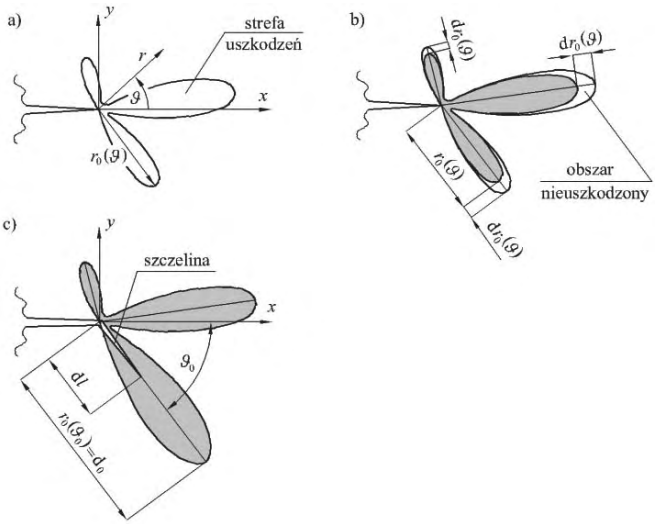
Naprężenia na płaszczyznach fizycznych przed wierzchołkiem szczeliny zgodnie z asymptotycznym rozwiązaniem (tylko osobliwe człony) dla materiału liniowo sprężystego dane są zależnościami:

$$\sigma_n = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\left[K_{\mathrm{I}} f_1(\vartheta) + K_{\mathrm{II}} f_2(\vartheta)\right], \tau_n = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\left[K_{\mathrm{I}} g_1(\vartheta) + K_{\mathrm{II}} g_2(\vartheta)\right] \quad (1)$$

gdzie: K_{I} i K_{II} – współczynniki intensywności naprężenia odpowiednio dla rozrywania i ścinania wzdłużnego.

Podstawowe założenia modelu można przedstawić w następujących punktach:

a) kumulacja uszkodzeń zachodzi tylko w strefie przywierzchołkowej;
b) długość strefy kumulacji uszkodzeń r_0 przed wierzchołkiem szczeliny jest zmienna, wzrasta wraz ze wzrostem obciążenia i miary kumulacji uszkodzeń;
c) uśredniona wartość naprężeń w strefie nie może przekroczyć wartości naprężeń niszczących zależnej od uśrednionej miary kumulacji uszkodzeń;
d) warunkiem wzrostu strefy kumulacji uszkodzeń jest osiągnięcie przez uśrednione naprężenia wartości krytycznej oraz dalszy przyrost obciążenia;

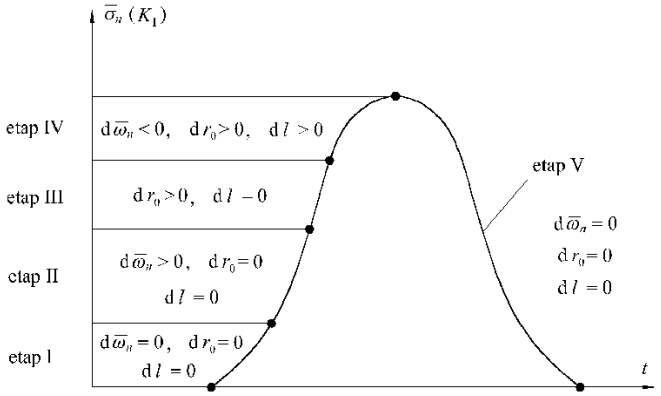


Rys. 1. Schemat propagującej szczeliny zmęczeniowej ze strefą uszkodzeń w dwuosiowym stanie obciążenia: a) dwuwymiarowa strefa uszkodzeń, b) rozwój strefy uszkodzeń, c) propagacja szczeliny

e) warunkiem propagacji szczeliny jest osiągnięcie przez strefę kumulacji uszkodzeń krytycznego wymiaru d_0;
f) strefa kumulacji uszkodzeń przesuwa się wraz z wierzchołkiem propagującej szczeliny w materiał nieuszkodzony, przez co miara kumulacji uszkodzeń maleje;
g) warunkiem stabilnego rozwoju szczeliny jest to, aby przyrost naprężeń w strefie był taki sam jak przyrost naprężeń niszczących, spowodowany przesunięciem się strefy w materiał nieuszkodzony.

2. Rozwój szczeliny w dwuosiowym stanie obciążenia

W modelu pojedynczy cykl obciążenia podzielono na pięć etapów (rys. 2).



Rys. 2. Schematyczne przedstawienie pięciu etapów w pojedynczym cyklu obciążenia

W **pierwszym etapie** nie ma kumulacji uszkodzeń ponieważ naprężenia w strefie uszkodzeń są niższe od granicy zmęczenia. Warunek ten opiszemy za pomocą uśrednionej, naprężeniowej funkcji inicjacji uszkodzeń $\bar{R}_{\sigma o}(\sigma_n/\sigma_o,\tau_n/\tau_o)$ (zob. [1]), a mianowicie:

$$\bar{R}_{\sigma o}=\frac{1}{r_0}\int_0^{r_0}R_{\sigma o}(\sigma_n/\sigma_o,\tau_n/\tau_o)\,dr<1 \tag{2}$$

gdzie: $R_{\sigma o}$ – lokalna naprężeniowa funkcja inicjacji uszkodzeń, $\sigma_o\,\tau_o$ – odpowiednio: naprężenia normalne i tnące odpowiadające granicy zmęczenia dla materiału uszkodzonego, których wartość zależy od stanu uszkodzenia materiału:

$$\sigma_o=\sigma_o^*(1-\bar{\omega}_n)^p \qquad \tau_o=\tau_o^*(1-\bar{\omega}_n)^p \tag{3}$$

gdzie: σ_o^*,τ_o^* - odpowiednio: normalne i tnące naprężenia określające granicę zmęczenia dla materiału nieuszkodzonego.

Drugi etap obciążenia związany jest z kumulacją uszkodzeń na wybranej płaszczyźnie fizycznej, do modelowania której wykorzystano uśrednioną naprężeniową funkcję pękania $\bar{R}_\sigma(\sigma_n/\sigma_c,\tau_n/\tau_c)$ [1, 2, 3]:

$$\bar{R}_\sigma=\frac{1}{r_0}\int_0^{r_0}R_\sigma(\sigma_n/\sigma_c,\tau_n/\tau_c)\,dr \tag{4}$$

gdzie τ_c i σ_c są naprężeniami niszczącymi dla materiału uszkodzonego, zależnymi od miary kumulacji uszkodzeń (zależności analogiczne do (3).

Warunkiem kumulacji uszkodzeń na płaszczyźnie fizycznej przy jednoczesnym braku przyrostu strefy uszkodzeń oraz szczeliny jest:

$$R_o\le\bar{R}_\sigma<1, \qquad R_o=\bar{R}_\sigma/\bar{R}_{\sigma o}, \qquad d\bar{R}_\sigma>0. \tag{5}$$

Przyrost miary kumulacji uszkodzeń $\bar{\omega}_n(\vartheta)$ zależy od wartości i przyrostu funkcji pękania:

$$d\bar{\omega}_n=A\left(\frac{R_\sigma-R_o}{1-R_o}\right)^n\frac{d\hat{\bar{R}}_\sigma}{1-R_o} \tag{6}$$

gdzie: A i n – parametry materiałowe, natomiast przyrost $d\hat{\bar{R}}_\sigma$ dany jest zależnością:

$$d\hat{\bar{R}}_\sigma=\frac{\partial\bar{R}_\sigma}{\partial\sigma_n}d\sigma_n+\frac{\partial\bar{R}_\sigma}{\partial\tau_n}d\tau_n \qquad d\hat{\bar{R}}_\sigma\ge0 \tag{7}$$

W przypadku, gdy naprężeniowa funkcja pękania na danej płaszczyźnie fizycznej osiągnie wartość krytyczną (**trzeci etap** cyklu), wówczas następuje przyrost strefy uszkodzeń (o ile strefa ta nie osiągnęła już wymiaru krytycznego), czyli:

$$\bar{R}_\sigma(\sigma_n/\sigma_c,\tau_n/\tau_c)=1 \qquad dr_0>0 \qquad dl=0 \tag{8}$$

Warunkiem stabilnego rozwoju strefy uszkodzeń (w kierunku ϑ) jest:

$$d\bar{R}_\sigma=d\hat{\bar{R}}_\sigma+\frac{\partial\bar{R}_\sigma}{\partial\bar{\omega}_n}d\bar{\omega}_n=0 \tag{9}$$

Przyrost miary kumulacji uszkodzeń spowodowany jest przyrostem obciążenia oraz przyrostem strefy uszkodzeń, a mianowicie (por. wzór (12) w pracy [4]):

$$d\bar{\omega}_n=d\bar{\omega}_{n1}+d\bar{\omega}_{n2}=A\frac{d\hat{\bar{R}}_\sigma}{1-R_o}-\bar{\omega}_n\frac{dr_0}{r_0} \tag{10}$$

W przypadku, gdy na dowolnym kierunku ϑ_0 wymiar strefy uszkodzeń $r_0(\vartheta)$ osiągnie wielkość krytyczną, to nastąpi propagacja szczeliny (**czwarty etap** cyklu) właśnie w tym kierunku, czyli:

$$\max_\vartheta r_0(\vartheta)=r_0(\vartheta_0)=d_0 \qquad \bar{R}_\sigma=1 \qquad d\hat{\bar{R}}_\sigma>0 \qquad dl>0 \tag{11}$$

Piąty etap cyklu związany jest z odciążeniem, zatem:

$$d\bar{R}_\sigma>0 \qquad dl=0 \qquad dr_0=0 \tag{12}$$

Zależności opisujące rozwój strefy uszkodzeń w trzecim etapie cyklu obciążenia można wyznaczyć analitycznie. Załóżmy zatem, że funkcja R_σ przyjmuje postać warunku eliptycznego połączonego z warunkiem Coulomba:

$$R_\sigma(\sigma_n/\sigma_c,\tau_n/\tau_c)=\begin{cases}\left[(\sigma_n/\sigma_c)^2+(\tau_n/\tau_c)^2\right]^{0,5} & \sigma_n\ge0\\ 1/\tau_c\left(|\tau_n|+\sigma_n\mathrm{tg}\varphi\right) & \sigma_n<0\end{cases} \tag{13}$$

Wprowadzając oznaczenia $\kappa_I=K_I/K_{Ic}$ i $\rho_0=r_0/d_0$ możemy otrzymać warunek rozwoju strefy uszkodzeń w postaci:

$$d\bar{\omega}_n+\left(\bar{\omega}_n+\frac{1}{2}\frac{A}{1-R_o}\right)\frac{d\rho_0}{\rho_0}=\frac{A}{1-R_o}\frac{d\kappa_I}{\kappa_I}. \tag{14}$$

Eliminacja z powyższego równania ρ_0 prowadzi do zależności:

$$\kappa_I\frac{\bar{\omega}_n^{0.5(1+pA/(1-R_o))}}{(1-\bar{\omega}_n)^{p(1+0.5A/(1-R_o))}}=const \tag{15}$$

która pozwala na obliczenie wymiaru r_0.

4. Kryterium kruchego pękania

Rozpatrzmy teraz płaszczyznę fizyczną na przedłużeniu propagującej szczeliny. Warunkiem stabilnego wzrostu szczeliny jest spełnienie zależności (9). Załóżmy, że uśredniona miara kumulacji uszkodzeń po zmianie kierunku pękania wynosi $\bar{\omega}_n'(\vartheta')$. Przyrost miary kumulacji uszkodzeń spowodowany wzrostem obciążenia oraz szczeliny z jednoczesnym przesunięciem strefy przywierzchołkowej w materiał nieuszkodzony o dl, będzie miał w tym przypadku postać:

$$d\bar{\omega}_n'=d\bar{\omega}_{n1}'+d\bar{\omega}_{n2}'=A\frac{d\hat{\bar{R}}_\sigma}{1-\bar{\omega}_n'}-\bar{\omega}_n'\frac{dl}{d_0} \tag{16}$$

Warunek stabilnego wzrostu szczeliny jest następujący:

$$\mathrm{d}\hat{\overline{R}}_\sigma\left[\frac{1-\overline{\omega}_n{}'}{p}+A\frac{\overline{R}_\sigma}{1-R_0}\right]=\overline{\omega}_n{}'\overline{R}_\sigma\frac{\mathrm{d}l}{d_0} \tag{17}$$

Jeżeli założymy, że przyrost naprężeniowej funkcji pękania zależy tylko od przyrostu szczeliny wówczas:

$$\mathrm{d}\hat{\overline{R}}_\sigma=\frac{\partial\overline{R}_\sigma}{\partial l}\mathrm{d}l \tag{18}$$

Warunek (17) przyjmie w tym przypadku postać:

$$\frac{\partial\overline{R}_\sigma}{\partial l}=\frac{\overline{\omega}_n{}'\overline{R}_\sigma}{d_0\left[\frac{1-\overline{\omega}_n{}'}{p}+A\frac{\overline{R}_\sigma}{1-R_0}\right]} \tag{19}$$

Jeżeli natomiast przyrost naprężeniowej funkcji pękania wywołany propagacją szczeliny nie może być skompensowany przez spadek miary kumulacji uszkodzeń wywołany przesunięciem się strefy uszkodzeń w materiał dziewiczy, to następuje proces niestabilnego wzrostu szczeliny.

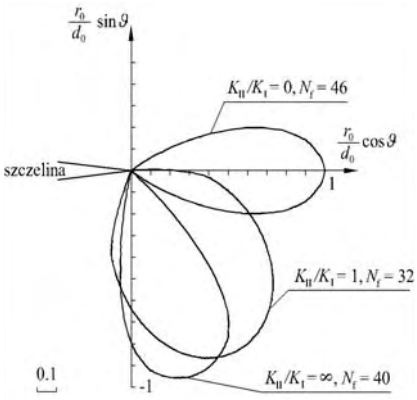
6. Obliczenia kształtu strefy kumulacji uszkodzeń

Poniżej przedstawimy wybrane wyniki obliczeń kształtu strefy kumulacji uszkodzeń przy wykorzystaniu podejścia przedstawionego w poprzednim rozdziale. Należy podkreślić, że prezentowane wykresy zbudowano w układach bezwymiarowych tzn. odnosząc wartości współczynnika intensywności naprężeń oraz wymiaru strefy uszkodzeń do wartości krytycznych.

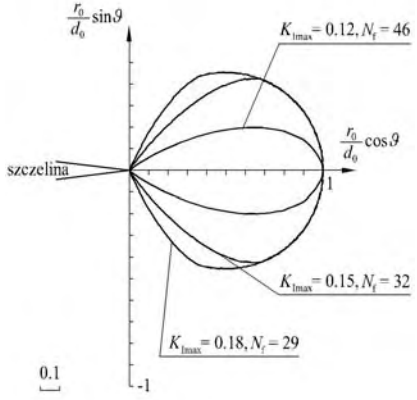
Na rysunku 3 przedstawiono wpływ stopnia dwuosiowości obciążenia (różne wartości K_{II}/K_I) na kształt i położenie strefy kumulacji uszkodzeń przy stałych wartościach pozostałych parametrów modelu. Jednocześnie podano liczbę cykli (N_f) do chwili przyrostu szczeliny. Rysunek 4 obrazuje zależność kształtu strefy od amplitudy obciążenia dla przypadku obciążeń jednoosiowych tj. K_{II}/K_I.

7. Podsumowanie

Prezentowany model daje możliwość przewidywania propagacji szczeliny zmęczeniowej zarówno co do prędkości jak i kierunku. Uwzględniony został przy tym proces przesuwania się i rozwoju strefy kumulacji uszkodzeń przed wierzchołkiem szczeliny. Równania opisujące kształt oraz wzrost strefy dają możliwość graficznej interpretacji wyników obliczeń co w przypadku obciążeń złożonych ma duże znaczenie.



Rys. 3. Wpływ parametru K_{II}/K_I na kształt i położenie strefy kumulacji uszkodzeń ($\tau_c/\sigma_c = \infty$, $A = 1$, $p = 1$, $n = 10$, $K_{Imin} = 0.1$, $K_{Imax} = 0.12$, $\eta = 0.1$)



Rys. 4. Wpływ amplitudy obciążenia na kształt strefy kumulacji uszkodzeń dla obciążenia jednoosiowego ($K_{II}/K_I = 0$, $\tau_c/\sigma_c = \infty$, $A = 1$, $p = 1$, $n = 10$, $K_{Imin} = 0.1$, $\eta = 0.1$)

Przedstawiony w niniejszej pracy model szczeliny można rozszerzyć na zagadnienia przestrzenne. Konieczna jest wówczas znajomość rozkładów oraz zmienności naprężeń wzdłuż frontu przestrzennej szczeliny. Na ich podstawie można wyznaczyć kształt trójwymiarowej strefy kumulacji uszkodzeń wokół krawędzi szczeliny. Wzrost szczeliny nastąpi w takim miejscu oraz w takim kierunku, dla których wymiar strefy osiągnie wartość krytyczną.

6. Literatura

[1] Seweryn A., Mróz Z.: *A non-local stress failure and fatigue damage accumulation condition*, In. Multiaxial Fatigue and Design, Mech. Engng Publ., (1996) London, 259-280.
[2] Seweryn A., Mróz Z.: *On the criterion of damage evolution for variable multiaxial stress state*, Int. J. Solids Struct., (1998) 35, 1599-1616.
[3] Seweryn A.: *Brittle fracture criterion for structures with sharp notches*, Eng. Fract. Mech., (1994) 47, 673-681.
[4] Seweryn A., Tomczyk A., Mróz Z.: *Model szczeliny ze strefą kumulacji uszkodzeń przed wierzchołkiem (część II – Pękanie w dwuosiowym stanie obciążenia)*, Zeszyty Nauk. P. Białostockiej, Nauki Techniczne Nr xxx, Ser. Mech., Z. 25, (2001) (w druku).

****

Niniejszą pracę wykonano w ramach realizacji Projektu Badawczego nr 8 T07A 049 21 finansowanego przez Komitet Badań Naukowych

****

Andrzej ŁUKASZEWICZ
Andrzej SEWERYN

WERYFIKACJA KRYTERIÓW PĘKANIA ELEMENTÓW Z KARBAMI TRÓJKĄTNYMI

VERIFICATION OF FRACTURE CRITERIA OF ELEMENTS WITH V-SHAPED NOTCHES

W pracy przedstawiono weryfikację doświadczalną czterech kryteriów pękania przystosowanych do analizy kruchego pękania elementów z karbami trójkątnymi w dwuosiowym stanie obciążenia (mode I + II).

In this paper an experimental verification of four fracture criteria adapted for brittle fracture analysis of elements with V-shaped notches under biaxial loading (mode I and II) was presented.

1. Wstęp

W celu określenia stanu wytężenia konstrukcji zawierającej koncentratory wykorzystuje się kryteria pękania. Powinny one umożliwiać analizę zarówno inicjacji, jak i propagacji szczeliny w złożonym stanie obciążenia, a także określać miejsce i kierunek inicjacji pęknięcia oraz krytyczną wartość obciążenia.

2. Kryterium energii uwalnianej

W kryterium tym definiuje się energię potrzebną do utworzenia nowej swobodnej powierzchni (pęknięcia) w ciele o liniowo sprężystej charakterystyce. Dla złożonego stanu obciążeń kryterium to zostało zmodyfikowane [1, 2, 3]. Rozważmy karb trójkątny z propagującą z jego wierzchołka szczeliną o długości l w założonym kierunku ϑ. W podejściu zaproponowanym w pracy [2] zakłada się wirtualny przyrost szczeliny $\Delta l \to 0$ (zgodnie z jej kierunkiem) w kierunku ϑ_0 maksymalnej wartości uwalnianej energii odkształcenia.

Intensywność energii uwalnianej $G(\vartheta)$ jest pracą naprężeń przed wierzchołkiem odgałęzienia na przemieszczeniach brzegów tego odgałęzienia:

$$G(\vartheta) = -\lim_{\Delta l \to 0} \frac{1}{\Delta l} \int_0^{\Delta l} [(\sigma^*_{\vartheta\vartheta}(\vartheta^* = 0) u^*_{\vartheta}(\vartheta^* = \pi) + \tau^*_{r\vartheta}(\vartheta^* = 0) u^*_r(\vartheta^* = \pi)] \mathrm{d}r^* \quad (1)$$

gdzie r^* i ϑ^* są współrzędnymi biegunowymi w układzie o początku w wierzchołku szczeliny, a $\sigma^*_{\vartheta\vartheta}, \tau^*_{r\vartheta}, u^*_{\vartheta}, u^*_r$ naprężeniami i przemieszczeniami w tym układzie. Przyjmując osobliwy rozkład naprężeń i przemieszczeń w pobliżu wierzchołka założonej szczeliny otrzymujemy:

$$G(\vartheta) = \frac{1+\kappa}{8\mu} [K^{*}_{\mathrm{I}}{}^2(\vartheta) + K^{*}_{\mathrm{II}}{}^2(\vartheta)] \quad (2)$$

gdzie K^*_{I} i K^*_{II} są współczynnikami intensywności naprężeń dla szczeliny propagującej z wierzchołka karbu trójkątnego w I i II przypadku obciążenia.

Proces propagacji nastąpi wówczas, gdy maksymalna intensywność energii uwalnianej G w kierunku $\vartheta = \vartheta_0$ osiągnie wartość krytyczną:

$$G(\vartheta = \vartheta_0) = G_{\mathrm{c}} = \frac{1+\kappa}{8\mu} K^2_{\mathrm{Ic}} \quad (3)$$

Założoną długość szczeliny l oblicza się wykorzystując równoważność hipotezy wytężeniowej maksymalnych naprężeń normalnych ($\sigma_{\max}=\sigma_{\mathrm{c}}$) oraz kryterium energii uwalnianej dla przypadku małej szczeliny inicjującej w dnie karbu półokrągłego ($K^*_{\mathrm{I}} = K_{\mathrm{Ic}}$):

$$l = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{\mathrm{Ic}}}{1.122\sigma_{\mathrm{c}}} \right)^2 \quad (4)$$

3. Kryterium gęstości energii odkształcenia

W kryterium tym zakłada się, że kierunek propagacji szczeliny ϑ_0 określa minimalna wartość współczynnika gęstości energii odkształcenia sprężystego S zgromadzonej w okolicach wierzchołka karbu trójkątnego [4]. Współczynnik ten jest iloczynem energii sprężystej odkształcenia $\mathrm{d}U_{\mathrm{s}}$ zgromadzonej w jednostkowej objętości $\mathrm{d}V$ oraz odległości r_{c} od wierzchołka karbu, a mianowicie:

$$S = \frac{\mathrm{d}U_{\mathrm{S}}}{\mathrm{d}V} r_{\mathrm{c}} \quad (5)$$

Propagacja pęknięcia następuje wówczas, gdy współczynnik S osiągnie wartość krytyczną :

$$S(\vartheta_0) = S_{\mathrm{c}} = \frac{\kappa - 1}{8\mu} K^2_{\mathrm{Ic}} \quad (6)$$

W przypadku wykorzystania powyższego kryterium do analizy pękania elementów z karbami trójkątnymi niezbędna jest znajomość parametru r_{c}. Określamy go za pomocą hipotezy maksymalnych naprężeń normalnych zastosowanej np. dla elementu z karbem półokrągłym. W przypadku płaskiego stanu naprężenia otrzymujemy:

$$r_{\mathrm{c}} = (1-\nu) \left(\frac{K_{\mathrm{Ic}}}{\sigma_{\mathrm{c}}} \right)^2 \quad (7)$$

4. Zmodyfikowane kryterium McClintocka

W warunku odkształceniowym McClintocka [5] zakłada się, że propagacja szczeliny nastąpi wówczas, gdy odkształcenie normalne $\varepsilon_{\vartheta\vartheta}$ w pewnej małej odległości ρ_{c} od wierzchołka szczeliny osiągnie wartość krytyczną ε_{c}, czyli:

$$\varepsilon_{\vartheta\vartheta}(r = \rho_{\mathrm{c}}) = \varepsilon_{\mathrm{c}} \quad (8)$$

Do analizy kruchego pękania stosowana jest naprężeniowa postać tego kryterium. Propagacja szczeliny ma miejsce wówczas, gdy naprężenia obwodowe $\sigma_{\vartheta\vartheta}$ w odległości $r = \rho_c$ osiągną wartość krytyczną σ_c, a mianowicie:

$$\max_{\vartheta} \sigma_{\vartheta\vartheta}(r = \rho_c) = \sigma_c. \tag{9}$$

Z warunku maksimum (9) można określić kierunek propagacji pęknięcia. W przypadku analizy pękania elementów z karbami trójkątnymi wielkość ρ_c jest odległością od wierzchołka karbu do punktu w którym mierzy się wartość $\sigma_{\vartheta\vartheta}$. Parametr ten można wyznaczyć wykorzystując rozwiązanie asymptotyczne na $\sigma_{\vartheta\vartheta}$ oraz kryterium Griffitha - Irwina dla przypadku rozrywanej szczeliny:

$$\rho_c = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_c}\right)^2 \tag{10}$$

5. Nielokalne naprężeniowe kryterium kruchego pękania

W prezentowanym kryterium [6, 7] zakłada się, że inicjacja pęknięcia następuje wówczas, gdy uśredniona na odcinku d_o funkcja naprężeń normalnych $R_\sigma(\sigma_n, \tau_n)$ i tnących wywołujących dekohezję osiągnie wartość krytyczną, czyli:

$$R_f = \max_{(\vartheta, \mathbf{x_0})} \overline{R}_\sigma(\sigma_n, \tau_n) = \max_{(\vartheta, \mathbf{x_0})}\left[\frac{1}{d_0}\int_0^{d_0} R_\sigma(\sigma_n, \tau_n)\mathrm{d}r\right] = 1 \tag{11}$$

gdzie: R_f - współczynnik uszkodzenia, $\overline{R}_\sigma(\sigma_n, \tau_n)$ - nielokalna funkcja uszkodzenia, $R_\sigma(\sigma_n, \tau_n)$- lokalna funkcja uszkodzenia materiału, σ_n, τ_n - normalne i tnące naprężenia w płaszczyźnie fizycznej, $\mathbf{x_0}$- początek lokalnego układu współrzędnych (r, ϑ) określający miejsce inicjacji szczeliny.

Długość strefy uszkodzenia określa na jakim odcinku uśredniona jest funkcja pękania. Parametr ten można wyznaczyć wykorzystując kryterium Griffitha - Irwina oraz nielokalny warunek (11) dla rozrywanej szczeliny [8]:

$$d_0 = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{2K_{Ic}}{\sigma_c}\right)^2 \tag{12}$$

W przypadku analizy pękania elementów z polimetakrylanu metylu jako funkcję pękania materiału zastosowano warunek naprężeń normalnych:

$$R_\sigma(\sigma_n) = \sigma_n / \sigma_c \tag{13}$$

6. Doświadczalna weryfikacja kryteriów pękania

Do weryfikacji przedstawionych kryteriów pękania wykorzystano badania doświadczalne pękania opisane w pracy [9]. Wykonano je na płaskich próbkach z polimetakrylanu metylu obciążonych dwuosiowo (siłą rozciągającą P i styczną T). W każdej z próbek wycięto 2 symetryczne karby trójkątne o kącie rozwarcia 2β.

W analizie osobliwego rozkładu naprężeń w okolicy wierzchołka karbu trójkątnego wykorzystano uogólnione współczynniki intensywności naprężeń K_I^λ - dla rozciągania oraz K_{II}^λ- dla ścinania wzdłużnego. Wartości tych współczynników obliczono za pomocą metody całki niezmienniczej H [10]. W tabeli 1 podano wartości współczynników K_I^λ oraz K_{II}^λ odniesionych do obciążenia próbki odpowiednio: siłą rozciągającą P i siłą styczną T.

Tab. 1. Wartości K_I^λ i K_{II}^λ dla próbek z karbami trójkątnymi o kącie rozwarcia 2β

2β [deg]	λ_I	$\xi_I = K_I^\lambda / P$ MPa m$^{1-\lambda_I}$/kN	λ_{II}	$\xi_{II} = K_{II}^\lambda / T$ MPa m$^{1-\lambda_{II}}$/kN
20	***0.5004***	0.6166	***0.5620***	0.6737
40	***0.5035***	0.6323	***0.6382***	0.9981
60	***0.5122***	0.6673	***0.7309***	1.4772
80	***0.5304***	0.7350	***0.8434***	2.3112

Tylko w przypadku kryterium energii uwalnianej wykonano obliczenia klasycznych współczynników intensywności naprężeń dla szczeliny w wierzchołku karbu. Uwzględniono różne kąty rozwarcia karbów oraz nachylenia szczeliny [11].

W celu wyznaczenia wartości naprężenia niszczącego σ_c obliczono rozkłady naprężeń w próbce z karbem półkolistym w momencie pękania. Otrzymano: σ_c = 102.8 MPa.

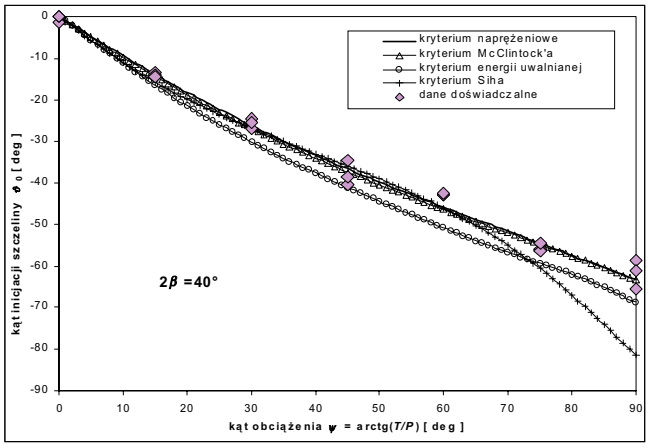
Wartość K_{Ic} wyznaczamy jako średnią na podstawie krytycznych wartości K_{Ic}^λ dla kątów rozwarcia karbu $2\beta = 20° \div 60°$ (dla tych kątów wykładnik pola przemieszczeń λ_I zmienia się nieznacznie) [10]. Otrzymano K_{Ic} = 1.202 MPa m$^{0.5}$.

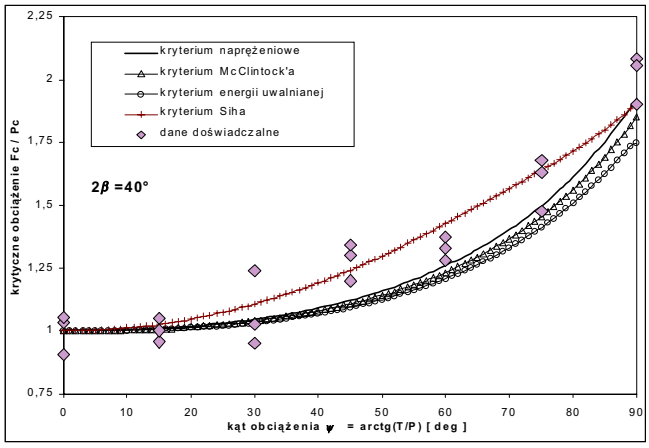
Wyznaczone parametry materiałowe σ_c i K_{Ic} posłużyły do obliczenia parametrów nielokalności dla poszczególnych kryteriów. Otrzymano: l = 0.0000347 m; d_0=0.000087 ρ_c = 0.0000218 r_c = 0.0000888 m.

Na rysunkach 1 i 2 przedstawiono wyniki obliczeń prognozowanych kierunków pękania ϑ_0 oraz stosunków krytycznych wartości obciążeń: całkowitego do rozciągającego F_c/P_c, dla elementów z karbami trójkątnymi o kącie rozwarcia $2\beta = 40°$ oraz 60°, w zależności od kąta obciążenia ψ [10]. Obciążenie F_c jest krytyczną siłą zadaną na maszynie wytrzymałościowej, natomiast P_c jest krytyczną siłą podczas prostego rozciągania, tzn. gdy ψ = 0 (wtedy otrzymujemy $F_c = P_c$). Czyste ścinanie (w środkowym przekroju próbki) występuje gdy ψ = 90°. Dla kątów ψ zawartych między 0° a 90° uzyskujemy złożony stan obciążenia.

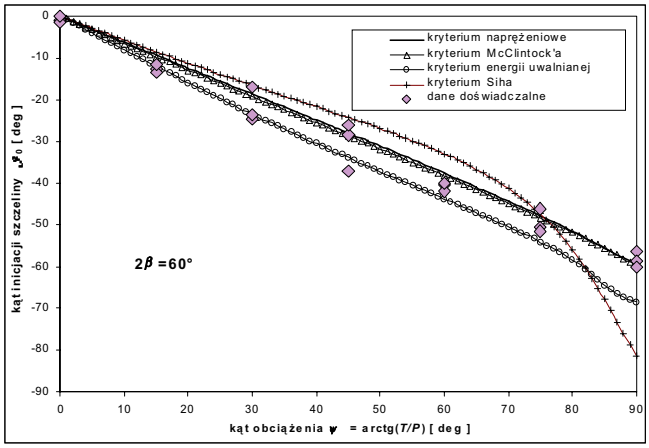
7. Wnioski

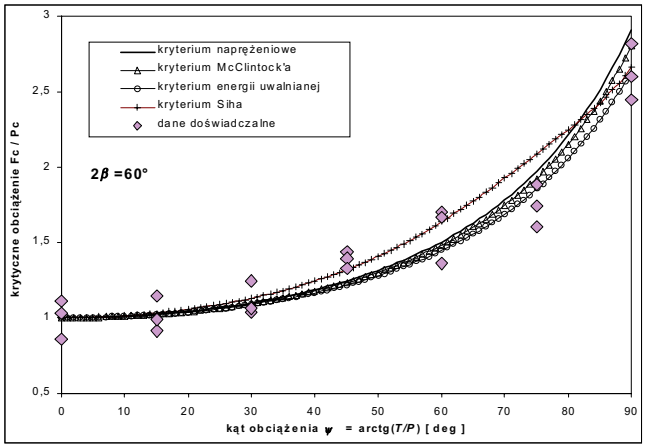
Prezentowane kryteria umożliwiają określenie obciążenia krytycznego oraz kierunku propagacji szczeliny. Wymagają one wprowadzenia parametrów nielokalności, np. założenia istnienia szczeliny lub strefy uszkodzeń o skończonych wymiarach. Najbardziej zbliżone do danych eksperymentalnych są wartości kątów inicjacji i krytycznych obciążeń prognozowane przy wykorzystaniu nielokalnego naprężeniowego kryterium kruchego pękania oraz zmodyfikowanego kryterium McClintocka. Obliczenia z wykorzystaniem tych kryteriów nie są skomplikowane, gdyż korzysta się z rozkładów naprężeń dla rzeczywistego kształtu elementu konstrukcyjnego. Dobre wyniki uzyskuje się również za pomocą kryterium uwalnianej energii odkształcenia, jednak obliczenia z wykorzystaniem tego kryterium są pracochłonne. Przedstawione kryteria pękania, choć nie zawsze mają jasną interpretację fizyczną, pozwalają na prognozowanie, z dobrą dokładnością, procesu pękania elementów z karbami trójkątnymi w dwuosiowym stanie obciążenia - co jest decydujące w przypadku ich zastosowania w obliczeniach inżynierskich.





Rys. 1. Kierunki pękania ϑ_0 oraz stosunek sił krytycznych F_c/P_c dla elementu z karbami trójkątnymi o kącie rozwarcia $2\beta=40°$





Rys. 2. Kierunki pękania ϑ_0 oraz stosunek sił krytycznych F_c/P_c dla elementu z karbami trójkątnymi o kącie rozwarcia $2\beta=60°$

8. Literatura

[1] Hussain M.A., Pu S.L., Underwood J.: *Strain energy release rate for a crack under combined Mode-I and -II*, ASTM STP, 560(1974), 2-28.

[2] Palaniswamy K., Knauss E.G.: *Propagation of a crack under general in-plane tension*, Int. J. Fract. Mech., 8(1972), 114-117.

[3] Seweryn A.: *A non-local stress and strain energy release rate mixed mode fracture initiation and propagation criteria*, Eng. Fract. Mech., 59(1998), 737-760.

[4] Sih G.C.: *Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems*, Int. J. Fract., 10(1974), 305-321.

[5] McClintock F.A.: *Ductile fracture instability in shear*, Trans. ASME, J. Appl. Mech., 25(1958), 582-588.

[6] Seweryn A., Mróz Z.: *A non-local stress failure condition for structural elements under multiaxial loading*, Eng. Fract. Mech., 51(1995), 955-973.

[7] Mróz Z., Seweryn A.: *Non-local failure and damage evolution rule: Application to a dilatant crack model*, J. Phys., 8(1998), 257-268.

[8] Seweryn A.: *Brittle fracture criterion for structures with sharp notches*, Eng. Fract. Mech., 47(1994), 673-681.

[9] Seweryn A., Poskrobko S., Mróz Z.: *Brittle fracture in plane elements with sharp notches under mixed-mode loading*, J. Eng. Mech. ASCE, 123(1997), 535-543.

[10] Łukaszewicz A., Seweryn A.: *Modelowanie kruchego pękania elementów z karbami trójkątnymi (część I i II)*, Zesz. Nauk. P. Białost., Mech., 23(2001), 87-102, 103-128.

[11] Seweryn A., Łukaszewicz A.: *Energia odkształcenia uwalniana w procesie propagacji szczeliny z wierzchołka karbu trójkątnego*, XVII Sympozjum Zmęczenia Materiałów i Konstrukcji, ATR Bydgoszcz (1998), 287-292.

****

Niniejszą pracę wykonano w ramach realizacji Projektu Badawczego nr 8 T07A009 20 finansowanego przez Komitet Badań Naukowych

****

Andrzej SEWERYN
Adam ADAMOWICZ

METODA WIĘZÓW ANALITYCZNYCH I METODA ELEMENTÓW ANALITYCZNYCH

ANALYTICAL CONSTRAINTS METHOD AND ANALYTICAL ELEMENTS METHOD

W pracy przedstawiono dwie bezpośrednie metody obliczania uogólnionych współczynników intensywności naprężeń: metodę więzów analitycznych i metodę elementów analitycznych. Zaprezentowano wyniki obliczeń przeprowadzonych dla szczeliny ukośnej o różnym kącie pochylenia.

In present paper direct methods of calculation of the stress intensity factors (analytical constraint method and analytical element method) were proposed. Results of calculation by using different methods (method of extrapolation, method of the change of shape of the cracks, method of invariant integrals J and H) for a plate with an angled crack were compared.

Metody modelowania osobliwych pól naprężeń w pobliżu wierzchołków ostrych naroży oraz obliczania związanych z nimi parametrów (np. uogólnionych współczynników intensywności naprężeń) można podzielić na następujące trzy grupy: metody bezpośrednie, metody asymptotyczne oraz metody energetyczne. W metodach asymptotycznych do obliczania współczynników intensywności naprężeń wykorzystuje się analityczne wyrażenia określające rozkład naprężeń i przemieszczeń w otoczeniu wierzchołka szczeliny lub naroża. Teoretyczne pola porównuje się z rozkładami otrzymanymi na drodze obliczeń numerycznych wykorzystujących metodę elementów skończonych. W energetycznych metodach obliczania współczynników intensywności naprężeń wykorzystuje się analizę zmiany całkowitej energii potencjalnej układu wywołanej propagacją szczeliny. Bardzo często w celu wyznaczenia współczynnika K_I wykorzystuje się całkę niezmienniczą J oraz całkę niezmienniczą H [1]. W metodach bezpośrednich współczynniki intensywności naprężeń wyliczane są bezpośrednio z układu równań równowagi sił w węzłach, gdyż są składowymi wektora parametrów niewiadomych (obok niezależnych przemieszczeń węzłowych). Wśród tych metod należy wyróżnić: metodę elementów hybrydowych, metodę więzów analitycznych oraz metodę elementów analitycznych.

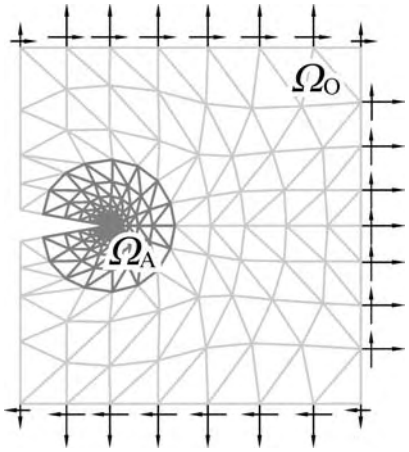
1. Metoda więzów analitycznych

Idea metody więzów analitycznych opisana zostanie na przykładzie ciała ze szczeliną przedstawionego na rys. 1. Przemieszczenia węzłów elementów skończonych w obszarze Ω_A wokół wierzchołka pęknięcia zostaną określane przez rozwiązanie analityczne. Pozostały obszar ciała oznaczono przez Ω_O. W obszarze Ω_O pozostało n - 1 węzłów o niezmienionych stopniach swobody (o numeracji od 1 do n - 1). W obszarze Ω_A znajduje się m - n + 1 węzłów (o numeracji od n do m), które pierwotnie miały po 2 stopnie swobody (2 składowe przemieszczenia). Wskutek wykorzystania $2(m - n + 1)$ zależności analitycznych, w których występowało k parametrów, liczba stopni swobody (a jednocześnie liczba równań dla tego obszaru) uległa zmniejszeniu z $2(m - n + 1)$ do k.

Globalny wektor przemieszczeń węzłów **q** jest podzielony na dwa podwektory:

- wektor składowych przemieszczeń węzłów rozwiązania analitycznego (obszar Ω_A)

$$\mathbf{u}_A = \{u_n, v_n, u_{n+1}, v_{n+1}, ..., u_m, v_m\}$$



Rys.1. Podział ciała ze szczeliną na obszary Ω_A i Ω_O zastosowany w metodzie więzów analitycznych

- wektor składowych przemieszczeń wszystkich pozostałych węzłów (obszar Ω_O)

$$\mathbf{u}_O = \{u_1, v_1, u_2, v_2, ..., u_{n-1}, v_{n-1}\}$$

co można przedstawić w postaci: $\mathbf{q}^T = \{\mathbf{u}_O{}^T, \mathbf{u}_A{}^T\}$ (1)

Energia odkształcenia sprężystego układu może być zapisana jako:

$$U = \frac{1}{2}\mathbf{q}^T\mathbf{K}\mathbf{q} = \frac{1}{2}\{\mathbf{u}_O{}^T, \mathbf{u}_A{}^T\}\begin{bmatrix}\mathbf{K}_{OO} & \mathbf{K}_{AO}\\ \mathbf{K}_{OA} & \mathbf{K}_{AA}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\mathbf{u}_O\\ \mathbf{u}_A\end{Bmatrix} \quad (2)$$

gdzie **K** jest globalną macierzą sztywności.

Rozpatrzmy osobliwy rozkład naprężeń i przemieszczeń wokół wierzchołka szczeliny:

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\left[K_I f_{ij}^I(\vartheta) + K_{II} f_{ij}^{II}(\vartheta)\right] \quad (3a)$$

$$u_i = \frac{r}{2\mu\sqrt{2\pi r}}\left[K_I g_i^I(\vartheta) + K_{II} g_i^{II}(\vartheta)\right] + u_{Ci} \quad (3b)$$

gdzie (r,ϑ) są współrzędnymi biegunowymi ze środkiem w wierzchołku szczeliny, K_I i K_{II} są współczynnikami intensywności naprężenia dla przypadku rozrywania i ścinania wzdłużnego, u_{Ci} są składowymi przemieszczenia wierzchołka szczeliny, μ jest stałą Lame.

Wprowadźmy zmodyfikowany wektor parametrów węzłowych:

$$\mathbf{q}^{*\mathrm{T}} = \left\{\mathbf{u}_\mathrm{O}{}^\mathrm{T}, \mathbf{u}_\mathrm{K}{}^\mathrm{T}\right\} \tag{4}$$

gdzie $\mathbf{u}_\mathrm{K}$ jest wektorem parametrów analitycznych w postaci:

$$\mathbf{u}_\mathrm{K}{}^\mathrm{T} = \left\{K_\mathrm{I}, K_\mathrm{II}, u_\mathrm{C}, v_\mathrm{C}\right\} \tag{5}$$

Zależność pomiędzy wektorami **q** i **q*** można zapisać w następujący sposób:

$$\mathbf{q} = \mathbf{G}\mathbf{q}^* \qquad \text{czyli} \qquad \begin{Bmatrix}\mathbf{u}_\mathrm{O}\\ \mathbf{u}_\mathrm{A}\end{Bmatrix} = \begin{bmatrix}\mathbf{I} & 0\\ 0 & \boldsymbol{\Psi}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\mathbf{u}_\mathrm{O}\\ \mathbf{u}_\mathrm{K}\end{Bmatrix} \tag{6}$$

gdzie **I** jest macierzą jednostkową.

Macierz więzów analitycznych $\boldsymbol{\Psi}$ uzależnia ona stopnie swobody (składowe przemieszczenia węzłów w obszarze Ω_A) od wartości parametrów analitycznych (w tym przypadku współczynników intensywności naprężenia K_I i K_II oraz składowych przemieszczenia wierzchołka szczeliny u_c i v_c).

Przyjmując, że więzy analityczne są narzucone na przemieszczenie węzłów o numerach od n do m i wykorzystując (3), macierz więzów analitycznych $\boldsymbol{\Psi}$ otrzymujemy w postaci:

$$\boldsymbol{\Psi} = \frac{1}{2\mu\sqrt{2\pi}}\begin{bmatrix} \sqrt{r_n}\,g_1^\mathrm{I}(\vartheta_n) & \sqrt{r_n}\,g_1^\mathrm{II}(\vartheta_n) & 2\mu\sqrt{2\pi} & 0\\ \sqrt{r_n}\,g_2^\mathrm{I}(\vartheta_n) & \sqrt{r_n}\,g_2^\mathrm{II}(\vartheta_n) & 0 & 2\mu\sqrt{2\pi}\\ \sqrt{r_{n+1}}\,g_1^\mathrm{I}(\vartheta_{n+1}) & \sqrt{r_{n+1}}\,g_1^\mathrm{II}(\vartheta_{n+1}) & 2\mu\sqrt{2\pi} & 0\\ \ldots\ldots\ldots\ldots & \ldots\ldots\ldots\ldots & \ldots\ldots & \ldots\ldots\\ \sqrt{r_m}\,g_2^\mathrm{I}(\vartheta_m) & \sqrt{r_m}\,g_2^\mathrm{II}(\vartheta_m) & 0 & 2\mu\sqrt{2\pi}\end{bmatrix} \tag{7}$$

gdzie r_n, ϑ_n są współrzędnymi n -tego węzła w biegunowym układzie współrzędnych o środku w wierzchołku szczeliny.

Uwzględniając zależność (6) energię odkształcenia sprężystego układu można zapisać w postaci:

$$U = \frac{1}{2}\mathbf{q}^{*\mathrm{T}}(\mathbf{G}^\mathrm{T}\mathbf{K}\mathbf{G})\mathbf{q}^* = \frac{1}{2}\mathbf{q}^{*\mathrm{T}}\mathbf{K}^*\mathbf{q}^* \quad \text{gdzie} \quad \mathbf{K}^* = \begin{bmatrix}\mathbf{K}_{\mathrm{OO}} & \mathbf{K}_{\mathrm{AO}}\boldsymbol{\Psi}\\ \boldsymbol{\Psi}^\mathrm{T}\mathbf{K}_{\mathrm{OA}} & \boldsymbol{\Psi}^\mathrm{T}\mathbf{K}_{\mathrm{AA}}\boldsymbol{\Psi}\end{bmatrix} \tag{8}$$

jest zmodyfikowaną macierzą sztywności.

Rozważmy teraz rozkład naprężeń i przemieszczeń wokół wierzchołka szczeliny zadany w postaci szeregu [2]:

$$\sigma_{ij} = \sum_{k=1}^{m_1} K_{\mathrm{I}k}\, r^{\frac{k}{2}-1} f_{ij}^{\mathrm{I}k}(\vartheta) + \sum_{k=1}^{m_2} K_{\mathrm{II}k}\, r^{\frac{k}{2}-1} f_{ij}^{\mathrm{II}k}(\vartheta) \tag{9a}$$

$$u_i = \sum_{k=1}^{m_1} K_{\mathrm{I}k}\, r^{\frac{k}{2}} g_i^{\mathrm{I}k}(\vartheta) + \sum_{k=1}^{m_2} K_{\mathrm{II}k}\, r^{\frac{k}{2}} g_i^{\mathrm{II}k}(\vartheta) + u_{\mathrm{C}i} \tag{9b}$$

gdzie m_1 i m_2 są liczbami członów rozwiązania asymptotycznego dla rozrywania (przypadek I) i ścinania wzdłużnego (przypadek II). Wektor parametrów analitycznych otrzymujemy jako:

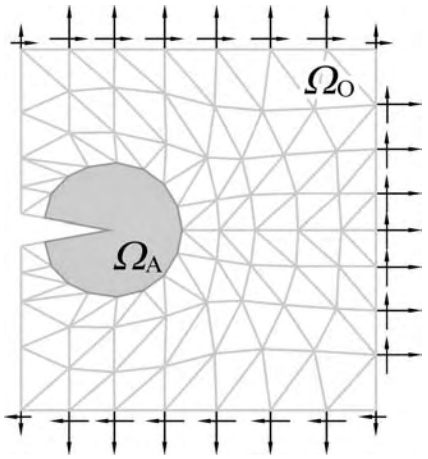
$$\mathbf{u}_\mathrm{K}{}^\mathrm{T} = \{K_\mathrm{I}, K_{\mathrm{I}2}, K_{\mathrm{I}3}, \ldots, K_{\mathrm{I}m_1}, K_\mathrm{II}, K_{\mathrm{II}2}, K_{\mathrm{II}3}, \ldots, K_{\mathrm{II}m_2}, u_\mathrm{C}, v_\mathrm{C}\} \tag{10}$$

a macierz więzów analitycznych narzuconych na węzły od n do m można zapisać (11):

$$\boldsymbol{\Psi} = \begin{bmatrix} \sqrt{r_n}\,g_1^{\mathrm{I}1}(\vartheta_n) & r_n g_1^{\mathrm{I}2}(\vartheta_n) & r_n^{\frac{3}{2}} g_1^{\mathrm{I}3}(\vartheta_n) & \ldots & \sqrt{r_n}\,g_1^{\mathrm{II}1}(\vartheta_n) & r_n g_1^{\mathrm{II}2}(\vartheta_n) & r_n^{\frac{3}{2}} g_1^{\mathrm{II}3}(\vartheta_n) & \ldots & 1 & 0\\ \sqrt{r_n}\,g_2^{\mathrm{I}1}(\vartheta_n) & r_n g_2^{\mathrm{I}2}(\vartheta_n) & r_n^{\frac{3}{2}} g_2^{\mathrm{I}3}(\vartheta_n) & \ldots & \sqrt{r_n}\,g_2^{\mathrm{II}1}(\vartheta_n) & r_n g_2^{\mathrm{II}2}(\vartheta_n) & r_n^{\frac{3}{2}} g_2^{\mathrm{II}3}(\vartheta_n) & \ldots & 0 & 1\\ \sqrt{r_{n+1}}\,g_1^{\mathrm{I}1}(\vartheta_{n+1}) & r_{n+1} g_1^{\mathrm{I}2}(\vartheta_{n+1}) & r_{n+1}^{\frac{3}{2}} g_1^{\mathrm{I}3}(\vartheta_{n+1}) & \ldots & \sqrt{r_{n+1}}\,g_1^{\mathrm{II}1}(\vartheta_{n+1}) & r_{n+1} g_1^{\mathrm{II}2}(\vartheta_{n+1}) & r_{n+1}^{\frac{3}{2}} g_1^{\mathrm{II}3}(\vartheta_{n+1}) & \ldots & 1 & 0\\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots\\ \sqrt{r_m}\,g_2^{\mathrm{I}1}(\vartheta_m) & r_m g_2^{\mathrm{I}2}(\vartheta_m) & r_m^{\frac{3}{2}} g_1^{\mathrm{I}3}(\vartheta_m) & \ldots & \sqrt{r_m}\,g_2^{\mathrm{II}1}(\vartheta_m) & r_m g_2^{\mathrm{II}2}(\vartheta_m) & r_m^{\frac{3}{2}} g_2^{\mathrm{II}3}(\vartheta_m) & \ldots & 0 & 1\end{bmatrix}$$

2. Metoda elementów analitycznych

Rozpatrzmy ciało ze szczeliną przedstawione na rys. 2, w którym wydzielono dwa obszary: obszar wokół wierzchołka szczeliny Ω_A i pozostałą część ciała Ω_O. W przeciwieństwie do metody więzów analitycznych tylko obszar Ω_O podzielono na elementy skończone, w wyniku czego otrzymano m węzłów.



Rys. 2. Ciało ze szczeliną oraz obszary Ω_A i Ω_O

W omawianym przypadku globalny wektor parametrów węzłowych, należy podzielić na trzy podwektory:

- wektor przemieszczeń węzłów obszaru Ω_O (węzły o numeracji $1 \div n$-1):

$$\mathbf{u}_\mathrm{O} = \{u_1, v_1, u_2, v_2, \ldots, u_{n-1}, v_{n-1}\},$$

- wektor przemieszczeń węzłów leżących na granicy obszaru analitycznego Ω_A (węzły o numeracji $n \div m$):

$$\mathbf{u}_\mathrm{A} = \{u_n, v_n, u_{n+1}, v_{n+1}, \ldots, u_m, v_m\},$$

- wektor parametrów węzłowych obszaru analitycznego Ω_A: $\mathbf{u}_\mathrm{K}$.

Energia odkształcenia sprężystego układu może być w tym przypadku zapisana jako:

$$U = \frac{1}{2}\left\{\mathbf{u}_\mathrm{O}{}^\mathrm{T}, \mathbf{u}_\mathrm{A}{}^\mathrm{T}, \mathbf{u}_\mathrm{K}{}^\mathrm{T}\right\}\begin{bmatrix}\mathbf{K}_{\mathrm{OO}} & \mathbf{K}_{\mathrm{OA}} & 0\\ \mathbf{K}_{\mathrm{AO}} & \mathbf{K}_{\mathrm{AA}} & 0\\ 0 & 0 & \mathbf{K}_\mathrm{A}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\mathbf{u}_\mathrm{O}\\ \mathbf{u}_\mathrm{A}\\ \mathbf{u}_\mathrm{K}\end{Bmatrix} \tag{12}$$

gdzie $\mathbf{K}_\mathrm{A}$ jest macierzą sztywności elementów analitycznych, których postać zależy od przyjętego rozwiązania teoretycznego. W celu wyznaczenia składowych macierzy sztywności elementu analitycznego rozważymy osobliwy rozkład naprężeń wokół wierzchołka szczeliny dany zależnościami (3). W zapisie macierzowym zależności te można przedstawić w postaci:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{f}\,\mathbf{u}_\mathrm{K} \quad \text{czyli} \quad \begin{Bmatrix}\sigma_{rr}\\ \sigma_{\vartheta\vartheta}\\ \tau_{r\vartheta}\end{Bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\begin{bmatrix} f_{rr}^\mathrm{I}(\vartheta) & f_{rr}^\mathrm{II}(\vartheta) & 0 & 0\\ f_{\vartheta\vartheta}^\mathrm{I}(\vartheta) & f_{\vartheta\vartheta}^\mathrm{II}(\vartheta) & 0 & 0\\ f_{r\vartheta}^\mathrm{I}(\vartheta) & f_{r\vartheta}^\mathrm{II}(\vartheta) & 0 & 0\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}K_\mathrm{I}\\ K_\mathrm{II}\\ u_c\\ v_c\end{Bmatrix} \tag{13}$$

gdzie wektor parametrów analitycznych:

$$\mathbf{u}_\mathrm{K}^\mathrm{T} = \{K_\mathrm{I}, K_\mathrm{II}, u_C, v_C\} \tag{14}$$

Występujące w tym wektorze składowe przemieszczenia u_C i v_C nie wpływają bezpośrednio na wartości naprężeń i odkształceń, ale są niezbędne do prawidłowego „sklejania" obszaru analitycznego Ω_A i pozostałej części Ω_O. Wykorzystane do tego zostaną więzy analityczne.

Energia odkształcenia sprężystego wokół obszaru wokół szczeliny Ω_A rozpatrywanego wcześniej ciała można zapisać w postaci:

$$U_A = \frac{1}{2}\int_{\Omega_A} \boldsymbol{\sigma}^T \mathbf{C}^{-1}\boldsymbol{\sigma}\, d\Omega = \frac{1}{2}\mathbf{u}_K{}^T\left(\int_{\Omega_A} \mathbf{f}^T\mathbf{C}^{-1}\mathbf{f}\, d\Omega\right)\mathbf{u}_K = \frac{1}{2}\mathbf{u}_K{}^T\mathbf{K}_A\mathbf{u}_K \qquad (15)$$

stąd macierz sztywności obszaru Ω_A (elementu analitycznego):

$$\mathbf{K}_A = \int_{\Omega_A} \mathbf{f}^T\mathbf{C}^{-1}\mathbf{f}\, d\Omega \qquad (16)$$

Powiązanie obszaru podzielonego na standardowe elementy skończone i obszaru elementu analitycznego następuje przez wprowadzenie macierzy więzów analitycznych $\boldsymbol{\Psi}$, dla węzłów leżących na granicy obu obszarów:

$$\begin{Bmatrix}\mathbf{u}_O\\ \mathbf{u}_A\\ \mathbf{u}_K\end{Bmatrix} = \begin{bmatrix}\mathbf{I} & 0\\ 0 & \boldsymbol{\Psi}\\ 0 & \mathbf{I}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\mathbf{u}_O\\ \mathbf{u}_K\end{Bmatrix}, \quad \mathbf{u}_A = \boldsymbol{\Psi}\mathbf{u}_K \qquad (17)$$

gdzie macierz $\boldsymbol{\Psi}$ dana jest zależnością (7). Energię odkształcenia sprężystego można więc zapisać w postaci:

$$U = \frac{1}{2}\left\{\mathbf{u}_O{}^T, \mathbf{u}_K{}^T\right\}\begin{bmatrix}\mathbf{I} & 0 & 0\\ 0 & \boldsymbol{\Psi}^T & \mathbf{I}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\mathbf{K}_{OO} & \mathbf{K}_{OA} & 0\\ \mathbf{K}_{AO} & \mathbf{K}_{AA} & 0\\ 0 & 0 & \mathbf{K}_A\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\mathbf{I} & 0\\ 0 & \boldsymbol{\Psi}\\ 0 & \mathbf{I}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\mathbf{u}_O\\ \mathbf{u}_K\end{Bmatrix} \qquad (18)$$

czyli:

$$U = \frac{1}{2}\left\{\mathbf{u}_O{}^T, \mathbf{u}_K{}^T\right\}\mathbf{K}^*\begin{Bmatrix}\mathbf{u}_O\\ \mathbf{u}_K\end{Bmatrix} \qquad (19)$$

gdzie

$$\mathbf{K}^* = \begin{bmatrix}\mathbf{K}_{OO} & \mathbf{K}_{OA}\boldsymbol{\Psi}\\ \mathbf{K}_{AO}\boldsymbol{\Psi}^T & \boldsymbol{\Psi}^T\mathbf{K}_{AA}\boldsymbol{\Psi} + \mathbf{K}_K\end{bmatrix} \qquad (20)$$

jest zmodyfikowaną globalną macierzą sztywności.

Rozważmy teraz rozkład naprężeń, przemieszczeń i odkształceń określony szeregiem asymptotycznym (11). Wektor naprężenia dla rozpatrywanego przypadku przyjmie postać:

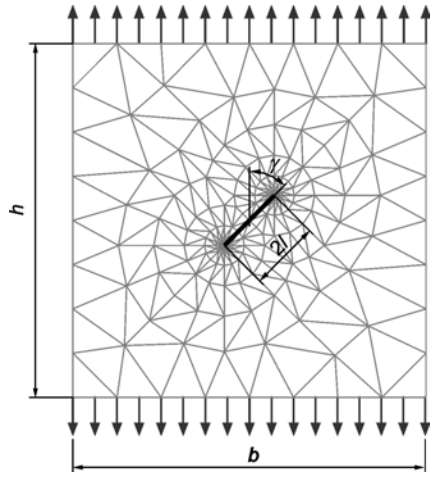
$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{f}\,\mathbf{u}_K \qquad (21)$$

gdzie:

$$\mathbf{u}_K{}^T = \left\lfloor K_{I1}, K_{I2}, ..., K_{Im_1}, K_{II1}, K_{II2}, ..., K_{IIm_2}, u_c, v_c \right\rfloor \qquad (27)$$

$$\mathbf{f} = \begin{bmatrix} r^{-\frac{1}{2}}f_{rr}^{I1}(\vartheta) & f_{rr}^{I2}(\vartheta) & \cdots & r^{\frac{m_1}{2}-1}f_{rr}^{Im_1}(\vartheta) & r^{-\frac{1}{2}}f_{rr}^{II1}(\vartheta) & f_{rr}^{II2}(\vartheta) & \cdots & r^{\frac{m_2}{2}-1}f_{rr}^{IIm_2}(\vartheta) & 0 & 0\\ r^{-\frac{1}{2}}f_{\vartheta\vartheta}^{I1}(\vartheta) & f_{\vartheta\vartheta}^{I2}(\vartheta) & \cdots & r^{\frac{m_1}{2}-1}f_{\vartheta\vartheta}^{Im_1}(\vartheta) & r^{-\frac{1}{2}}f_{\vartheta\vartheta}^{II1}(\vartheta) & f_{\vartheta\vartheta}^{II2}(\vartheta) & \cdots & r^{\frac{m_2}{2}-1}f_{\vartheta\vartheta}^{IIm_2}(\vartheta) & 0 & 0\\ r^{-\frac{1}{2}}f_{r\vartheta}^{I1}(\vartheta) & f_{r\vartheta}^{I2}(\vartheta) & \cdots & r^{\frac{m_1}{2}-1}f_{r\vartheta}^{Im_1}(\vartheta) & r^{-\frac{1}{2}}f_{r\vartheta}^{II1}(\vartheta) & f_{r\vartheta}^{II2}(\vartheta) & \cdots & r^{\frac{m_2}{2}-1}f_{r\vartheta}^{IIm_2}(\vartheta) & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Macierz sztywności dana jest oczywiście wzorem (20), a powiązanie obszarów elementów standardowych i elementu analitycznego następuje przez wprowadzenie macierzy więzów analitycznych $\boldsymbol{\Psi}$ danej zależnością (11).



Rys. 3. Schemat próbki i jej podział na elementy skończone

3. Przykład obliczeniowy

Przeprowadzono obliczenia dla rozciąganej kwadratowej tarczy ze szczeliną środkową nachyloną pod kątem γ do kierunku rozciągania (rys. 3). Przyjęto długość i szerokość tarczy $b = h = 10$, długość szczeliny $2l = 2$. Założono obciążenie $\sigma = 100$. Obliczenie wartości K_I i K_{II} wykonano za pomocą metod: więzów analitycznych, ekstrapolacji, zmiany kształtu szczeliny oraz całek niezmienniczych J i H. Więzy analityczne zastosowano dla węzłów należących do elementów otaczających wierzchołek szczeliny, a linia ograniczająca ten obszar była konturem całkowania.

Wyniki obliczeń współczynników intensywności naprężeń K_I i K_{II}, jak również współczynników szeregu asymptotycznego przedstawiono w tabelach 1 i 2. Jak duże znaczenie w prognozowaniu propagacji szczeliny ma współczynnik K_{I2} (odpowiadający wartości naprężenia skierowanego wzdłuż osi szczeliny) pokazano w pracy [3]. W przypadku, gdy szczelina nachylona jest pod małym kątem γ do kierunku rozciągania, to właśnie wartość współczynnika K_{I2} decyduje o krytycznej wartości obciążenia i kierunku propagacji szczeliny.

4. Podsumowanie

Metoda więzów analitycznych oraz metoda elementów analitycznych w prosty i bezpośredni sposób umożliwiają obliczanie z dużą dokładnością wartości uogólnionych współczynników intensywności naprężeń oraz współczynników przy członach wyższych rzędów szeregu opisującego asymptotyczne pola naprężeń w pobliżu wierzchołków ostrych naroży [3], [4]. W przeciwieństwie do metod asymptotycznych metody te nie wykorzystują do obliczeń pól przemiesz-

Tab. 1. Wartości współczynników intensywności naprężeń K_I *i* K_{II} *obliczone różnymi metodami.*

β	Metoda ekstrapolacji		Metoda zmiany kształtu szczeliny		Metoda analityczna		Metoda całki niezmienniczej **J**		Metoda całki niezmienniczej **H**	
	K_I	K_{II}	K_I	K_{II}	K_I	K_{II}	K_I	K_{II}	K_I	K_{II}
0°	0.5525	-0.00042	0.5258	-10.74	0.5287	$-4.019\cdot10^{-4}$	0.314051	0.000531	0.484216	$-1.88\cdot10^{-4}$
15°	11.78	44.90	7.213	35.87	12.81	45.55	13.09	44.92	13.23	41.60
30°	45.09	77.80	36.75	73.19	46.48	79.07	46.83	78.01	46.70	72.01
45°	91.34	90.27	80.74	91.29	92.68	91.65	92.988	90.483	92.958	83.7
60°	137.6	78.71	128.1	85.62	139.25	79.61	139.656	78.643	140.098	72.473
75°	170.9	45.48	166.4	56.05	173.45	46.04	173.851	45.337	174.335	42.027
90°	183.2	0.000021	184.6	11.45	185.95	$-6\cdot10^{-6}$	186.341	0.000793	186.559	0.000615

Tab. 2. Wartości współczynników szeregu asymptotycznego.

β	K_I			K_{II}		
	$K_{I,1}$	$K_{I,2}$	$K_{I,3}$	$K_{II,1}$	$K_{II,2}$	$K_{II,3}$
0°	0.5287	99.2835	0.0478	-0.0004	-0.0000003	0.00015
15°	12.8096	85.84057	1.549285	45.55114	0.015564	5.417311
30°	46.47472	48.36469	5.725085	79.07399	0.0271	9.414524
45°	92.68256	-2.641888	11.20908	91.65356	0.0314694	10.89139
60°	139.2507	-54.06776	16.76.014	79.61359	0.027345	9.463286
75°	173.4462	-92.06337	20.92782	46.03517	0.015792	5.458525
90°	185.9544	-105.9714	22.46004	-0.0000058	0.00000003	-0.0002759

czeń otrzymanych za pomocą metody elementów skończonych, ale bezpośrednio zakładają zależności na przemieszczenia w elementach skończonych zgodne z rozwiązaniem analitycznym. Metody te można stosować nie tylko w mechanice szczelin lub karbów trójkątnych, ale także wszędzie tam, gdzie znany jest teoretyczny rozkład pól przemieszczeń (lub przy wykorzystaniu metody sił - pól naprężeń), np. w zagadnieniach ostrych wtrąceń, karbów hiperbolicznych, wciskania stempli.

5. Literatura

[1] Sinclair G.B., Okajima M., Griffin J.H.: *Path independent integrals for computing stress intensity factors at sharp notches in elastic plates*, Int. J. Numer. Meth. Eng., 20(1984), s.999-1008.

[2] Williams M.L.: *On the stress distribution at the base of stationary crack,* Trans. ASME, J. Appl. Mech., 1961, 28, 78-82.

[3] Seweryn A.: *A non-local stress and strain energy release rate mixed mode fracture initiation and propagation criteria*, Eng. Fract. Mech. 59(1998), s.737-760.

[4] Seweryn A.: *Modelowanie rozkładów naprężeń i przemieszczeń w otoczeniu wierzchołka karbu trójkątnego w płaskich zagadnieniach teorii sprężystości (część I i II)*, Rozpr. Inż., 38(1990), s.351-396.

****

Niniejszą pracę wykonano w ramach realizacji Projektu Badawczego nr 8 T07A 049 21
finansowanego przez Komitet Badań Naukowych

****

Sylwester SAMBORSKI

WYBRANE ZADADNIENIA INICJACJI I WZROSTU PĘKNIĘĆ W POROWATYCH MATERIAŁACH CERAMICZNYCH

CHOSEN QUESTIONS OF CRACK INITIATION AND PROPAGATION IN POROUS CERAMIC MATERIALS

W pracy przedstawiono propozycję opisu wzrostu pęknięć w materiałach ceramicznych zawierających mikropory. Szczególną uwagę poświęcono zagadnieniom inicjacji pęknięć powodowanej obecnością porów. Analizy oparto na danych materiałowych i wynikach eksperymentalnych dla Al_2O_3. Wyznaczono krzywe zależności współczynnika energii uwalnianej od zawartości porów oraz kąta propagacji pęknięcia.

In the paper a tentatine description of crack propagation in ceramic materials with pores was presented. Special atention was given to questions of pore-induced crack initiation. Analyses were done according to material data and experimental results for Al_2O_3. The relation of energy release rate vs. porosity and an angle of crack propagation was established.

1. Wprowadzenie

Materiały ceramiczne odznaczają się dobrymi właściwościami mechanicznymi oraz cieplnymi. Współczesna technika znajduje dla nich coraz szersze pole zastosowań, począwszy od hutnictwa i przemysłu cementowego (wymurówki pieców), poprzez przemysł samochodowy (warstwy ceramiczne w korpusach silników) po technologie kosmiczne (osłony termiczne). Ze względu na kruchość ceramiki uzasadnione wydaje się poszukiwanie sposobu opisu zjawisk rozwoju mikrouszkodzeń oraz pękania omawianych materiałów w różnorakich warunkach obciążenia.

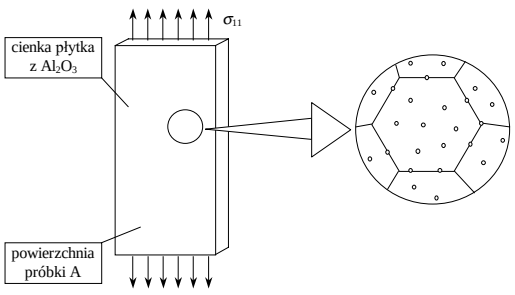
2. Opis materiału badawczego

Jedną z podstawowych ceramik polikrystalicznych jest porowaty tlenek glinu Al_2O_3. Otrzymuje się go przez spiekanie proszków Al_2O_3 w temperaturze 1700 – 1900 °C. Uzyskany tą drogą materiał ceramiczny jest złożony z ziaren o wielkości 20 – 30 μm. Materiał lity (bez porów) posiada wysoki moduł Younga rzędu 410 GPa [7]. W rzeczywistym materiale, zwłaszcza spiekanym swobodnie, występują pory – mikropustki o średnicach 1 – 4 μm. Porowatość może zmieniać się w zakresie 0 –20%, a nawet 30%, co powoduje obniżenie sztywności matrycy sprężystej.

3. Modelowanie mikrostruktury porowatej

3.1. Opis porowatości materiału

Zagadnienie wzrostu pęknięć rozpatrzymy na przykładzie cienkiej płytki wykonanej z Al_2O_3 poddanej jednoosiowemu quasi-statycznemu rozciąganiu (rys.1).



Rys. 1. Schemat obciążenia i mikrostruktura badanej ceramiki

W ogólnym przypadku struktura polikrystalicznej ceramiki jest niejednorodna, gdyż zawiera statystycznie rozmieszczone pory, mikropęknięcia, granice ziaren. Dla uproszczenia zagadnienia przyjmiemy, że pory mają kształt cylindryczny i są równomiernie rozproszone na całej powierzchni próbki. Zgodnie z [4] można wprowadzić następujący skalarny parametr porowatości:

$$p = \frac{1}{A}\sum_{s=1}^{N_{\mathrm{po}}} r_{(s)}^2 \tag{1}$$

gdzie $r_{(s)}$ jest promieniem "s-tego" pora, A oznacza powierzchnię próbki, a N_{po} jest całkowitą liczbą porów.

Porowatość obniża tzw. efektywny moduł Younga (tab. 1) [3, 6, 7], przez co rośnie podatność matrycy sprężystej.

Tab. I. Efektywny moduł Younga ($E_0=E_{eff}(p=0)$)

Autor	$f_1(p)$	$E_{\mathrm{eff}}(p)$
Kachanov, 1973	$f_1(p)=(1+3p)^{-1}$	$E_{\mathrm{eff}}(p) = E_0 \cdot f_1(p)$
Ostrowski-Rődel, 1999	$f_1(p)=(1-2p)^{1,35}$	
Pampuch,1988	$f_1(p)=(1-2p)$	

3.2 Powstawanie i wzrost pęknięć

Niezwykle istotny jest wpływ porów na zjawisko pękania ceramiki [8]. Pory stanowią koncentratory naprężeń, które wskutek różnych czynników, np. naprężeń cieplnych przy spiekaniu, stają się źródłami mikropęknięć [2], będących połączeniem prostego pęknięcia z centralnym porem (rys. 2). Powstałe mikropęknięcie może dalej propagować się, jeśli współczynnik energii uwalnianej G jest równy podwojonej krytycznej wartości energii powierzchniowej pękania [7]:

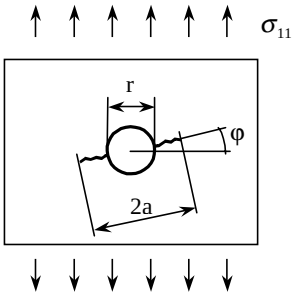
$$G_c = 2\gamma_{eff} \tag{2}$$

Rozważmy pojedyńczy por osadzony w matrycy sprężystej, charakteryzującej się pewnym efektywnym modułem Younga [3], z którego propagują się dwa prostoliniowe pęknięcia pod kątem (rys. 2).

Ze względu na współczynnik intensywności naprężeń, por z prostymi pęknięciami można traktować jak zwykłe proste pęknięcie [5, 1], jeśli: $a/r > 1.22$.

W rozpatrywanym przypadku mamy do czynienia z mieszanym schematem pękania (połączone mody I oraz II). Sumując współczynniki energii uwalnianej [4] otrzymujemy:

$$G(p,a,\varphi,\sigma_{11}) = \frac{K_{\mathrm{I}}^2 + K_{\mathrm{II}}^2}{E_0} f_1(p) \tag{3}$$



Rys. 2. Pęknięcia proste spowodowane koncentracją naprężeń wokół pora.

gdzie K_I, K_{II} oznaczają współczynniki intensywności naprężeń dla odpowiednich schematów pękania materiału bez porów.

Z analizy stanu naprężeń w układzie odniesienia związanym ze szczeliną wynika, że wartość współczynnika energii uwalnianej G silnie zależy od kąta φ, zgodnie z równaniem:

$$G(p,a,\varphi,\sigma_{11}) = \frac{\pi a}{E_0} f_1(p)\left(\cos^4\varphi + \frac{1}{4}\sin^2 2\varphi\right)(\sigma_{11})^2 \qquad (4)$$

Funkcja $f_2(\varphi) = \cos^4\varphi + \frac{1}{4}\sin^2 2\varphi$ osiąga maksimum dla $\varphi = 0°$, więc uprzywilejowanym kierunkiem propagacji pęknięcia jest kierunek prostopadły do obciążenia. Osiągnięcie przez pęknięcie długości krytycznej a_{cr} bezpośrednio poprzedza makroskopowe zniszczenie materiału.

4. Przykład obliczeniowy

Do wyznaczenia rozkładu funkcji G przyjęto dane materiałowe zebrane w tablicy 2. Rysunek 3 przedstawia wpływ porowatości oraz kąta nachylenia pęknięcia na wartość współczynnika energii uwalnianej G dla E_{eff} obliczonego zgodnie z [3].

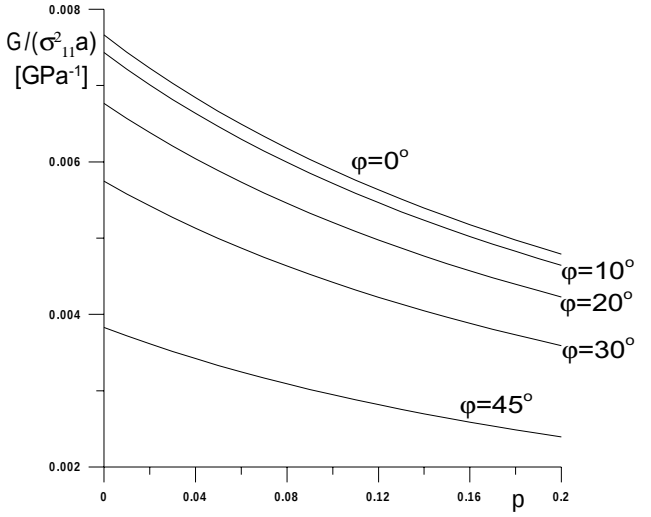
Na rys. 4 przedstawiono wpływ zawartości porów na krytyczną wartość współczynnika energii uwalnianej, gdzie (materiał bez porów), zaś G_c oznacza krytyczny współczynnik energii uwalnianej dla materiału zawierającego pory, przy czym ich wpływ na podatność materiału oceniono w oparciu o tablicę I.

5. Podsumowanie i wnioski

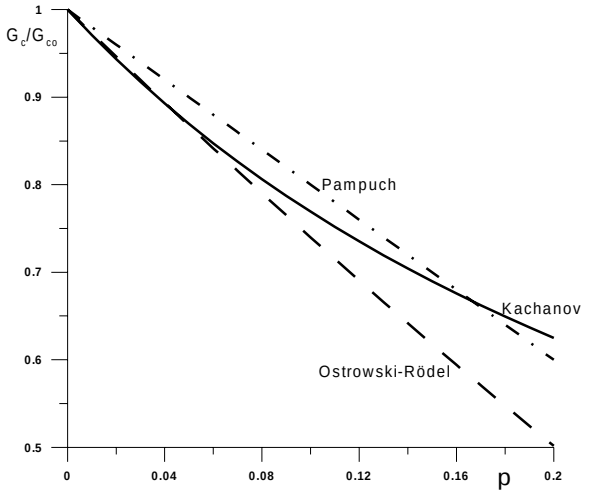
W pracy przeanalizowano wpływ porowatości na krytyczny współczynnik uwalniania energii G_c. Występowanie porów znacznie obniża odporność na pękanie polikrystalicznych materiałów ceramicznych. Ponadto przedyskutowano model rozwoju pęknięć powstających na skutek koncentracji naprężeń na brzegu pora.

Tab. 2. Dane materiałowe badanej ceramiki

Wielkość	Oznaczenie	Wartość	Jednostka
Moduł Younga materiału rodzimego	E_0	410	GPa
Energia powierzchniowa pękania	γ_0	20	J/m^2
Porowatość	p	0 ÷ 0,20	-
Średni promień porów	r_{sr}	1	μm



Rys. 3. Zależność współczynnika energii uwalnianej G *od zawartości porów przy różnych kątach propagacji pęknięcia*



Rys. 4. Zależność krytycznego współczynnika energii uwalnianej G_c *od zawartości porów dla jednoosiowego rozciągania*

6. Literatura

[1] Broek D.: *Elementary engineering fracture mechanics*. Noordhoff International Publishing, Leyden 1974r.

[2] Fett T., Munz D.: *Why can microcracks in ceramics propagate at extremely low stress intensity factors?*. Journal of Materials Science Letters, 11(1992), 257-260.

[3] Kachanov M.: *On the effective moduli of solids with cavities and cracks*. Int. J. Fracture, 59(1973), R17-R21.

[4] Lawn B. R., Wilshaw T. R.: *Fracture of brittle solids*. Cambridge University Press, Cambridge 1975r.

[5] Murakami Y.: *Stress Intensity Factors Handbook*. Pergamon Press, Oxford 1988r.

[6] Ostrowski T., Rődel J.: *Evolution of Mechanical Properties of Porous Alumina during Free Sintering and Hot Pressing*. J. AM. Ceram. Soc., 82(1999)11, 3080-86.

[7] Pampuch R.: *Materiały ceramiczne. Zarys nauki o materiałach nieorganiczno-niemetalicznych*. PWN, Warszawa 1988r.

[8] Sammis C. G., Ashby M. F.: *The failure of brittle porous solids under compressive stress states*. Acta metall., 34(1986)3, 511-526.

Jerzy LIPSKI

IDENTYFIKACJA PROCESÓW DYNAMICZNYCH Z ZASTOSOWANIEM SIECI NEURONOWYCH

APPLICATION OF NEURAL NETWORK TO IDENTIFICATION OF DYNAMICAL PROCESS

Zadanie identyfikacji polega na dokonaniu matematycznego opisu modelu systemu dynamicznego na podstawie serii pomiarów. Motywacją do podjęcia takich działań może być, między innymi, predykcja zachowania się systemu, wykrywania uszkodzeń lub projektowanie układu sterowania. W artykule zwrócono szczególną uwagę na metodykę identyfikacji systemów nieliniowych z zastosowaniem sieci neuronowych. Przytoczono przykłady zastosowania opisanych metod do identyfikacji procesu skrawania.

System identification is the task of inferring a mathematical description a model of a dynamical system from series of measurements. Can be several motives of so actions, typical: prediction behaviors of system, detect of damage, design of control system. In this paper the attention is drawn to identification nonlinear systems with application of neural network. Has been shown an example described methods to modeling cutting process.

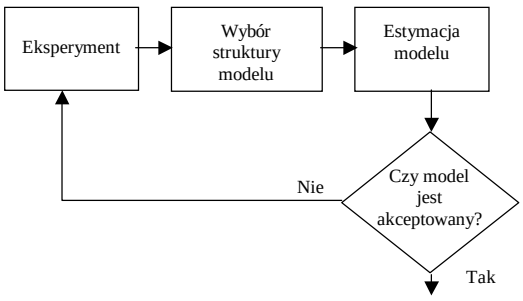
1. Wprowadzenie w zagadnienia identyfikacji systemów dynamicznych

W zależności od informacji *a priori* o badanym systemie, problem identyfikacji może być rozwiązywany na kilka sposobów. Jeżeli identyfikacja opiera się wyłącznie na danych z pomiarów, zakładając brak wiedzy o istocie procesów fizycznych zachodzących w systemie, to proces identyfikacji jest nazywany modelowaniem „*czarnej skrzynki*". Dla kontrastu określenie modelowanie „*białej skrzynki*" odnosi się do czysto fizycznego podejścia w procesie modelowania. Jeżeli tylko część wiedzy o modelowanym obiekcie jest znana i wykorzystana do modelowania o pozostała pochodzi z pomiarów, to taki sposób modelowania nazywamy modelowaniem *„szarej skrzynki*".

Rozważania przytoczone w niniejszym artykule dotyczą modelowania „czarnej skrzynki". Biorąc pod uwagę fakt, że większość systemów z jakimi spotykamy się na co dzień jest nieliniowych, może budzić zdziwienie, że literatura identyfikacji systemów dotyczy najczęściej systemów liniowych. Jest kilka powodów takiego stanu. Wiele systemów dynamicznych może być z wystarczającą dokładnością dla celów modelowania opisane modelem liniowym. Obliczenia zarówno numeryczne jak i statystyczne są mniej skomplikowane na takim modelu. Można w prosty sposób dobrać zarówno strukturę jak i nastawy regulatora do sterowania obiektem opisanym modelem liniowym.

Jednakże, nieliniowości będące przyczyną powstawania drgań, wymuszają niekiedy uwzględnienie modelu nieliniowego w celu poprawy wydajności systemu sterowania obiektem. W takiej sytuacji modelowanie „czarnej skrzynki" może znaleźć zastosowanie do sterowania systemem o nieznanych właściwościach.

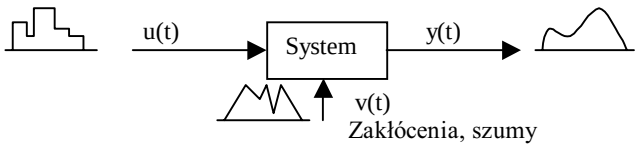
Identyfikacja modelu systemu dynamicznego przebiega zazwyczaj według algorytmu pokazanego na rys. 1.



Rys.1. Podstawowy algorytm identyfikacji systemu

1.1. Eksperyment

Celem eksperymentu jest zebranie danych opisujących jak badany system zachowuje się pod wpływem zewnętrznych oddziaływań w zakresie spodziewanym podczas normalnej pracy. Polega to na dokonywaniu zmian sygnału wejściowego u(t) i obserwacji zmian wyjściowych y(t) jak na rys.2.



Rys. 2. Schemat przeprowadzenia identyfikacji

Zbiory wartości sygnałów przypisanych do wejścia i wyjścia ogólnie można zapisać:

$$Z^N = \{[u(t), y(t)],\ t = 1, \ldots,\ N\} \tag{1}$$

gdzie: Z^N – N elementowy zbiór danych doświadczalnych;
u(t) – sygnał wejściowy;
y(t) – sygnał wyjściowy;

Jeżeli identyfikowany system będzie pracował w stanie niestabilnym może być koniecznym wielokrotne powtarzanie procesu identyfikacji, po uprzednim ręcznym usunięciu przyczyn niestabilności. Jednym z głównych zadań eksperymentatora prowadzącego proces identyfikacji jest określenie: częstotliwości próbkowania, dobór odpowiedniego sygnału wejściowego oraz wstępna obróbka danych. Wstępna obróbka danych dotyczy zazwyczaj przeprowadzenia testów nieliniowości oraz usunięcia zakłóceń, szumów i innych niepożądanych efektów.

1.2. Wybór struktury modelu

Najczęściej dysponujemy zbiorem potencjalnych modeli, wśród których poszukuje się tego najlepszego. Problem ten można rozwiązać dwoma sposobami:

1. Wybrać rodzinę struktury modelu najlepiej pasującą do opisywanego systemu np. strukturę modelu liniowego, sieć neuronową w formie wielowarstwowego perceptronu lub opis falkowy (wavelets).

2. Wybrać podzbiór w określonej rodzinie struktur. Dla przykładu w rodzinie modeli liniowych może to być model strukturalny ARX(2,3,1) gdzie (2,3,1) oznacza opóźnienie czasowe okresu próbkowania i to, że bieżący sygnał wyjściowy zależy od dwóch próbek sygnału wyjściowego i trzech sygnałów wejściowych z przeszłości.

1.3. Estymacja modelu

Gdy został wybrany zbiór potencjalnie pasujących modeli, następnym krokiem jest wybór jednego szczególnego modelu. Polega to na sprawdzeniu, który model spełnia w możliwie najwyższym stopniu założone kryteria. Kryteria te mogą być formułowane w bardzo różny sposób lecz zawsze powinny pasować do celów budowy modelu. Najczęściej stosowaną strategią jest wybór modelu, który charakteryzuje się najlepszą predykcją sygnału w chwili przyszłej odległej od bieżącej o okres próbkowania w sensie minimalnego błędu średniokwadratowego między obserwowanym sygnałem wyjściowym a przewidywanym przez model. Proces wyboru modelu jest nazywany w literaturze procesem estymacji. Ten etap budowy modelu neuronowego nosi nazwę „uczenia sieci" lub „trenowania sieci".

1.4. Wiarygodność modelu

Gdy model został już wybrany powinien być poddany testowaniu w celu sprawdzenia czy spełnia nałożone wymagania. Test dotyczy szczególnie obszaru przyszłego zastosowania modelu. Kryteria w dużej mierze zależą od założonej dokładności modelowania i sposobu wykorzystania sygnału z modelu. W sytuacji, gdy podczas próbnego zastosowania modelu istnieje podejrzenie o nieadekwatność należy powrócić do jednego z poprzednich etapów tj. eksperymentu, wyboru struktury lub tylko estymacji.

2. Nieliniowe modele strukturalne bazujące na sieciach neuronowych

Jeżeli założyć, że budowany model będzie powstawał na zasadzie identyfikacji „czarnej skrzynki" przydatną jest struktura sieciowa nazywana wielowarstwowym perceptronem (MLP- *multilayer perceptron network*). Badania pokazały [1], że odwzorowuje on z dobrą dokładnością zależności funkcyjne między zbiorami danych wejściowych i wyjściowych po uprzednim nauczeniu na ciągach danych uczących. Pozostaje wybrać wejścia informatyczne sieci oraz wewnętrzną architekturę sieci. Najczęściej zakłada się strukturę wewnętrzną typu *feedforward* sieci MLP, ma ona szereg zalet:

- √ Jest naturalnym rozszerzeniem dobrze znanej struktury liniowej modelu;
- √ Wewnętrzna architektura może być rozszerzana stopniowo w miarę potrzeby podwyższania elastyczności w celu odwzorowania bardziej złożonych zależności funkcjonalnych;
- √ Jest wygodna do zastosowaniach w systemach sterowania.

Tak wybrany model sieciowy można opisać równaniem:

$$y(t) = g[\varphi(t,\theta),\theta] + e(t) \tag{2}$$

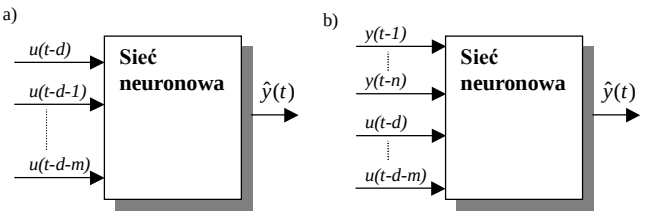
lub dla formy predykcyjnej:

$$\hat{y}(t \mid \theta) = g[\varphi(t,\theta),\theta] \tag{3}$$

$\varphi(t, \theta)$ jest wektorem regresji a θ zawiera wektor parametrów regulowanych sieci neuronowej zwany wektorem wag, jest funkcją realizowaną przez sieć przy założeniu struktury *feedforward*. W zależności od wyboru wektora regresji otrzymuje się różne struktury modeli nieliniowych. Jeżeli wektor regresji zostanie wybrany dla modeli ARX to strukturę sieci neuronowej określa się jako NNARX jako akronim Neural Network ARX. Podobnie mogą być tworzone modele NNFIR, NNARMAX, NNOE lub NNSSIF.

2.1 Modele NNFIR i NNARX

W modelach tych zachodzi czysto algebraiczna relacja między przewidywanym sygnałem wyjściowym a zmierzonym w przeszłości oraz stanem wejść. Modele charakteryzują się dużą stabilnością co jest szczególnie ważne w przypadku nieliniowości gdy problem stabilności bardzo się komplikuje. Struktura modeli została pokazana na rys.3.



Rys.3. Modele strukturalne realizowane w sieci neuronowej: a) NNFIR, b) NNARX

Model NNFIR wymaga dla określenia predykcji sygnału wyjściowego ciągu sygnałów wejściowych przesuniętych w czasie o wielokrotność okresu próbkowania. Natomiast model NNARX wymaga dodatkowo informacji o wartościach od *y(t-1)* do *y(t-n)*.

Jeżeli zostanie przyjęty model regresji ARMAX to postać funkcji realizowanej przez sieć typu *feedback* przyjmie postać:

$$\varphi(t,\theta) = [y(t)...y(t-n),u(t-d)...u(t-d-m),\varepsilon(t,\theta),...,\varepsilon(t-k,\theta)]^T \tag{4}$$

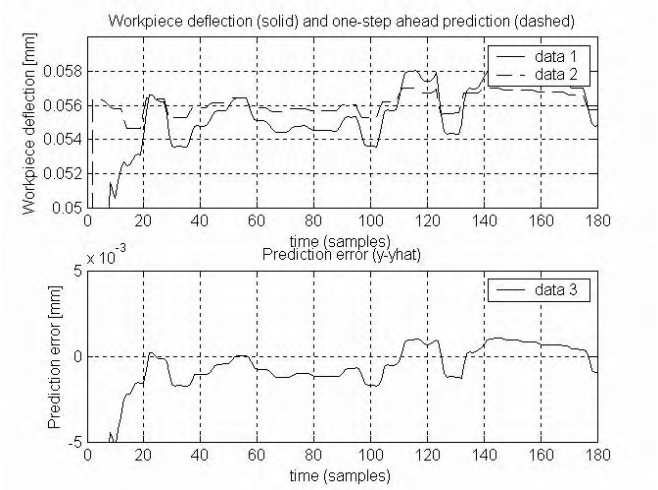
gdzie oznacza błąd predykcji, którego wartość wpływa na proces uczenia sieci. Rozwiązanie to jest określane w literaturze [2] jako *recurrent network* .

3. Przykład modelu procesu skrawania zbudowanego z zastosowaniem sieci neuronowej

Identyfikacja związków dynamicznych między siłami skrawania a względnym przemieszczeniem narzędzia i przedmiotu jest istotna z punktu widzenia możliwości sterowania procesem skrawania.

Do modelowania przyjęto strukturę NNARX oraz sieć neuronową o jednej warstwie ukrytej zawierającej 12 neuronów. Do uczenia sieci przygotowano zestaw uczący złożony z wektora siły odporowej oraz wektora przemieszczenia narzędzia i przedmiotu. Siłę rejestrowano podczas eksperymentu toczenia siłomierzem piezoelektrycznym umieszczonym w oprawce narzędzia, przemieszczenia mierzono bezdotykowo przy pomocy czujnika laserowego. Toczeniu poddano przedmiot o nieregularnej powierzchni co powodowało losową zmienność głębokości skrawania. Zadaniem nauczonej sieci była predykcja przemieszczenia na jeden okres próbkowania do przodu. Wyniki modelowania przedstawiono na rys.5.

Oznaczenie „data1" odnosi się do przemieszczeń rzeczywistych narzędzia i przedmiotu podczas gdy przebieg oznaczony „data2" ilustruje przewidywane wartości odkształceń przez sieć neuronową. Na dolnym wykresie pokazano błąd predykcji. Jak widać wartości błędu predykcji są rzędu tysięcznych części mm, co wskazuje na bardzo dobre dopasowanie modelu predykcyjnego. Opracowana metoda modelowania zostanie wykorzystana w dalszym etapie do sterowania procesem skrawania w trybie on-line.



Rys. 5. Wyniki modelowania procesu toczenia

4. Literatura

[1] Nřrgaard M., Ravn O., Poulsen N.K., Hansen L.K.: *Neural networks for Modelling and Control of Dynamic Systems*, Springer-Verlag, London, UK, 2000.

[2] Ljung L.: *System Identification Toolbox User's Guide*, The MathWorks Inc., 1995

[3] Hunt K.J., Sbarbaro D., Zbikowski R., Gawthrop P.J.: *Neural Networks for Control Systems –A.Survey*, Automatica, Vol. 28, No. 6, pp. 1083-1112.

[4] Hunt K.J., Sbarbaro D.: *Neural Networks for Nonlinear Internal Model Control*, IEE Proceedings-D, Vol. 138, No. 5, pp. 431-438.

[5] Billings S. A., Jamaluddin H. B., Chen, S.: *Properties of neural networks with applications to modelling non-linear dynamical systems*.International Journal of Control, 55(1), 193-224.

[6] Billings S. A, Zhu Q. M.: *Nonlinear model validation using correlation tests.* International Journal of Control, 60(6), 1107-1120.

Dariusz PROSTAŃSKI
Józef JONAK

PROBLEMY WYKORZYSTANIA SIECI NEURONOWEJ DO IDENTYFIKACJI PROCESU SKRAWANIA SKAŁ NOŻAMI OBROTOWYMI

A PROBLEM OF THE NEURAL NETWORK UTILIZATION FOR IDENTIFICATION OF ROCK CUTTING PROCESS BY ROTATING BITS

W opracowaniu przedstawiono wykorzystanie sieci neuronowej do identyfikacji przebiegu procesu skrawania skał za pomocą stożkowych noży obrotowych. Zaprezentowano modele sieci neuronowej użyte w badaniach.

Utilization of the neural network for identification of rock cutting process realized by conical rotating bits, was given in the paper. Models of neuron network used in tests were presented.

1. Wprowadzenie

Znaczne zużycie stożkowych noży obrotowych, szczególnie w przypadku skrawania skał twardych wymusza podjęcie problemu optymalizacji doboru samego narzędzia jak też poszukiwania aktywnych metod monitorowania pracy całej głowicy. Zagadnienia te znajdują także swe odzwierciedlenie w pracach nad zwiększeniem trwałości, zapewnieniem optymalnych parametrów konstrukcyjnych oraz roboczych noży obrotowych.

Modele charakteryzujące proces skrawania skał oparte przede wszystkim o analizę statystyczną [1], są uciążliwe w praktycznym zastosowaniu do badania efektów urabiania, zwłaszcza dla parametrów, których wpływ nie był szczegółowo przebadany.

2. Budowa modelu sieciowego

Sztuczne sieci neuronowe pozwalają na rozwiązywanie m.in. zagadnień regresyjnych (sieci GRNN) oraz klasyfikacyjnych (np. sieci RBF, MLP) [9].

Pozytywne wykorzystanie sztucznych sieci neuronowych (SSN) w wielu dziedzinach nauki i techniki, skłania do wykorzystania ich także do identyfikacji procesu urabiania skał nożami stożkowymi.

Jakość modelu rozwiązywanego zagadnienia zależy przede wszystkim od architektury sieci, w tym m.in. od typu sieci, sposobu jej uczenia, metody obliczania błędu, ilości warstw sieci i zawartych w niej neuronów oraz prezentowanych danych wejściowych i wyjściowych.

W sieci neuronowej podobnie jak w przypadku analizy statystycznej na podstawie danych wejściowych i wyników pomiarów, budowany jest model zależności zachodzących w nim procesów. W analizie statystycznej w przeciwieństwie do sieci neuronowej zakładana jest postać funkcji odwzorowującej zachodzące relacje - w przypadku sieci neuronowej nie musimy znać charakteru zachodzących procesów ani opisującej je funkcji.

3. Zastosowanie sieci neuronowych w badaniach

W niniejszym opracowaniu, przeprowadzono analizę możliwości wykorzystania sieci neuronowej w badaniach kształtowania się obciążenia stożkowych noży obrotowych, aby określić jej przydatność oraz wpływ powiązanych parametrów wejściowych sieci na zgodność wyników badań z pomiarami rzeczywistymi.

Z literatury wynika, że wykorzystanie sztucznych sieci neuronowych było dotąd podejmowane w dziedzinach zbliżonych do omawianego zagadnienia np. dla procesów skrawania metali i modelowania zależności zachodzących pomiędzy ostrzem skrawającym a obrabianym materiałem. Prace te miały na celu np. minimalizację zużycia ostrza noża tokarskiego lub optymalizację doboru narzędzia i parametrów obróbki, w zależności od rodzaju materiału i jego przeznaczenia oraz modelowanie zjawisk zachodzących w procesie skrawania, mających wpływ na ten proces [2], [3], [4] i [5].

W elementarnych procesach skrawania metali oraz urabiania skał zachodzą pewne podobieństwa. Jednak skrawanie stali ma na celu między innymi uzyskanie określonej dokładności, natomiast urabianie skał ma za zadanie głównie osiągnięcie największej wydajności.

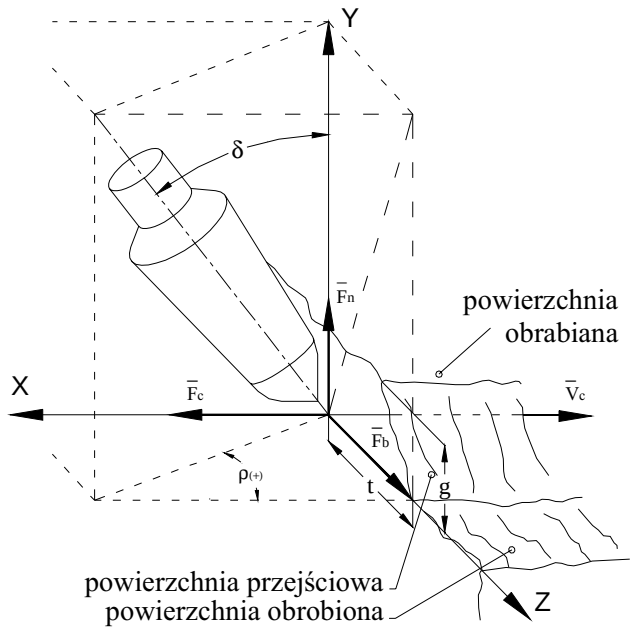
W oparciu o wiadomości literaturowe nt. zastosowania sieci neuronowych oraz analizy procesu skrawania można wnioskować, że właściwym jest zastosowanie modelu sieci neuronowej w badaniu obciążeń ostrza skrawającego w oparciu o dane wejściowe i wyjściowe zastosowane w analizie statystycznej [6]. Parametry te stanowią podstawę do poszukiwania właściwej architektury sieci i jej cech zarówno ze względu na uzyskiwaną w dotychczasowych badaniach dużą zgodność wyników, jak i na możliwość pozyskania i wykorzystania istniejących baz danych pomiarowych. Takie podejście pozwoli określić również jakość modelu sieci neuronowej w stosunku do modelu opracowanego na bazie analizy statystycznej.

W związku z powyższym do dalszych rozważań przyjęto wielkości wejściowe i wyjściowe zgodnie z rys. 1.

Wytypowano parametry służące do uczenia sieci przy założeniu, że w przyjętym modelu prezentacji określonych danych wejściowych będzie towarzyszyła jedna oczekiwana wielkość wyjściowa. Założono, że ciągi uczące będą budowane na podstawie wyników pomiarów dla kombinacji tych parametrów. Na podstawie wstępnych wyników symulacji można określić jakość przyjętego modelu oraz metody jego uczenia.

W wyniku wstępnych prób uczenia podczas poszukiwania optymalnego modelu sieci, został otrzymany pewien błąd odtworzenia przewidywanych wielkości wyjściowych w odniesieniu do rzeczywistych wyników pomiarów. Wielkość błędu określona została na podstawie zbiorów testowych nie biorących udziału w uczeniu sieci.

Poszukiwanie modelu sieci oparte jest o wcześniej wykonane badania laboratoryjne. Dalsze prace obejmujące badania modelowe obciążenia noża stożkowego będą wykonane w oparciu o badania laboratoryjne własne.

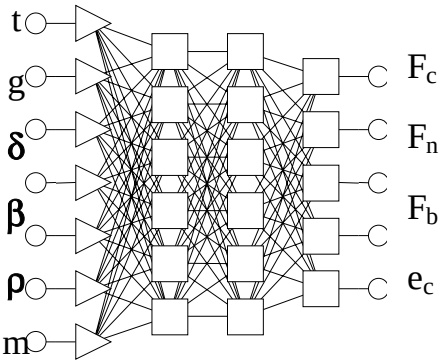


Rys. 1. Oznaczenia kątów obrotowego noża stożkowego oraz składowych siły całkowitej [6]

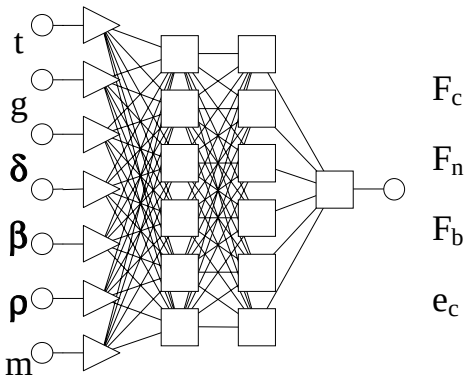
Przyjęte zmienne wielkości wejściowe:
parametry technologiczne pracy ostrza
t – podziałka skrawania,
g – głębokość skrawania,
m – masa 1 mb skrawu,
parametry geometryczne ostrza:
β - kąt ostrza,
δ - kąt ustawienia,
ρ - kąt obrotu,.

Przyjęte stałe wielkości wejściowe:
rodzaj skrawanej skał,
v_c – prędkość skrawania,
stan ostrza.
Wielkości wyjściowe:
F_c – siła skrawania,
F_n – składowa normalna,
F_b – składowa boczna,
e_c – jednostkowa energia skrawania

Zastosowanie wielkości wejściowych i wyjściowych w modelu sieci neuronowej przedstawiono na rys. 2. Taki model sieci neuronowej charakteryzuje się złożonym procesem uczenia (np. metoda wstecznej propagacji błędów) a wielkość zbioru uczącego może być w takich przypadkach niewystarczająca aby można mówić o reprezentatywności wyników. W związku z tym doprowadzono do dekompozycji sieci celem uproszczenia jej modelu oraz możliwości użycia szybszej i sprawniejszej metody uczenia, co przedstawiono na rys. 3. W jej wyniku otrzymuje się osobną sieć dla każdej wielkości wyjściowej.



Rys. 2. Proponowany model sieci neuronowej do badania procesu skrawania skał nożem stożkowym

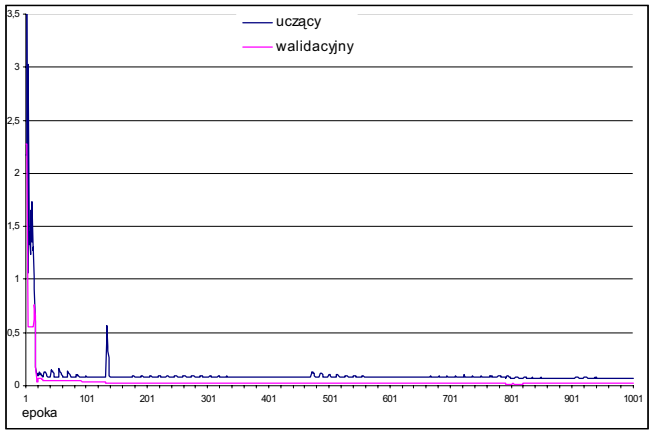


Rys. 3. Dekompozycja modelu sieci neuronowej

Sieć z jedną wartością wyjściową jest prostsza w uczeniu, zarówno ze względu na prędkość uczenia jak i dokładności symulacji. Dla odpowiedniej wielkości wyjściowej możemy stosować odpowiedni model sieci, indywidualnie dobierać metodę uczenia jaki ilość epok uczenia.

Proponowany model sieci neuronowej można uczyć prostszymi metodami np. *Levenberga-Marquardta* lub *gradientów sprzężonych* [8]. W wyniku prowadzonych z wykorzystaniem programu *STATISTICA Neural Networks 4.0Pl* analiz, przyjęto model *sieci perceptronowej wielowarstwowej* posiadającej sześć neuronów w warstwie wejściowej odpowiadających wielkościom *t, g, m, σ, β, ρ,* określoną ilość neuronów w jednej lub dwóch warstwach ukrytych oraz jeden w warstwie wyjściowej reprezentujący odpowiednio wielkości F_c, F_n, F_b, e_c.

Sprawą niezwykle istotną dla pracy sieci, jest np. ilość warstw ukrytych, ilość neuronów w warstwie, czy ilość epok. W efekcie poszukiwania właściwej architektury sieci wygenerowano model, którego błąd uczenia zawierał się w granicach 4÷8% (rys.4) w odniesieniu do wyników rzeczywistych wartości F_c. W zaprezentowanym przypadku sieć uczono w przedziale 1000 epok metodą *Levenberga-Marquardta*. Podobny błąd uczenia wykazuje ten model sieci uczony metodą *gradientów sprzężonych,* jednak zbiór uczący często zatrzymywał się w minimum lokalnym. Wprowadzenie do zbioru wielkości wejściowych, masy zeskrawanego materiału obniżyło błąd uczenia sieci do ok. 2÷3%



Rys. 4. Wykres błędu uczenia metodą Levenberga-Marquardta sieci perceptronowej wielowarstwowej z jedną 9-neuronową warstwą ukrytą

Model otrzymany m.in. na podstawie wyników badań laboratoryjnych skrawania określonego rodzaju skały może być rozbieżny z modelem, który jest opracowany w oparciu o skrawanie skały o innych właściwościach. Sprawą istotną dla prowadzonej analizy, jest więc pozyskanie odpowiednio zasobnych baz danych pomiarowych.

4. Wnioski końcowe i kierunki dalszych prac

Dotychczasowe wyniki prowadzonych analiz, wskazują na możliwość skutecznego zastosowania sieci neuronowych jako efektywnego sposobu prognozowania obciążenia noża stożkowego w procesie urabiania. Efektywne zastosowanie sztucznej sieci neuronowej do badań obciążeń noży zależeć będzie przede wszystkim od prawidłowo zidentyfikowanych wielkości fizycznych biorących udział w procesie skrawania oraz odpowiedniej architektury sieci i metody jej uczenia.

Przyjęty do badań model sieci neuronowej odwzorowujący przebieg procesu skrawania skał ze średnim błędem odtworzenia 4÷8% świadczy o zasadności prowadzonych prac, jednak badanie skrawania innego rodzaju skały za pomocą omawianego modelu może wykazać większy błąd uczenia, stąd też niezbędne jest prowadzenie dalszych prac.

W planowanych pracach przeprowadzone zostaną badania laboratoryjne, w celu pozyskania danych do uczenia sieci, a następnie sprawdzenia dokładności symulacji poprzez zbiory uczące, testowe i walidacyjne oraz określenie średnich błędów odtworzenia.

W dalszych pracach będzie określana przydatność zastosowanej metody oraz celowość wykorzystywania sztucznych sieci neuronowych do badania obciążenia ostrzy skrawających, wskazanie najbardziej optymalnych parametrów sieci, w tym jej typu oraz architektury. Za pomocą opracowanych modeli sieci, będą prowadzone próby określania sił dla parametrów skrawania będących poza przedziałem parametrów biorących udział w procesie uczenia.

Skuteczne zastosowanie sieci neuronowej w ramach podjętej pracy, może w przyszłości pozwolić wykorzystać jej efekty w innych badaniach związanych zwłaszcza z diagnostyką i optymalizacją procesu urabiania kombajnem chodnikowym, prowadzonymi w trybie rzeczywistym. Mając na uwadze prowadzone badania np. w przemyśle maszynowym, już w niedalekiej przyszłości należy się spodziewać opracowania odpowiednich sterowników, opartych o sieci neuronowe, znacznie ułatwiających operatorowi kombajnu chodnikowego, optymalne prowadzenie procesu drążenia, zależnie od zmieniających się właściwości skał górotworu.

5. Literatura

[1] Jonak J.: *Wpływ parametrów noży stożkowych na efekty urabiania skał*. Archiwum Górnictwa. 1998 nr 43.

[2] Twardowski P.: *Skuteczność różnych modeli diagnostycznych określających stan ostrza skrawającego*. V Międzynarodowe Sympozjum OsiN'97-Krynica, 1997.

[3] Ciskał M.: *Próba prognozowania sił skrawania podczas frezowania płaszczyzn przy użyciu symulacji sztucznych sieci neuronowych*. V Międzynarodowe Sympozjum OsiN'97-Krynica, 1997.

[4] Józwik J.: *Modelowanie zjawisk cieplnych zachodzących w strefie skrawania z zastosowaniem sieci neuronowych*. Ogólnopolska Konferencja Studenckich Kół Naukowych i Młodych Pracowników Nauki. Białystok. 1999.

[5] Gawlik J., Karbowski K.: *Prognozowanie stanu ostrza skrawającego z zastosowaniem sieci neuronowej*. Mechanik nr 4. 1997.

[6] Jonak J.: *Teoretyczne podstawy urabiania skał stożkowymi nożami obrotowymi*. Wydawnictwa Uczelniane Pol. Lub. 1998.

[7] Tadeusiewicz R.: *Sieci Neuronowe*. Akademicka Oficyna Wydawnicza. Warszawa 1993.

[8] STATISTICA Neural Networks PL. *Wprowadzenie do sieci neuronowych*. StatSoft 2001.

[9] Tadeusiewicz R.: *Problemy wyboru właściwej architektury sieci neuronowej*. Informatyka w technologii materiałów. Kwartalnik AGH Nr1, t.1 Kraków 2001.

****

Niniejszą pracę wykonano w ramach realizacji Projektu Badawczego nr 8 T12A 021 21
finansowanego przez Komitet Badań Naukowych

****

Jarosław ZUBRZYCKI
Józef JONAK

ZASTOSOWANIE ANALIZY NUMERYCZNEJ DO BADANIA OBCIĄŻENIA NOŻY PŁASKICH SKRAWAJĄCYCH MATERIAŁ KRUCHY

USE OF NUMERICAL ANALYSIS TO INVESTIGATIONS THE CHARGE OF FLAT KNIVES CUTTING OFF FRAGILE MATERIAL

W artykule przedstawiono wyniki analizy MES dotyczącej skutków oddziaływania na skałę ostrza noża. Zagadnienie rozpatrywano jako płaskie zagadnienie kontaktowe, w płaskim stanie odkształcenia, dla przekroju ostrza płaszczyzną równoległą do dna bruzdy (powierzchni obrobionej).

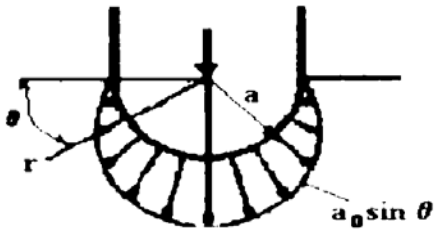
In the article has been presented the results of the FEM (finally elements methods, MES) analysis concerned of reactions results the flat cutting edge about wedge-shaped rub surface. For the plunged blade into the rock, the problem has been considered as the flat contacts problem in the plane state of strain for the blade cut by the parallel to the cutting groove bottom (worked surface) plane.

1. Wprowadzenie

Wachlarz dostępnych na polskim i światowym rynku noży skrawających materiały kruche jest bardzo duży. O ile zasadnicza geometria jest zbliżona do siebie, o tyle kształt powierzchni natarcia tych ostrzy jest bardzo zróżnicowany. Odmienność kształtów powierzchni natarcia ostrzy skrawających naturalny materiał kruchy jest wynikiem zarówno posiadanego parku maszynowego jak również lokalnych uwarunkowań geologiczno – technologicznych. Wybór konkretnego rozwiązania konstrukcyjnego noża jest nierozerwalnie związany z kształtem powierzchni natarcia. Z uwagi na ten aspekt, ostrza można podzielić na trzy grupy: ostrza o płaskim, o owalnym i klinowym kształcie powierzchni natarcia. Zróżnicowanie kształtów powierzchni natarcia towarzyszy odmienność w wielkości i rozkładzie naprężeń generowanych w skale. W efekcie otrzymuje się odmienne wielkości obciążenia noży (różne wartości sił na nożu), zróżnicowaną wielkość odspojonego wióra, trwałość ostrzy itp. Na podstawie dostępnych w literaturze wyników badań, można stwierdzić, że wpływ formy geometrycznej ostrza na efekty skrawania jak i jego obciążenie, nie są w pełni poznane [1].

Dość często, w analizie zagadnienia oddziaływania ostrza na skałę, prowadzi się wywody w oparciu o wyniki badań i analiz skutków oddziaływania wybranej formy geometrycznej ostrza na półpłaszczyznę skalną (np. rys. 1).

Z doświadczeń praktycznych wiadomo, że nie jest to słuszne uproszczenie. W rzeczywistych warunkach urabiania ostrze jest zagłębione w materiale i przemieszcza się w strefie nie podlegającej bocznemu rozkruszaniu. Mechanika tego procesu nie jest do końca znana, stąd też w celu głębszego przeanalizowania zagadnienia oddziaływania określonego ostrza na skałę przeprowadzono analizę numeryczną z wykorzystaniem MES.

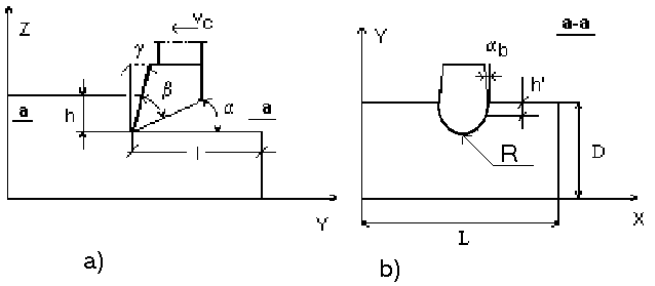


Rys. 1. Hipotetyczny rozkład naprężeń generowanych w skale przez ostrze o owalnej powierzchni natarcia (oddziaływanie na półpłaszczyznę skalną) [4]

2. Założenia do analizy

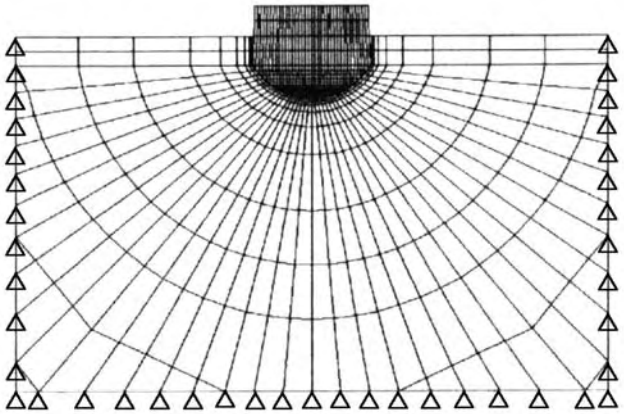
Do analizy numerycznej został użyty nóż płaski o owalnym kształcie powierzchni natarcia. W wyniku analiz numerycznych otrzymane zostały rozkłady przemieszczeń i naprężeń w skrawanym materiale. Jak wiadomo, tego typu wyników badań w warunkach rzeczywistych, w oparciu o dzisiejszy stan techniki, nikt nie jest w stanie uzyskać. Jedynie analiza numeryczna jest w stanie je dostarczyć w oparciu o wyniki rozważań teoretycznych.

Analizie poddano przypadek skrawania ortogonalnego, którego model mechaniczny ilustruje rys. 1. Przyjęto, zatem oddziaływanie ostrza na próg skalny wysokości *h* (głębokość skrawania), w odległości *l* od brzegu próbki o wymiarach *L, D* (rys. 2a). Z uwagi na tematykę, analizę prowadzono dla przekroju ostrza i skały, poprowadzonego w strefie, gdzie skała nie ulega bocznemu wykruszaniu (rys. 2b), co odpowiada płaskiemu zadaniu kontaktowemu. Jak wynika z tego rysunku, założono, że wtedy ostrze zagłębione jest swym najszerszym miejscem w skale, na głębokość *h'*. Pomiędzy ostrze a skałę standardowo już wprowadzono elementy warstwy kontakto-



Rys. 2. Schemat procesu skrawania, v_c - prędkość skrawania, h - głębokość skrawania, D - wysokość próbki, L - szerokość próbki, l - odległość ostrza od brzegu próbki, h'- głębokość wniknięcia ostrza w skałę, w najszerszym miejscu ostrza, R - promień krzywizny ostrza, α, γ, β, α_b - odpowiednio kąt: przyłożenia, natarcia, klina, boczny przyłożenia

wej [2]. W odróżnieniu do oddziaływania ostrza na półpłaszczyznę skalną, występuje tutaj przemieszczanie się ostrza jakby zanurzonego w medium, o określonych parametrach wytrzymałościowych.



Rys. 3. Dyskretyzacja modelu oraz utwierdzenia węzłów brzegowych dla noża o owalnej powierzchni natarcia.

Dla tak założonych warunków mechanicznych opracowane zostały sposoby dyskretyzacji modeli siatek elementów skończonych (rys. 3).

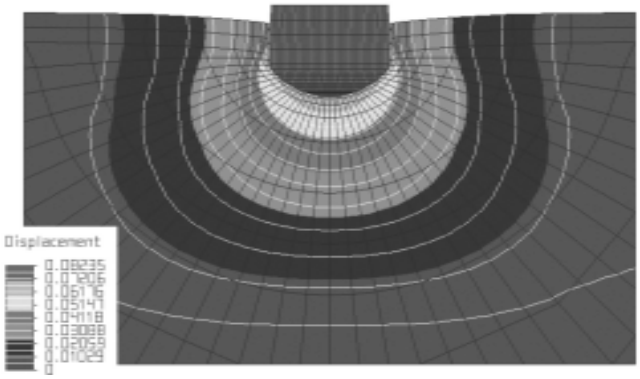
Węzłom brzegowym siatek MES odebrane zostały wszystkie stopnie swobody (elementy trójkątne na rysunku), odebrano im możliwość jakiegokolwiek ruchu w każdym z możliwych kierunków. Natomiast węzły brzegowe podstawy ostrzy mają pozostawiony jeden stopień swobody tj. możliwość przemieszczania się w płaszczyźnie rys. 2. Ruch ten jest zgodny z wektorem skrawania v_c (rys. 1a). Ruch ostrza w założonym kierunku, odbywał się pod wpływem działania sumarycznej siły wymuszającej, składającej się z elementarnych sił przyłożonych w każdym z węzłów podstawy ostrza. Jako materiał ostrza przyjęto węglik B2, o parametrach: moduł Younga $E = 6{,}3 \times 10^5$ MPa, liczba Poissona $\nu = 0{,}22$. Parametry modelowej skały przyjęto odpowiednio: $E = 10^4$MPa, $\nu = 0{,}2$ oraz $\phi = 30^0$ oraz c = 0,1MPa (jak dla typowego piaskowca szarego). Dla warstwy kontaktowej założono: $E = 10^4$MPa, $\nu = 0{,}2$ oraz $\phi = 1^0$, oraz c = 0,1MPa.

3. Wyniki analiz

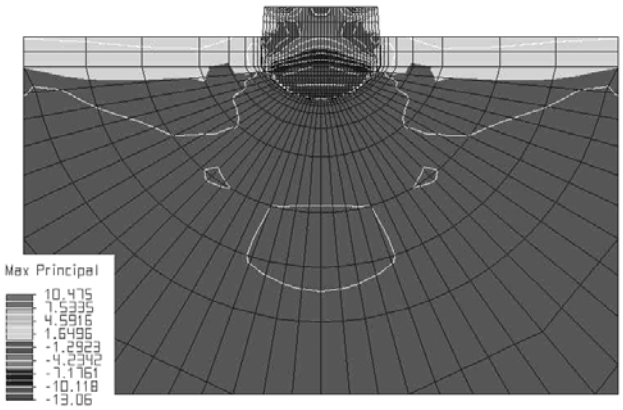
Symetria osiowa układu powoduje to, że rozkłady przemieszczeń maksymalnych przyjmują symetryczny rozkład w stosunku do symetralnej ostrzy, co widoczne jest na rys. 3.

Analizując rozkład przemieszczeń maksymalnych wywołanych w skrawanej skale przez ostrze o owalnej powierzchni natarcia (rys. 4). Przemieszczenia w próbce wywołane przez skrawane narzędzie penetrują w głąb materiału układając się w strefy o jednakowych wartościach przemieszczeń.

Strefy o największych wartościach przylegają bezpośrednio do skrawającego narzędzia i mają swoje początki na tworzącej krzywizny ostrza (strefy oznaczone jako 0,06176 i 0,05147). Pozostałe strefy ułożone są symetrycznie do osi symetrii ostrza, a ich początki biegną ku swobodnej powierzchni skrawanej próbki. Na powyższym rysunku można również zauważyć, że w wyniku oddziaływania ostrza na skrawaną skałę następuje zaciskanie się materiału skalnego na bocznych powierzchniach ostrza. Siatka elementów skończonych ulega deformacji uginając się w kierunku wektora prędkości skrawania v_c. Zjawisko zaciskania się materiału skalnego na bocznych powierzchniach ostrza ma swoje odzwierciedlenie w obrazie naprężeń maksymalnych σ_{max} (rys. 5).



Rys. 4. Przemieszczenia wypadkowe w strefie oddziaływania ostrza



Rys. 5. Naprężenie maksymalne σ_{max} w skrawanym materiale i skrawającym ostrzu

Naprężenia panujące w ostrzu mają, w przeważającej większości, charakter naprężeń ściskających i to o dużej wartości (szczególnie w części krzywizny ostrza). Natomiast naprężenia panujące w skrawanym materiale zwłaszcza w warstwie wierzchniej są rozciągające.

Biorąc teraz pod uwagę obrazy przemieszczeń i naprężeń można wysunąć stwierdzenie, że w procesie skrawania skał nożami płaskimi o owalnym zarysie powierzchni natarcia następuje płynięcie materiału skalnego i jego wciąganie przed skrawające narzędzie.

Zjawisko takie z pewnością negatywnie wpływa na obciążenie ostrza. Prezentowane badania są zbieżne z sugerowanym w pracy [5] mechanizmem oddziaływania ostrzy w strefie, gdzie materiał skalny nie jest rozkruszany, a odspojenie wióra ma bardziej złożony przebieg. W takich przypadkach na samo ostrze działają dodatkowe opory skrawania, pochodzące od oporów tarcia przy przesuwania się ostrza w skrawanym materiale, na skutek zaciskania się skały na bocznych jego powierzchniach. Jednolity rozkład naprężeń w części bezpośredniego kontaktu ostrza (część owalna) ze skrawaną skałą sugeruje, że narzędzie o takim zarysie powierzchni natarcia będzie znacznie bardziej odporne na zużycie, niż ostrze, gdzie rozkład naprężeń jest znacznie bardziej złożony.

4. Podsumowanie

Dalsze badania w zaproponowanym kierunku powinny przynieść spodziewane efekty w prognozowaniu rozwoju konstrukcji narzędzi skrawających materiał skalny. Zastosowana metoda badań w zakresie pozyskiwania rozkładów przemieszczeń i naprężeń zarówno w skrawanym materiale jak i w skrawającym narzędziu daje podstawę do pełniejszego wykorzystania stanowisk badawczych – laboratoryjnych. Można się spodziewać, że poznanie rozkładów naprężeń i dyslokacji na drodze analiz numerycznych pozwoli na bardziej trafne i pełniejsze zrozumienie samego procesu skrawania skał w warunkach laboratoryjnych i przemysłowych.

5. Literatura

[1] Jonak J.: *Wybrane problemy wyznaczania obciążenia urabiającego noża*. Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, nr1 (295), 1995.
[2] Jonak J., Podgórski J.: *Wybrane aspekty mechaniki skrawania skał*. Sympozjum „Zagadnienia mechaniki pękania i skrawania materiałów". Red.: Z. Mróz, T. Sadowski. Kazimierz Dolny n. Wisłą, 22-24 października 1998. Wyd. LTN-1998, Lublin.
[3] Jonak J. Podgórski J. *Wpływ formy i wielkości stępienia ostrza stożkowego na rozkład generowanych naprężeń.* Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa Nr 4, kwiecień 1998 r.
[4] Kyungwon L.: *Untersuchungen zum Bruchspannungszustand elastisch – spröder und poro spröder Materialen bei keilformigen Merbelbelastungen*. Diss. RWTH Aachen 1980.
[5] Jonak J.: *Badania stanowiskowe wpływu wybranych parametrów noży urabiających na efekty urabiania skał.* Rozprawa doktorska, Politechnika Śląska w Gliwicach. Gliwice 1991.
[6] Zubrzycki J., Jonak J. *Analiza numeryczna oddziaływania na skałę ostrza o klinowo ukształtowanej powierzchni natarcia.* I Międzynarodowa Konferencja TECHNIKI URABIANIA 2001, Kraków - Krynica, 18 – 21.09.2001.

****
Niniejszą pracę wykonano w ramach realizacji Projektu Badawczego nr 8 T12A 066 21 finansowanego przez Komitet Badań Naukowych
****

Krzysztof KOTWICA
Piotr GOSPODARCZYK

ZASTOSOWANIE NOŻY SPECJALNYCH KORONOWYCH DO URABIANIA SKAŁ ZWIĘZŁYCH

APPLICATION OF NEW SOLUTION OF BELL PICKSTO MINING OF HARD ROCKS

W artykule przedstawiono wyniki badań uzyskane w Katedrze Maszyn Górniczych, Przeróbczych i Transportowych, Akademii Górniczo-Hutniczej w Krakowie, podczas urabiania skał zwięzłych na specjalnym stanowisku badawczym przy użyciu noży specjalnych koronowych. W czasie badań obserwowano i mierzono zużycie narzędzia, siły oraz efektywność urabiania dla różnorodnych parametrów urabiania. Uzyskane wyniki porównano do wyników osiągniętych dla tradycyjnych noży stycznych obrotowych.

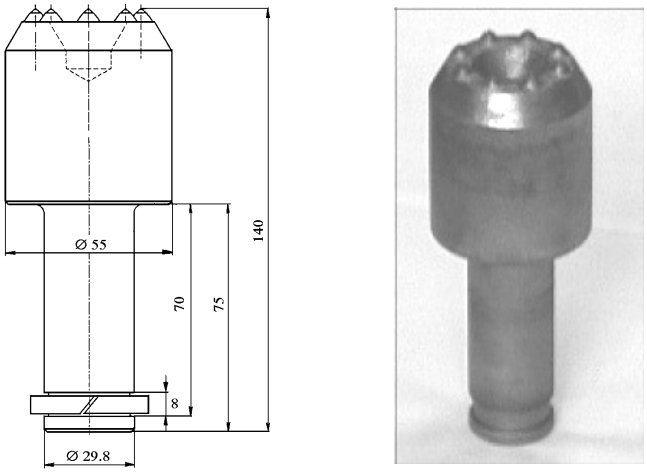
This paper presents the testing results received on laboratory stand constructed at the Department of Mining, Dressing and Transportation Machines, University of Mining and Metallurgy in Krakow, during cutting of artificial samples of rock, with use of new mining tools. New solutions of rotary bell pick have been used. During the studies the picks wear, force and mining effect were measured, using several selected mining parameters. The obtained results were with results for standard picks compared.

1. Wstęp

Problemy mechanicznego urabiania skał zwięzłych w polskim górnictwie nasiliły się w ostatnich latach wraz ze zwiększeniem głębokości wydobycia i drążeniem wyrobisk w skałach trudniej urabialnych i zawierających coraz więcej mocno ściernych wtrąceń. Głównie wiązało się to z małym postępem drążenia oraz bardzo dużym zużyciem narzędzi urabiających, co czyniło ten proces urabiania ekonomicznie nieopłacalnym. Próby użycia do urabiania nowych typów narzędzi urabiających, głównie noży stycznych o zwiększonej średnicy wkładki z węglika spiekanego, nie dały zadowalającego rezultatu przy urabianiu skał twardych. Stąd podjęto działania w kierunku opracowania nowych technik urabiania. W Katedrze Maszyn Górniczych, Przeróbczych i Transportowych, Akademii Górniczo-Hutniczej w Krakowie na unikatowym stanowisku badawczym do badania pojedynczych narzędzi przeprowadzono badania urabiania skał zwięzłych z wykorzystaniem nowego, specjalnego noża koronowego. Poniżej przedstawiono użyte do badań nowe rozwiązanie narzędzi i stanowisko laboratoryjne, sposób przeprowadzenia badań oraz przykładowe uzyskane wyniki przy urabianiu próbek skalnych o wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie do 100 MPa. Wyniki te porównano z wynikami uzyskanymi przy urabianiu próbek, dla tych samych parametrów fizykomechanicznych i ruchowych, z zastosowaniem noży stycznych obrotowych.

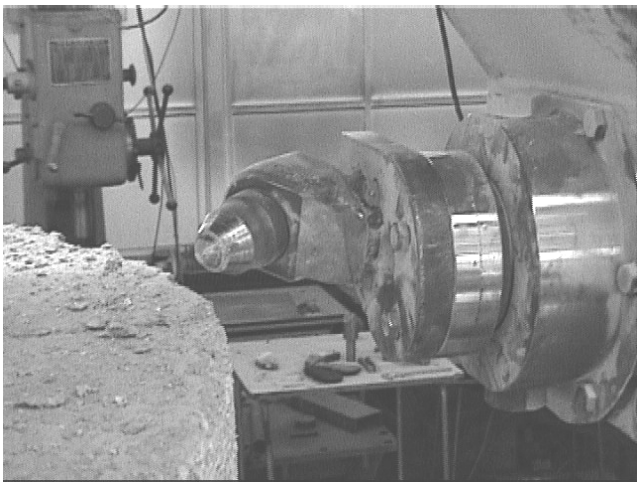
2. Nóż specjalny koronowy wraz z uchwytem pomiarowym

Zaproponowany nóż specjalny koronowy jest narzędziem, które może zastąpić tradycyjne noże styczne obrotowe. Narzędzie to jest w części chwytowej dostosowane do mocowania w standardowym uchwycie RH8, systemu RM8, obecnie najczęściej stosowanego przy urabianiu skał zwięzłych, natomiast w odmienny sposób do normalnego noża systemu RM8 rozwiązano część skrawającą, czyli główkę noża. Część skrawająca jest wykonana w postaci kielicha lub korony i na obwodzie uzbrojona jest ośmioma węglikami słupkowymi. Takie rozwiązanie noża powinno umożliwić, zamiast zwykłego skrawania i rozrywania calizny skalnej nożem stycznym, odbijanie i odspajanie kawałków skały na skutek punktowych nacisków pojedynczych węglików. Ponadto nierównomierne obciążenie poszczególnych węglików w dużym stopniu powinno wpłynąć na zwiększenie obrotów narzędzia w uchwycie, przy minimalnym kącie bocznego odchylenia noża. Schemat i widok wykonanego narzędzia pokazano na rysunku 1.



Rys. 1. Nóż specjalny koronowy – schemat konstrukcyjny (po lewej), widok (po prawej)

Celem lepszego przebadania tradycyjnych narzędzi oraz nowych rozwiązań noży urabiających wykonano specjalną głowicę pomiarową (uchwyt), umożliwiającą mocowanie na niej wybranych narzędzi urabiających. W głowicy wykorzystano rozwiązanie stosowane w przegubach typu Cardana. W tylnej części przewidziano rozmieszczenie czujników pomiarowych do niezależnego pomiaru sił urabiania, natomiast w części przedniej rodzaj sprzęgła zębatego, pozwalającego na zmianę bocznego kąta ustawienia badanych narzędzi. Do zewnętrznej tarczy sprzęgła dołączane są płyty z narzędziami urabiającymi. Widok głowicy z zamontowanym jednym z badanych noży przedstawiono na rysunku 2.

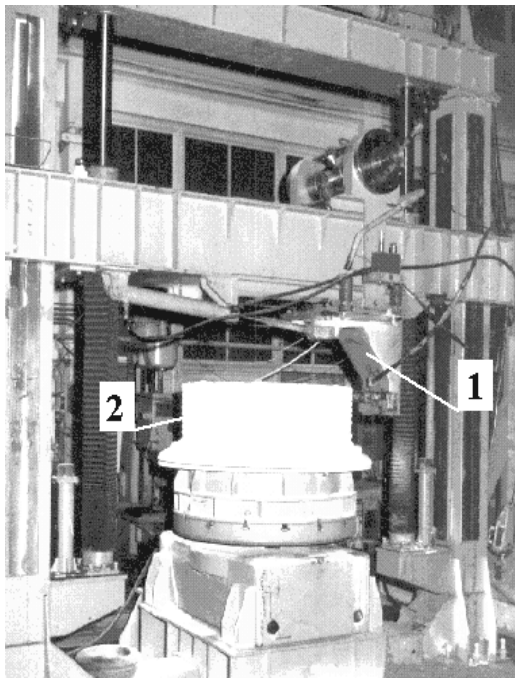


Rys. 2. Widok głowicy pomiarowej z zamocowanym nożem stycznym, gotowej do prób

3. Stanowisko do badań pojedynczych narzędzi

Pomiary przeprowadzono na stanowisku do badań pojedynczych narzędzi, które poddano pewnym modyfikacjom mającym na celu zbliżenie się do rzeczywistych warunków pracy noża. Stanowisko to (rys. 3) składa się z ramy, po której porusza się pionowo trawersa. Na trawersie zamocowany jest ślizgowo suport z uchwytem narzędzia skrawającego 1 w kształcie litery L, mający możliwość poziomego ruchu wzdłuż trawersy. Na uchwycie nożowym, w dolnej części dłuższego ramienia, mocowana jest opisana powyżej głowica pomiarowa. Uchwyt zamocowano tak aby pracujące noże urabiały skałę w układzie zbliżonym do rzeczywistego występującego na walcowej części organów poprzecznych tj. pod kątem ustawienia $\kappa = 45^0$ i kątem bocznego odchylenia $\rho = 8^0$.

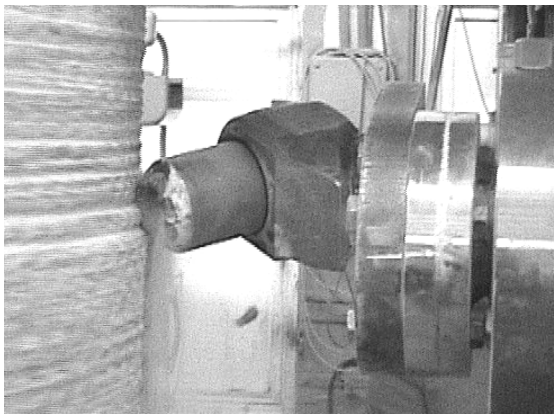
Urabiane podczas badań próbki betonowe 2, modelujące skałę umieszczone są na stole obrotowym nadającym im ruch o płynnie regulowanej prędkości obrotowej w zakresie od $0 \div 20$ min^{-1}. Próbki wykonane zostały jako pierścienie betonowe o średnicy zewnętrznej Φ 1200 mm i wysokości 450 mm. Pierścienie odlane zostały z betonu specjalnego o gwarantowanej wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie R_c = 40, 65 i 105 MPa. Narzędzia urabiają próbkę po pobocznicy w dół i w górę, z zadaną głębokością i podziałką urabiania.



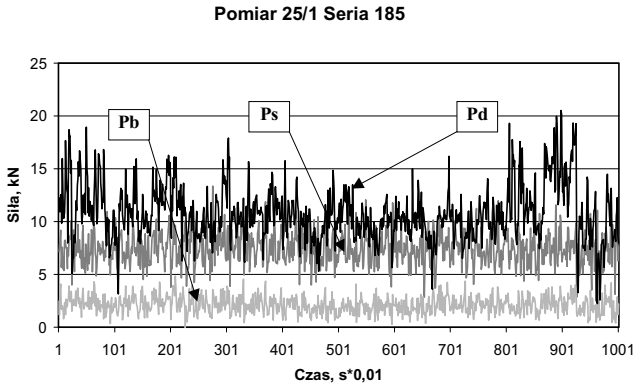
Rys. 3. Stanowisko do badań pojedynczych narzędzi

4. Uzyskane wyniki badań

Badania urabiania próbek nożem kielichowym specjalnym oraz nożami stycznymi obrotowymi przeprowadzono dla trzech w/w próbek skalnych, dla stałej podziałki skrawania t = 10 mm i prędkości skrawania v = 1,0 ÷ 1,25 m/s oraz przy kącie bocznego odchylenia noża $\rho = 0°$ dla pomiaru wartości sił i $\rho = 0°$ do 45° przy pomiarze liczby obrotów narzędzia. Głębokość skrawania w czasie prób wynosiła g = 6, 9 i 12 mm. dla próbek o mniejszej wytrzymałości i g = 6 i 9 mm dla próbki o wytrzymałości R_c = 105 MPa. Próbkę skalną skrawano po pobocznicy z góry na dół (rys. 4) a pomiar sił obciążających narzędzie rejestrowano przy pracy ustalonej noża, tj dla niezmiennych parametrów skrawania. W trakcie badań pobierano próbki urobku, celem określenia procentowej zawartości poszczególnych frakcji ziarnowych. Przeprowadzono również pomiary zużycia poszczególnych narzędzi. Analizę sił przeprowadzono wybierając reprezentatywny 10-cio sekundowy odcinek pomiarowy. Widok jednego z takich wybranych odcinków dla noża kielichowego pokazano na rysunku 5. Natomiast średnie wartości poszczególnych sił, uzyskane dla noża kielichowego oraz noża stycznego obrotowego RM8-V5-25, przedstawiono w tabeli 1.



Rys. 4. Widok noża specjalnego kielichowego podczas urabiania próbki skalnej o wytrzymałości R_c = 40 MPa na głębokości g = 9 mm



Rys. 5. Wybrany przebieg zmian wartości sił docisku Pd, stycznej Ps i bocznej Pb podczas urabiania próbki skalnej o wytrzymałości R_c = 40 MPa nożem kielichowym na głębokości 9 mm

Tab. 1. Wartości średnie sił uzyskane dla noża stycznego obrotowego RM8-V5-25 i noża specjalnego kielichowego

Wytrzymałość próbki R_c, MPa	Rodzaj siły	Głębokość skrawania g, mm					
		6		9		12	
		RM8-V5	Kielich	RM8-V5	Kielich	RM8-V5	Kielich
40	Docisku Pd	4,59	4,97	5,17	8,17	8,49	13,07
	Styczna Ps	4,34	4,76	5,13	6,62	7,03	9,42
	Boczna Pb	1,29	1,17	1,48	1,92	2,32	2,72
65	Docisku Pd	7,91	6,78	10,56	11,97	15,85	19,61
	Styczna Ps	6,93	5,37	8,17	7,28	11,32	9,96
	Boczna Pb	1,48	1,19	1,75	2,23	2,13	3,03
105	Docisku Pd	13,52	13,73	20,04	23,87	-	-
	Styczna Ps	10,42	9,27	15,56	13,46	-	-
	Boczna Pb	2,18	2,13	3,27	3,31	-	-

Porównując wartości sił można zauważyć, że dla małych głębokości skrawania próbek skalnych o mniejszej wytrzymałości, są one porównywalne. Dopiero zwiększenie głębokości skrawania i wytrzymałości próbki, w przypadku urabiania nożem kielichowym, powoduje wzrost wartości siły docisku, w porównaniu do noża stycznego obrotowego.

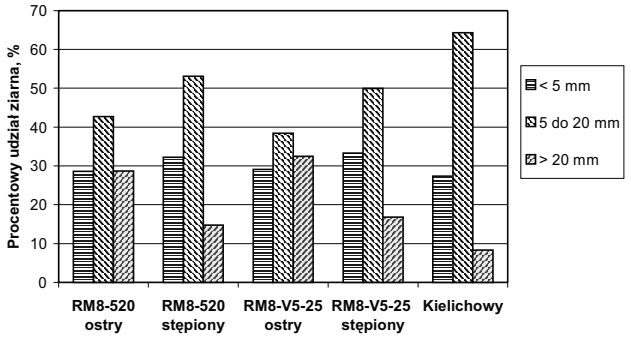
Badania wpływu kąta bocznego odchylenia ρ podczas urabiania próbki skalnej wykazały, że dla noża stycznego obrotowego przy pracy ustalonej dopiero przy zwiększeniu wartości tego kąta do 18° zaobserwowano jakiekolwiek obroty. Miały one jednak charakter skokowy i losowy. Podobnie nóż zachowywał się przy kącie bocznego odchylenia ρ = 45°. Liczba obrotów dla głębokości skrawania g = 6 mm nie przekraczała 2,5 na minutę. Zwiększenie głębokości skrawania powodowało drastyczne ich obniżenie.

Porównanie liczby obrotów dla noża specjalnego kielichowego przeprowadzone dla tych samych parametrów urabiania wykazało, że są one prawie dwa razy większe niż dla noży stycznych obrotowych. Ponadto obroty noża kielichowego można było zaobserwować przy kącie bocznego odchylenia ρ = 12°. Jednak podobnie jak dla noży stycznych obrotowych obroty miały charakter skokowy i losowy.

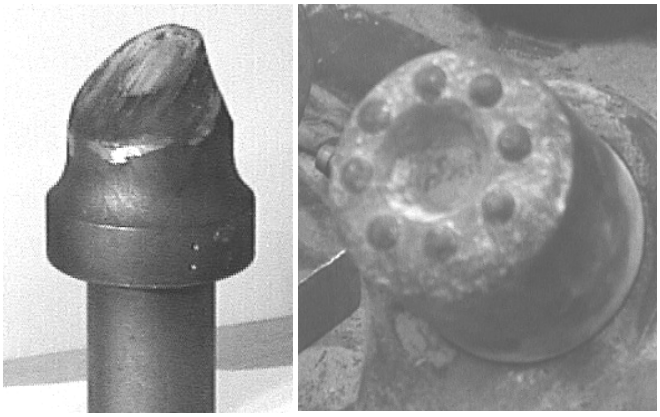
Wykonana analiza sitowa urobku uzyskanego podczas urabiania próbek skalnych o wytrzymałości R_c = 40 MPa i 65 MPa nożami stycznymi obrotowymi RM8-520 i RM8-V5-25 pozwala na stwierdzenie, że dla noży nowych, niestępionych największy udział w ogólnej masie urobku ma frakcja ziarnowa o wymiarze ziaren od 5 do 20 mm (od 38% do 44%). Dla noża z słupkiem z węglika o większej średnicy RM8-V5-25 udział frakcji o dużych ziarnach, powyżej 5 mm, jest zdecydowanie większy. Dla noży stępionych (skrócenie noża około 5 mm i zwiększenie promienia ostrza) ponad połowa urobku to frakcja o wymiarach ziaren od 5 do 20 mm a ponad 1/3 to frakcja o ziarnach poniżej 5 mm. Oznacza to zwiększoną energochłonność procesu urabiania oraz generowanie dodatkowej ilości pyłu podczas urabiania.

Przy urabianiu tych samych próbek i dla tych samych parametrów urabiania, nożem specjalnym kielichowym, uzyskano udział od 60% do 65% frakcji o wymiarze ziaren od 5 do 20 mm. Udział frakcji z ziarnami o wymiarach powyżej 20 mm nie przekraczał 8,5%. Porównanie frakcji urobku uzyskanych dla noży stycznych obrotowych nowych i stępionych oraz noża kielichowego przedstawiono na rysunku 6.

Analizując zużycie narzędzi po zakończeniu badań można stwierdzić, że dla noży stycznych obrotowych, w przypadku małego kąta bocznego odchylenia i braku obrotów następuje bardzo szybkie i nieregularne zużywanie się ostrza (wręcz jego zeszlifowanie). Dla tych samym parametrów urabiania nie zaobserwowano większych zmian w przypadku noża kielichowego. Zauważono jedynie minimalne zaoblenie wierzchołków słupków. Ślady wytarcia zaobserwowano tylko na korpusie, na którym zamocowane były słupki z węglików. Widok noża stycznego obrotowego RM8-520 po urobieniu próbki na długości 1000 m oraz noża kielichowego po zakończeniu urabiania próbki na długości ponad 2500 m przedstawiono na rysunku 7.



Rys. 6. Procentowy udział ziaren urobku uzyskany dla nowych i stępionych noży stycznych obrotowych RM8-520 i RM8-V5-25 oraz noża specjalnego kielichowego



Rys. 7. Zużycie noża stycznego obrotowego RM8-520 przy drodze urabiania 1000 m (po lewej) i noża kielichowego przy drodze urabiania około 2500 m (po prawej)

5. Podsumowanie

Przeprowadzone badania, uzyskane wyniki i ich porównanie pozwalają na wysunięcie wniosku, że proponowane nowe rozwiązanie noża specjalnego kielichowego w pełni sprawdza się przy urabianiu skał zwięzłych. Obciążenie noża jest porównywalne z obciążeniem noży stycznych obrotowych, natomiast jego zużycie jest zdecydowanie mniejsze. Uzyskany urobek predysponuje takie narzędzie do urabiania skały podlegającej dalszej przeróbce, kruszeniu i mieleniu np. rudy metali.

Józef JONAK
Jerzy PODGÓRSKI
Jarosław ZUBRZYCKI

WYBRANE ZAGADNIENIA MECHANIKI PROCESU SKRAWANIA MATERIAŁÓW

SELECT PROBLEMS OF MECHANICS PROCESS OF MACHINE CUTTING OF MATERIALS

W referacie przeanalizowano zjawiska towarzyszące formowaniu wióra, podczas skrawania materiałów plastycznych oraz kruchych. Przedstawiono wyniki numerycznych badań strefy skrawania skał (naturalnych materiałów kruchych) z wykorzystaniem MES oraz z wykorzystaniem FFT. Zwrócono uwagę na zarysowujące się tendencje.

In report one analysed the concurrent occurrences to forming of shaving, during machine cuttings of plastic and fragile materials. One represented the results of researches of zone of machine cutting of rocks (natural fragile materials) with utilization of FEM and with utilization FFT. One turned attention on being scratched tendencies.

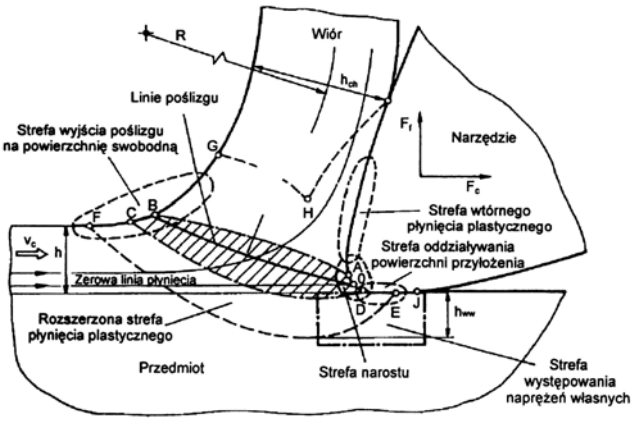
1. Wprowadzenie

W przypadku skrawania metali, mechanika tego procesu obejmuje zagadnienia odkształceń plastycznych, sił, naprężeń, energii i tarcia oraz towarzyszących zjawisk jak: powstawanie i dyfuzja ciepła, adhezja, przemiany strukturalne i fazowe. Przy czym wiele rozpatrywanych zagadnień odnosi się do tzw. skrawania ortogonalnego, kojarzonego z płaskim stanem odkształcenia.

Oddziaływanie klinowego ostrza na materiał elastoplastyczny powoduje, że w obszarze tworzenia wióra, występują odkształcenia plastyczne, co ilustruje rys. 1.

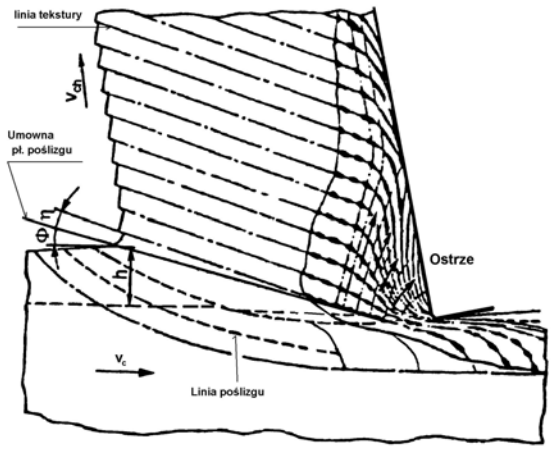
Zasadniczo wyróżnia się trzy strefy odkształceń plastycznych [3]:

- Strefę pierwotnych odkształceń plastycznych *OABFE* (rys.1). Przy czym linia *EF* nazywana jest początkową granicą odkształcenia plastycznego, która jak można zauważyć, w obszarze krawędzi ostrza, przebiega poniżej linii skrawania. Linia *OAB* nazywana jest końcową granicą odkształcenia plastycznego, a linia *FCB*, zewnętrzną granicą odkształcenia plastycznego.
- Strefę wtórnego płynięcia plastycznego, związaną z dodatkowymi, znacznymi odkształceniami spowodowanymi tarciem wióra o powierzchnię natarcia ostrza.
- Strefę oddziaływania powierzchni przyłożenia.



Rys. 1. Strefy odkształceń plastycznych w modelu skrawania ortogonalnego [2]

Zależnie od geometrii ostrza, właściwości skrawanego materiału oraz parametrów technologicznych skrawania, zmienia się charakter plastycznego płynięcia materiału w strefie styku wióra z ostrzem.



Rys. 2. Schemat plastycznego płynięcia materiału w strefie styku wióra z ostrzem [3]

Jak się sugeruje, w strefie przylegającej do krawędzi skrawającej naprężenia styczne przekraczają granicę plastyczności na ścinanie materiału wióra, stąd możliwe jest wyłącznie wewnętrzne płynięcie materiału (rys. 2). Powstaje siatka mikropęknięć wywołująca rozdzielanie wydłużonych ziaren materiału, zapoczątkowując niszczenie jego spójności w płaszczyźnie ruchu ostrza. W strefie oddalonej od krawędzi skrawającej, przemieszczenie wióra występuje wskutek poślizgu zewnętrznego po powierzchni natarcia, tak jak w klasycznym tarciu ślizgowym.

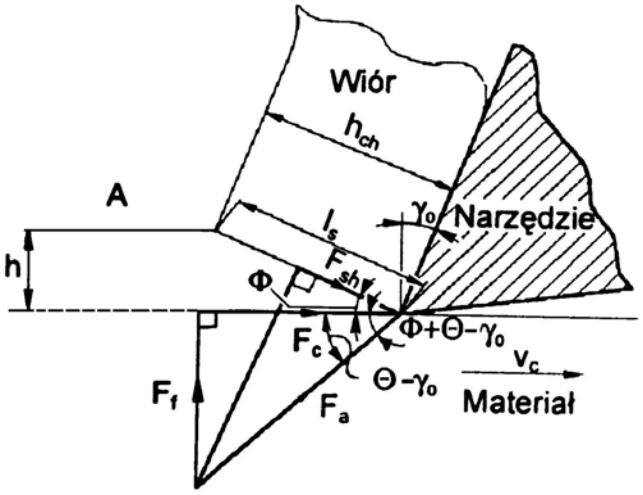
Badania doświadczalne i doświadczenia praktyczne wskazują na nieustalony i niestabilny charakter przebiegu procesu skrawania. Wśród przyczyn wymienia się tutaj niestabilny mechanizm tworzenia wióra (powstawanie różnych postaci i odmian wióra), narastające w czasie zużycie ostrza narzędzia, zróżnicowaną intensywność tarcia na powierzchni natarcia i przyłożenia, zmiany roboczych kątów ostrza itd.

Wysokie koszty nowoczesnych obrabiarek CNC oraz narzędzi skrawających sprawiają, że koszty odchylenia warunków skrawania od optymalnych, pociągają znaczący przyrost kosztów produkcji. Szczegółowe analizy wykazują, że jedynie co drugie narzędzie do-

bierane jest prawidłowo a parametry technologiczne skrawania, dobierane są prawidłowo tylko w 58% [1]. Jednym z istotnych powodów, jest brak właściwych modeli procesów obróbki, umożliwiających przewidywanie ich wyników. Sprzyja to z kolei wzrostowi zainteresowania zagadnieniami modelowania procesu skrawania, w tym zwłaszcza formowania wióra. Wśród ważniejszych modeli wyróżnić można modele [4]: z rozwiniętą strefą poślizgu, z równoległymi granicami strefy poślizgu, z pojedynczą płaszczyzną poślizgu, dyslokacyjny, tworzenia wióra segmentowego, zlokalizowanej strefy ścinania adiabatycznego oraz model tworzenia wióra w nanoskali.

Model tworzenia wióra z pojedynczą płaszczyzną ścinania, znalazł chyba najszersze zastosowanie w praktyce. Oprócz geometrycznych związków określających charakterystyki odkształceń plastycznych obejmuje rozwiązania dla kąta poślizgu w funkcji geometrii ostrza i towarzyszącemu odkształceniom plastycznym tarcia ślizgowego.

W modelu (rys. 3) założono idealnie ostrą i prostoliniową krawędź skrawającą oraz równomierny rozkład naprężeń na płaszczyźnie poślizgu. Przyjęto także model materiału idealnie sztywno-plastycznego oraz hipotezę, że kąt poślizgu przyjmuje wartość odpowiadającą minimum włożonej pracy (energii) skrawania (równoważnie minimum siły skrawania lub naprężenia poślizgu).



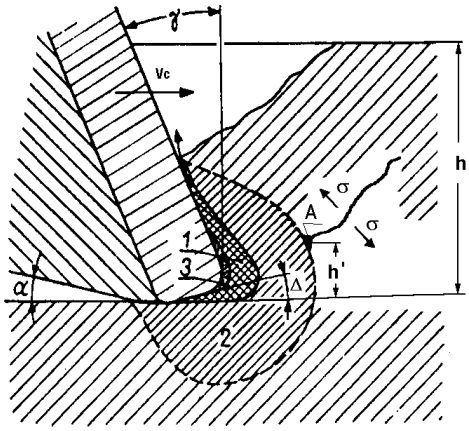
Rys. 3. Model skrawania Ernst- Merchanta

W zmodyfikowanej wersji modelu, Merchant przedstawił rozwiązanie oparte na modelu materiału, ze wzmocnieniem liniowym, gdyż wartości kąta ścinania wyznaczone z wcześniejszego modelu, znacznie odbiegały od danych doświadczalnych.

Model Merchanta z umowną płaszczyzną poślizgu, zaliczany jest do rozwiązań typu górnej oceny wielkości odkształcenia, uzyskiwanych przy użyciu ekstremalnych zasad teorii plastyczności (jedna z tych zasad daje dolną ocenę mocy i siły wywołującej plastyczne płynięcie materiału, druga zasada podaje górną ocenę, tj. zawężone wartości tych wielkości. Zmieniając kinematycznie dopuszczalne pole prędkości, można wyznaczyć minimalną górną ocenę i w ten sposób uściślić rozwiązanie.

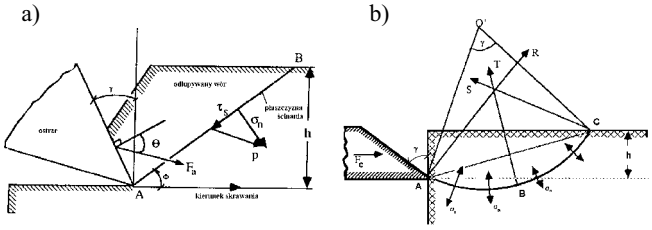
W przypadku skrawania skał, powstają wióry odrywane (elementowe). Mechanizm tworzenia wióra zależy jednak od wielu czynników, np. od geometrii ostrza czy właściwości skały (w tym jej porowatości, współczynnika asymetrii wytrzymałości skały, itd.). Podobnie jak w przypadku skrawania metali, opracowano wiele modeli tworzenia wióra, które z różnym skutkiem oddają naturę procesu. W tym przypadku, hipotezy opisujące w sposób teoretyczny mechanizm odspajania elementów wióra, dzieli się na trzy grupy, tj.: nawiązujące do teorii skrawania metali (zmodyfikowany model Merchanta, model Nishimatsu [6] – proces ścinania materiału kruchego), hipotezy zakładające krzywoliniowy kształt pęknięcia pod wpływem naprężeń ścinających lub rozciągających (np. model Evansa [7]), oraz hipotezy zakładające, że podstawową rolę w procesie skrawania odgrywa „strefa sprasowania" a o odspojeniu decydują naprężenia ścinające lub rozciągające (zależnie od wartości kąta natarcia ostrza).

W przypadku modeli uwzględniających istnienie „strefy sprasowania", istotną rolę w procesie formowania wióra ma porowatość skały (materiału kruchego pochodzenia naturalnego). Tuż przed krawędzią skrawającą ostrza, często obserwuje się występowanie tzw. strefy zmiażdżenia, której część przywiera do powierzchni natarcia ostrza (rys. 4). Sugeruje się, że strefa zmiażdżenia przenosi w sposób „hydrostatyczny" naciski ostrza na skałę, stąd też zakłada się (model Bierona [5]), że skała pęka na obwodzie strefy sprasowania.



Rys. 4. Model strefy skrawania ze strefą sprasowania" [5]

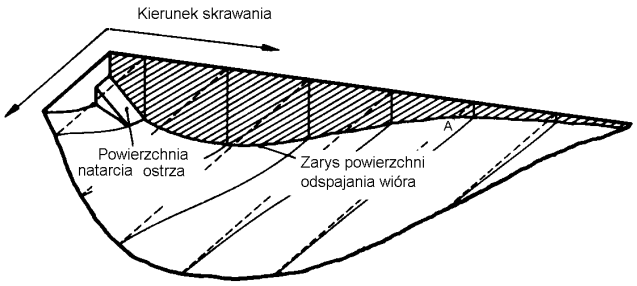
W większości modeli zakłada się płaską powierzchnię natarcia, nieskończoną szerokość ostrza, idealnie ostre narzędzie oraz głównie prostoliniową trajektorię odspojenia (oprócz łukowej w modelu Evansa), co ilustruje rys. 5. Kąt trajektorii odspojenia wyznacza się korzystając z zasady minimum siły skrawania.



Rys. 5. Model formowania wióra wg: a) Nishimatsu [6], b) adaptacja modelu Evansa przez Roxborough [7]

Badania doświadczalne i obserwacje wykazują jednak, że trajektoria odspojenia głównego elementu wióra ma złożony kształt (rys. 6), z charakterystycznym punktem przegięcia trajektorii (A, rys. 6), co świadczyć może między innymi, o zmiennym kierunku działania siły formowania wióra, w cyklu odspajania.

Również kształt powierzchni natarcia ostrzy, aktualnie produkowanych noży urabiających skały, nie jest płaski, lecz tworzą ją pewne złożone, przestrzenne formy. Powstaje zatem pytanie, na ile istotny jest wpływ formy geometrycznej powierzchni natarcia, na kształt i zasięg trajektorii odspajania. Dotychczas opracowane modele, takiej odpowiedzi nie dają. W przypadku rynkowej działalności kopalń, zagadnienie to jest z kolei istotne z uwagi na konieczność pozyskiwania w urobku węgla (najwyższe ceny) maksymalnej ilości ziaren grubych.

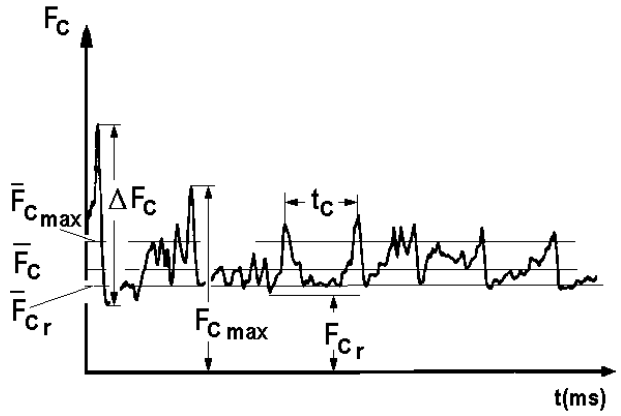


Rys. 6. Rzeczywisty kształt głównego elementu wióra

Stąd też poznanie mechaniki procesu skrawania ostrzami o złożonych, przestrzennych formach geometrycznych powierzchni natarcia, jest aktualnie ważnym zagadnieniem. Podobnie jak ważnym zagadnieniem staje się opracowanie skutecznych metod prognozowania rozmiarów elementów wióra, zależnie od geometrii ostrza.

2. Badania numeryczne strefy skrawania

Podejmując próbę wyjaśnienia opisanych wątpliwości, przeprowadzono szczegółowe obserwacje i badania laboratoryjne (np. [8]) procesu skrawania skał, nożami o przestrzennie ukształtowanych ostrzach. Jak wiadomo, każdy proces skrawania skał, charakteryzuje się pewną cyklicznością przebiegu czasowego siły skrawania (rys. 7). Lokalnym maksimom siły skrawania, odpowiada moment odspojenia elementu wióra. Odstęp czasowy pomiędzy kolejnymi, największymi maksimami wartości siły skrawania (t_c), określa wartość okresu formowania głównego elementu wióra (o największych rozmiarach), tj. długość elementarnego cyklu odspajania.



Rys. 7. Przebieg czasowy siły skrawania, charakterystyczny dla procesu skrawania skał

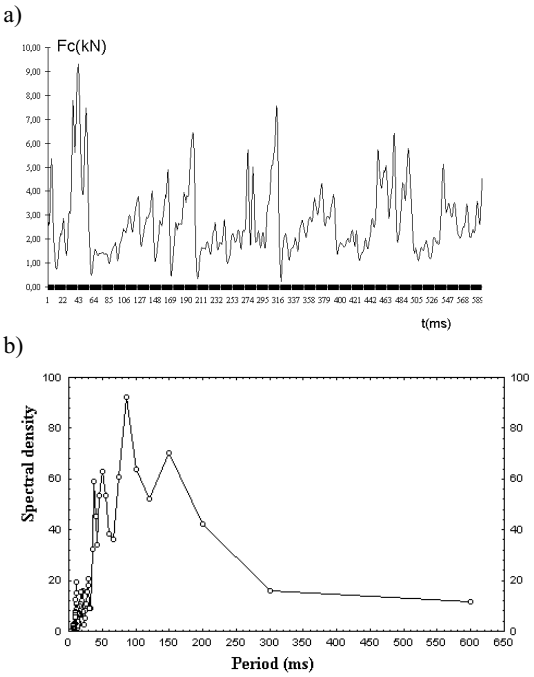
Minimalne wartości siły skrawania (F_{cr}), są charakterystyczne dla okresu przemieszczenia ostrza następującego po odspojeniu elementu wióra, gdzie narzędzie pokonuje głównie opory tarcia ostrza o skałę, która nie uległa wykruszeniu. Różnica wartości maksymalnych i minimalnych siły skrawania w danym cyklu, określa „użyteczną" wartość siły skrawania, tj. wartość siły, która była niezbędna w danym cyklu, do odspojenia największego elementu wióra.

W efekcie badań [8] stwierdzono np. że przebiegi czasowe siły skrawanie, charakterystyczne dla każdego z badanych noży (typu np. Rapid 83, NKP2w), znacznie się różnią. Różnice te dotyczyły tak wartości siły skrawania (resztkowej, maksymalnej) ale głównie długości cyklu odspajania. Badania prowadzono na piaskowcu szarym, stosując identyczne parametry skrawania (prędkość skrawania v_c = 0,45m/s , oraz głębokość skrawania h =12mm).

Ponieważ przebieg czasowy siły skrawania, można traktować jako szereg czasowy, do analizy zarejestrowanych przebiegów, wykorzystano Szybką Transformatę Fouriera (w tym zwłaszcza rozkład gęstości widmowej).

Badania wykazały (rys. 8, rys. 9), że występuje duża zależność pomiędzy ukształtowaniem powierzchni natarcia, a charakterystycznymi wartościami gęstości widmowej. Tak dla noża Rapid 83 (o przestrzennie ukształtowanej powierzchni natarcia) największa gęstość widmowa występowała dla okresu 50, 90 i 150 milisekund.

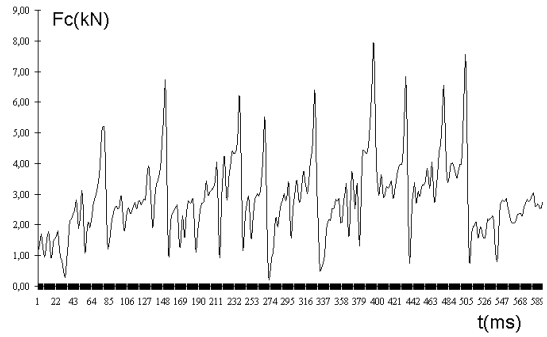
Dla noża NKP2w, były to wartości 90 i 300 milisekund. Dla założonej prędkości skrawania, okresy występowania maksimum siły skrawania odpowiadają zatem przemieszczeniu ostrza (a zatem wymiarowi elementu wióra mierzonemu w tym kierunku) rzędu 22,5; 40 i 67,5mm (dla noża Rapid 83) oraz 40 i 135mm, dla noża NKP2w. Tak więc, dla przyjętych parametrów skrawania, dla noża Rapid 83 najczęściej formowane były elementy wióra o długości około 40mm, rzadziej długości 67,5mm. Z kolei w przypadku noża typu NKP2w, niemal równo często występowało zjawisko oddzielania elementów wióra długości 40mm jak i rzędu 150mm.



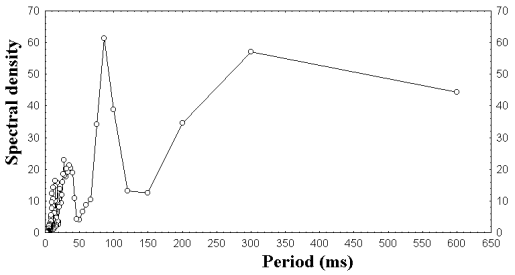
Rys. 8. Przebieg czasowy siły skrawania piaskowca nożem typu Rapid 83 (a) oraz odpowiadający mu wykres rozkładu gęstości widmowej (b) [8]

Kolejnym etapem analizy, były badania strefy skrawania z wykorzystaniem Metody Elementów Skończonych (np. [9]). Celem ich była próba określenia, na drodze numerycznej, zasięgu odspajania materiału skalnego przez ostrze, zależnie od szeregu czynników wpływowych, w tym zwłaszcza jego parametrów geometrycznych. Dotychczas, większość analiz przeprowadzono traktując zagadnienie, jako płaskie zadanie kontaktowe (np. [10]), w płaskim stanie odkształcenia, tj. odpowiadające skrawaniu ortogonalnemu. Ograniczone analizy przeprowadzono dla układu 3D [11]. Celem symulacji oddziaływania miału powstającego pomiędzy ostrzem a litą skałą, do celów modelowania, wprowadzono tzw. „warstwę kontaktową" [10], o nieliniowej charakterystyce materiału (Druckera-Pragera). W strefie ściskania, materiał warstwy zachowuje się tak jak lita skała. W strefie rozciągania, gdy naprężenia osiągną wartość kohezji, materiał ten „płynie", stawiając opór zależny jedynie od wartości kąta tarcia wewnętrznego (co ilustruje rys. 10a).

a)



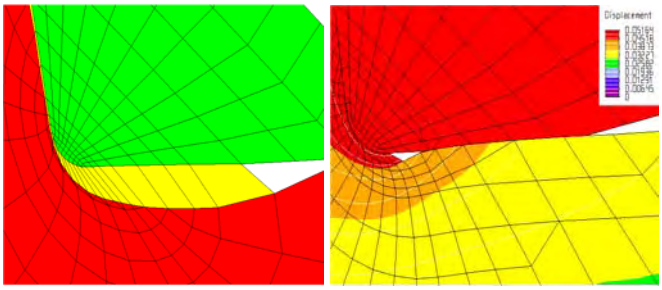
b)



Rys. 9. Przebieg czasowy siły skrawania piaskowca nożem typu NKP2w (a) oraz odpowiadający mu wykres rozkładu gęstości widmowej (b) [8]

Standardowo, w analizie przyjmowano ostrze z węglika B2, o module Younga E = 630GPa, oraz liczbie Poissona ν = 0,22. Dla skrawanego materiału E = 10^4MPa, í = 0.2, oraz wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie f_c = 40MPa i jednoosiowe rozciąganie f_t = 2MPa. Dla warstwy kontaktowej przyjęto fikcyjne parametry tj. E = 500MPa, ν = 0.2, kąt tarcia wewnętrznego $\phi = 1^0$, oraz kohezja c =0,1MPa. Grubość warstwy skrawanej (h) wynosiła 12mm. Zależnie warunków modelowania, stwierdzono występowanie efektu ugięcia powierzchni obrobionej materiału, zachodzący na krawędzi skrawającej ostrza. Wielkość tej deformacji zależała od kombinacji: parametrów geometrycznych ostrza (promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej, wartość kątów natarcia i przyłożenia), właściwości warstwy kontaktowej oraz parametrów samego materiału.

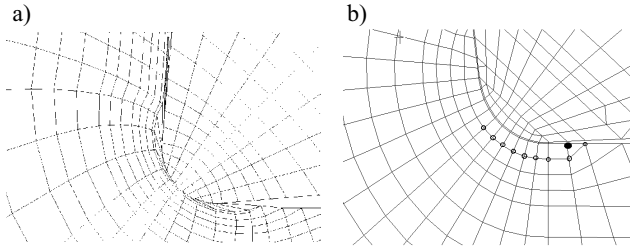
a) b)



Rys. 10. Efekt oddziaływania „warstwy kontaktowej", wprowadzonej pomiędzy ostrze a litą skałę, symulującej zachowanie się miału w strefie skrawania: a) kąt ostrza $\beta = 95^0$, b) kąt ostrza $\beta = 80^0$ [10]

Jak stwierdzono (rys. 11a), deformacje te mogą występować także po stronie powierzchni natarcia ostrza. Celem określenia kształtowania się wytężenia materiału w strefie skrawania, wykorzystano kryterium plastyczności opracowane przez Podgórskiego [12]. Zadając krokowo rosnącą, siłę wymuszającą ruch ostrza (o kierunku działania zgodnym z kierunkiem skrawania), identyfikowano węzeł największego wytężenia (rys. 11b, [13]), określano hipotetyczny kierunek pękania materiału (kierunek propagacji szczeliny), rozpinano i odpowiednio modyfikowano siatkę MES modelu.

a) b)

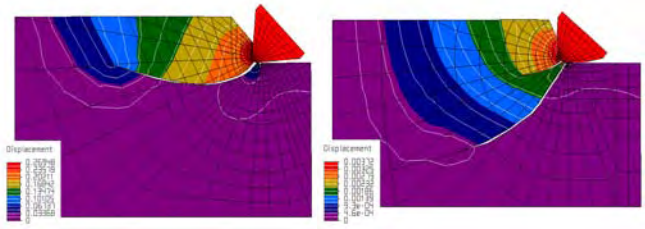


Rys. 11. Efekt ugięcia materiału skrawanego, zachodzący na krawędzi skrawającej (a) oraz węzeł największego wytężenia materiału w strefie skrawania, oznaczony czarną kropką (b)

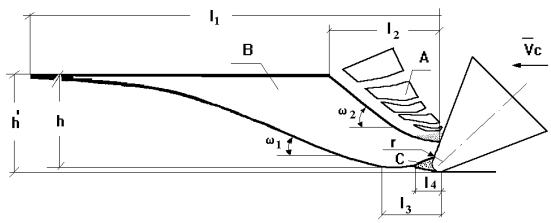
W efekcie, w sposób iteracyjny, wyznaczano trajektorię propagującej szczeliny. Należy dodać, że wynikiem propagacji szczeliny przed ostrzem jest rozpatrywany element wióra. Końcowy efekt symulacji, przedstawia rys. 12, dla dwóch, różnych kombinacji parametrów geometrycznych ostrza (odpowiednio dla : $\alpha = \gamma = 5^0$, oraz $\alpha = 2{,}5^0$ i $\gamma = -7{,}5^0$). Wzrost wartości kąta natarcia ostrza, wpływ na silniejszą penetrację wgłębną szczeliny, jak na rys. 12b. Wyniki symulacji wskazują (rys. 12), że dla nieliniowego modelu materiału skrawanego (Druckera-Pragera), trajektoria penetrującej szczeliny ma nieco zbliżony przebieg do krzywej opisującej początkową granicę odkształcenia plastycznego (linia EF na rys. 1) charakterystycznej dla procesu skrawania materiałów plastycznych.

Wyniki te odbiegają od rzeczywistego przebiegu trajektorii szczeliny zaobserwowanej w warunkach laboratoryjnych, podczas skrawania piaskowca szarego (rys. 13).

a) b)



Rys. 12. Trajektoria szczeliny przed nożem o kącie ostrza β, równym: a) 80^0, b) 95^0



Rys. 13. Przebieg formowania wióra towarzyszący skrawaniu piaskowca szarego nożem typu AM-50 [8]

3. Podsumowanie

Jak już wspomniano, w warunkach rzeczywistego skrawania skał, w większości przypadków, przed krawędzią skrawającą, po stronie powierzchni przyłożenia, tworzy się strefa sprasowania. Skała pęka na obwodzie tej strefy. W efekcie początek szczeliny lokalizuje się nieco powyżej krawędzi skrawającej, nie przekraczając linii skrawania. Inaczej więc, niż wynika to z badań MES.

Niezbędne są dalsze badania, a metodyka badań powinna uwzględniać bardziej precyzyjnie parametry samej skały jak i skały zmiażdżonej przez ostrze oraz kształt strefy zmiażdżenia. Oczekuje się, że tego typu działania oraz automatyzacja prac związanych z lokalizacją węzła największego wytężenia, wyznaczaniem hipotetycznego kierunku propagacji szczeliny oraz przebudową siatki, powinny bardziej przybliżyć wyniki badań MES, do wyników badań laboratoryjnych, oraz umożliwić prognozowanie zasięgu szczeliny towarzyszącej odspajaniu głównego elementu wióra.

4. Literatura

[1] Darlewski J., i inni: *Trendy w ubytkowych metodach obróbki*. Prace Naukowe Instytutu Technologii Maszyn i Automatyzacji Politechniki Wrocławskiej, 67. Seria: Konferencje, nr 29, Wrocław 1997, s. 175-212.

[2] Weber H., Loladze T. N.: *Grundlagen des Spanens*. Berlin, VEB Verlag Technik 1986.

[3] Loladze T. N.: *Pročnost' i iznosostojkost' re_uščego instrumenta*. Moskva, Mašinostroenie 1982.

[4] Grzesik W. : *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. WNT, Warszawa 1998.

[5] Bieron A. *Riezanie uglia*. Gosgortiechizdat, 1962.

[6] Nishimatsu Y.: *The mechanics of rock cutting*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 9, 261-270 (1972).

[7] Roxborough F. F.: *Cutting rock with pick*. The Mining Engineer, June 1973.

[8] Jonak J.: *Application of spectroscopic (Fourier's) analysis for the evaluation of rock cutting processes.* Archives of Mining Sciences 45, 1 (2000), pp. 101-109.

[9] Projekt badawczy KBN nr 7 T07D 028 15, nt.: *Analiza zjawisk mających wpływ na przebieg mechanizmu formowania wióra w procesie skrawania naturalnych materiałów kruchych*. Kierownik projektu: Józef Jonak, wykonawca: Jerzy Podgórski. (niepublikowane). Grudzień 1999.

[10] Jonak J., Podgórski J.: *Wybrane aspekty mechaniki skrawania skał*. Mat. Sympozjum: Zagadnienia mechaniki pękania i skrawania materiałów. Red. Z. Mróz, T. Sadowski. Kazimierz Dolny, 22-24.10.1998. Lublin, LTN 1998, s. 111-120.

[11] Jonak J.: *Analiza warunków pracy obrotowego noża stożkowego w aspekcie poprawy parametrów eksploatacyjnych ciężkich maszyn roboczych*. Kwartalnik PAN : Zagadnienia Eksploatacji Maszyn i Urządzeń. Z. 4 (116), Vol. 33, 1998, s.641-649.

[12] Podgórski J. : *General Failure Criterion For Isotropic Media*. Journal of Engineering Mechanics, Vol. 111, No 2, February, 1985, pp. 188-201.

[13] Jonak J., Podgórski J.: *Wpływ geometrii ostrza na kształtowanie się obszarów wytężenia materiału kruchego w strefie skrawania*. VI Naukowe Warsztaty Profesorskie TM'2000, Koszalin-Unieście, 26-28.06.2000.

****

Niniejszą pracę wykonano w ramach realizacji Projektu Badawczego nr 9 T12A 020 18 finansowanego przez Komitet Badań Naukowych

****

Andrzej ZNISZCZYŃSKI

ODSPAJANIE WIĘKSZYCH BRYŁ SKALNYCH W PROCESIE URABIANIA

SEPARATION OF BIGGER ROCKY LUMPS IN PROCESS OF MINING

W artykule zaprezentowano wyniki rozważań teoretycznych wpływu geometrii pracy narzędzi ostrokrawędziowych na odspajanie większych brył skalnych. Wskazano na korzyści płynące z odspajania przez rozerwanie skały, określono krzywiznę takich odspojeń i czynniki im sprzyjające.

In the article results of theoretical considerations of the influence geometry of sharp-edged tools on separation bigger rocky lumps are presented. The article points benefits from separation by tearing rocks and defines curvature of those separations and factors which promote them.

1. Wstęp

W dobie rozwoju mechanizacji górnictwa i postępującej z nią degradacji urobku problemem pierwszoplanowym staje się poprawa sortymentu urobku i związane z nią zmniejszenie energochłonności urabiania skał. W celu technicznego rozwiązania powyższego problemu zaistniała konieczność opisu teoretycznego procesu niszczenia spójności skał w trakcie urabiania, a w szczególności procesu odspajania większych brył skalnych. Bogata literatura dotycząca powyższych zagadnień zawiera liczne teorie, takie jak: Evansa [4], Bierona [1], Kasjana [6], Frołowa [5], Nishimatsu [7], Bocsańczrego [2]. Posiadają one jednak szereg rozbieżności, a po części empiryczny charakter niektórych z nich sprawia, że są one słuszne tylko dla określonych warunków oddziaływania narzędzia i określonych skał.

W artykule zaprezentowano wyniki badań analitycznych wpływu geometrii pracy narzędzi ostrokrawędziowych na odspajanie większych brył skalnych.

2. Dwie fazy elementarnego cyklu urabiania

Przy urabianiu mechanicznym narzędzie o kształcie najczęściej klinowym oddziałuje na skałę naciskiem. Mechanizm niszczenia skały przy takim działaniu jest różny. Skała może być miażdżona, ścinana bądź rozrywana. Niszczenie spójności skały poprzez miażdżenie wymaga znacznych sił oddziaływania narzędzia, pochłania duże ilości energii i prowadzi do znacznego rozdrobnienia urobku. Przy urabianiu dąży się więc głównie do niszczenia spójności skał poprzez rozerwanie lub ścięcie. Aby to osiągnąć potrzebne jest wytworzenie odpowiedniego stanu naprężenia w skale. Przyglądając się różnym sposobom urabiania mechanicznego i występującym w nich sposobom niszczenia spójności skały, można zauważyć cykliczność procesu urabiania i wyodrębnić w nim podstawowy elementarny cykl. W jednym elementarnym cyklu urabiania można wyróżnić dwie fazy:

- fazę wstępną, przygotowawczą w której narzędzie wypracowuje sobie warunki do przekazanie na skałę odpowiednich sił niezbędnych do zainicjowania zasadniczego odspojenia i
- fazę drugą zasadniczą, w której wywarte przez narzędzie naciski powodują odspojenie większego odłamka skały, stanowiącego w efekcie podstawowy urobek.

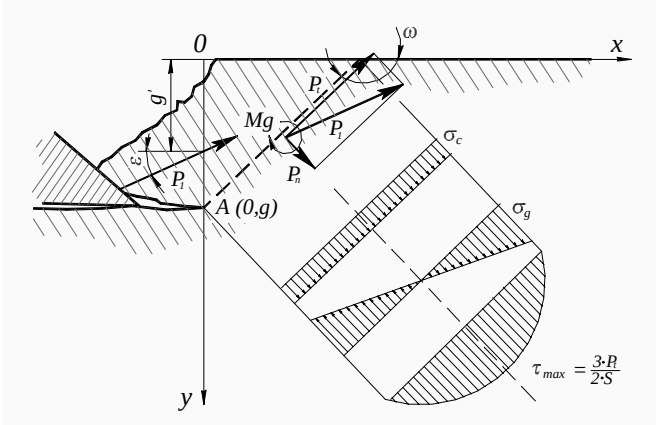
W obydwu fazach następuje niszczenie spójności skały, przy czym w fazie pierwszej następuje miażdżenie skały i powstanie spękań wewnętrznych. Faza ta przebiega do momentu, gdy wytworzony w skale stan naprężenia spowoduje ukierunkowanie się procesu dezintegracji w stronę odsłoniętej powierzchni skały. Rozpoczyna się wtedy druga faza elementarnego urabiania, prowadząca do odspojenia większej bryły skalnej. Odspojenie następuje na skutek ścięcia lub rozerwania skały.

Ponieważ wytrzymałość skały na rozerwanie jest mniejsza niż na ścinanie, należałoby tak kierować procesem urabiania, aby w drugiej fazie elementarnego cyklu urabiania uzyskiwać odspojenia na skutek przekroczenia wytrzymałości skały na rozrywanie. Dla określenia warunków sprzyjających takiemu urabianiu przeprowadzono analizę teoretyczna wytężenia skały w II fazie elementarnego urabiania

3. Analiza stanu wytężenia skały w i fazie elementarnego urabiania

Dla celów analizy obrano przykład oddziaływania narzędzia w elementarnym skrawie i poczyniono następujące założenia.:

- na odspajany odłamek skalny działa siła skupiona P_1 pod kątem ε do odsłoniętej powierzchni przyłożona w odległości g' od niej (Rys.1.),



Rys. 1. Rozkład naprężeń w rozpatrywanej płaszczyźnie

- szerokość narzędzia jest na tyle duża, że pomijalne są naprężenia w kierunku równoległym do długości ostrza,
- ośrodek skalny jest ośrodkiem izotropowym,
- podcięcie przez strefę sprasowania, czy też szczelinę wyprzedzającą pozwala na przyrównanie występu skalnego do belki wspornikowej obciążonej siłą skupioną.

Przy tak. przyjętych założeniach rozkład naprężeń w płaszczyźnie potencjalnego wytężenia, biegnącej z wierzchołka strefy sprasowania, czy też szczeliny wyprzedzającej, w kierunku odsłoniętej powierzchni skały (Rys.1) podobny jest do rozkładu naprężeń w belce o przekroju prostokątnym poddanej zginaniu i ścinaniu [9].

Maksymalne naprężenia rozrywające wypadają na skraju rozpatrywanego przekroju od strony ostrza narzędzia (punkt A rys.1) i wynoszą

$$\sigma_{r0} = \frac{2 \cdot P_1}{b \cdot g} \cdot [(1 - 3 \cdot \frac{g'}{g}) \cdot \cos\varepsilon \cdot \sin^2\omega - \sin\varepsilon \sin 2\omega] \quad (1)$$

Miejsce maksymalnych naprężeń stycznych opisanych wzorem

$$\tau_{\max} = -\frac{3}{2} \cdot \frac{P_1}{b \cdot g} \cdot \cos(\omega + \varepsilon) \cdot \sin\omega \quad (2)$$

wypada w środku przekroju. W tym też miejscu naprężenia ściskające osiągają wartość

$$\sigma_c = \frac{P_1}{g \cdot b} \cdot \sin(\varepsilon + \omega) \cdot \sin\omega \quad (3)$$

Przyjmując, że odspojenie może nastąpić poprzez ścięcie lub rozerwanie skały, przeanalizowano każdą z tych możliwości z osobna.

a) Odspojenie na skutek przekroczenia wytrzymałości na ścinanie

Według kryterium wytężeniowego Coulomba-Mohra proces ścinania rozpocznie się gdy naprężenia ścinające osiągną wartość

$$\tau_z = \tau_{\max} - tg\phi \cdot \sigma_c = c \quad (4)$$

Podstawiając z (2) i (3) odpowiednie wyrażenia i wprowadzając pewne uproszczenie polegające na pominięciu współczynnika 3/2 (zakłada się równomierny rozkład naprężeń ścinających w całej płaszczyźnie - uproszczenie to jest dopuszczalne ze względu na niewielkie ramię działania siły P_1 względem środka rozpatrywanej płaszczyzny) otrzymuje się

$$\tau_z = -\frac{P_1}{b \cdot g} \cdot [\cos(\varepsilon + \omega) \cdot \sin\omega + \sin(\varepsilon + \omega) \cdot \sin\omega \cdot tg\phi] \quad (5)$$

Przyrównując $\tau_z'(\omega)$ do zera otrzymuje się wyrażenie na wartość kąta ścięcia

$$\omega_\tau = \frac{\frac{3}{2}\pi + \phi - \varepsilon}{2} \quad (6)$$

Ponieważ proces ścinania z poślizgiem rozpoczyna się gdy τ_z=c, z zależności (5) i (6) można wyznaczyć wartość siły $P_{1\tau}$, która zainicjuje ścięcie:

$$P_{1\tau} = \frac{2 \cdot c \cdot b \cdot g \cdot \cos\phi}{1 - \sin(\phi - \varepsilon)} \quad (7)$$

(Do podobnej zależności, ale inna drogą doszedł i przedstawił ją w literaturze Nishimatsu [7]).

Względna siła odspajania przy ścinaniu wyrazi się więc wzorem

$$k_{p0} = \frac{P_1}{c \cdot b \cdot g} = \frac{2 \cdot \cos\phi}{1 - \sin(\phi - \varepsilon)} \quad (8)$$

Jej zależność od kąta oddziaływania narzędzia przedstawia wykres (Rys.2a). Ścięcie naroża skały nastąpi wzdłuż linii prostej.

b) Odspojenie na skutek przekroczenia wytrzymałości na rozrywanie

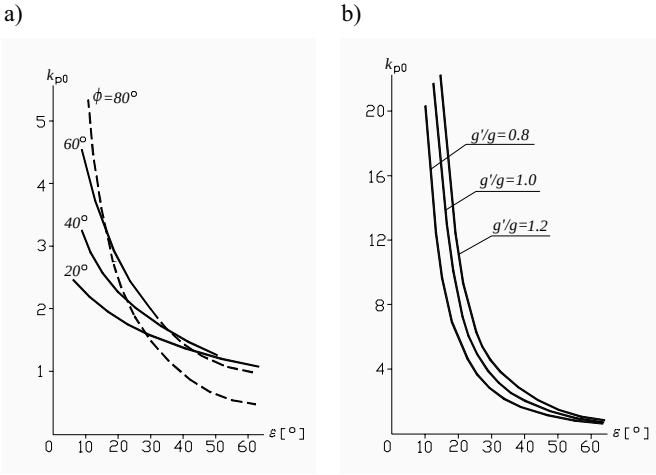
Zakładając, że odspojenie rozpocznie się na skutek przekroczenia wytrzymałości skały na rozrywanie pęknięcie odspajające rozpocznie się w punkcie A, w którym naprężenia rozciągające osiągają największa wartość. Naprężenia styczne w tym punkcie zgodnie z przyjętym modelem belki wspornikowej równe są zeru. Kryteria wytężeniowe dla takiego przypadku sprowadzają się do warunku: $\sigma_r = R$. Pęknięcie zostanie zapoczątkowane w płaszczyźnie dla której wartość naprężeń rozciągających osiągnie ekstremum, a więc gdy $\sigma_r'(\omega)$=0. Z powyższego i zależności (1) można określić kąt zapoczątkowania odspojenia (9), a także siłę zapoczątkowującą odspojenie (10) i względną siłę zapoczątkowującą odspajanie (11).

$$\varpi_{\sigma 0} = \frac{1}{2} arctg(\frac{2 \cdot tg\varepsilon}{1 - 3 \cdot \frac{g'}{g}}) \quad (9)$$

$$P_{1\sigma} = \frac{R_r \cdot b \cdot g}{(1 - 3 \cdot \frac{g'}{g}) \cdot (1 - \cos 2\omega) \cdot \cos\varepsilon - 2 \cdot \sin\varepsilon \cdot \sin 2\omega} \quad (10)$$

$$k_{p0} = \frac{P_1}{R_r \cdot b \cdot g} = \frac{1}{(1 - 3 \cdot \frac{g'}{g}) \cdot (1 - \cos 2\omega) \cdot \cos\varepsilon - 2 \cdot \sin\varepsilon \cdot \sin 2\omega} \quad (11)$$

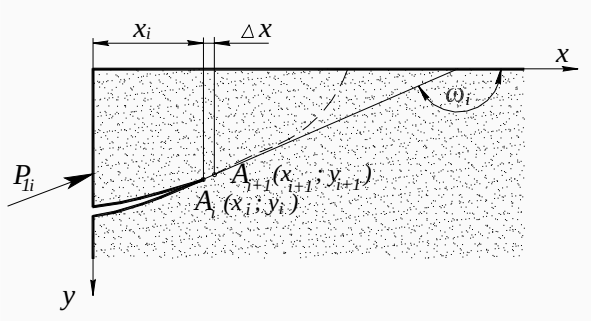
Zależność względnej siły zapoczątkowującej odspajanie przez rozrywanie od kąta $\boldsymbol{\varepsilon}$ przedstawiono na rysunku 2b.



Rys. 2. Względna siła odspajania w funkcji kąta $\boldsymbol{\varepsilon}$ *przy ścinaniu (a) i odrywaniu (b) naroża skały (linia przerywana wynika z ograniczenia zakresu stosowalności wzorów na ścinanie)*

Ponieważ wraz z pęknięciem zmienia się stan naprężenia w górotworze, a tym samym warunki dla dalszej propagacji tego pęknięcia, linia odspajania przybierze kształt krzywej. W celu jej określenia wprowadzono prostokątny układ współrzędnych Oxy. Tak, że oś x pokrywa się z linią zarysu odsłoniętej powierzchni skały i jest zgodna z kierunkiem wnikania narzędzia, a oś y przechodzi przez punkt stanowiący wierzchołek strefy sprasowania czy też szczeliny wyprzedzającej (punkt A_0 Rys.1). Gdy pęknięcie osiągnie punkt *A* (Rys.3) o współrzędnych (x,y) to naprężenia rozciągające w tym punkcie wyraża się wzorem:

$$\sigma_{rA} = \frac{2 \cdot P_{1\sigma}}{b \cdot y^2} \cdot [(3 \cdot x \cdot \sin\varepsilon + y \cdot \cos\varepsilon - 3 \cdot g' \cdot \cos\varepsilon) \cdot \sin^2\omega - y \cdot \sin\varepsilon \cdot \sin 2\omega] \quad (12)$$



Rys. 3. Propagacja pęknięcia odspajającego

Wyznaczony z powyższej zależności kąt ukierunkowania dalszej propagacji pęknięcia przedstawia się następująco

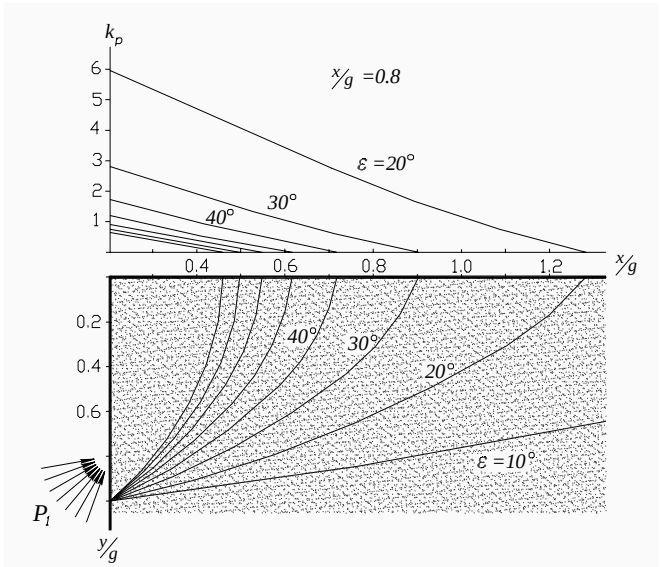
$$\omega(x,y) = \frac{1}{2} arc\, tg\left(\frac{2 \cdot y \cdot \sin\varepsilon}{3 \cdot x \cdot \sin\varepsilon + y \cdot \cos\varepsilon - 3 \cdot g' \cdot \cos\varepsilon}\right) \qquad (13)$$

Tangens tego kąta, w przyjętym układzie współrzędnych, równa się współczynnikowi kierunkowemu stycznej do linii odspajania w punkcie A(x, y):

$$tg\,\omega(x,y) = y'(x) \qquad (14)$$

Z dwóch ostatnich zależności (13, 14) dochodzi się do równania różniczkowego pierwszego rzędu. Całka szczególna tego równania dla określonych warunków zapoczątkowania pęknięcia, stanowi równanie linii odspojenia. Całkowanie przeprowadzono metodą geometryczna przy pomocy komputera. W rezultacie dla różnych parametrów wyjściowych, określających warunki zapoczątkowania pęknięcia otrzymano pęk linii odspojeń.

Linie odspojeń i zmiany wartości względnej siły odspajania w miarę propagacji pęknięcia dla różnych kątów oddziaływania narzędzia ε przedstawia wykres (Rys.4).



Rys.4. Linie odspojeń i zmiany wartości względnej siły odspajania w miarę propagacji pęknięcia dla różnych kątów oddziaływania narzędzia ε

Można zauważyć, że krzywe odspojeń przypominają krzywe łukowe teorii Evansa [3] ale nie są to łuki kołowe.

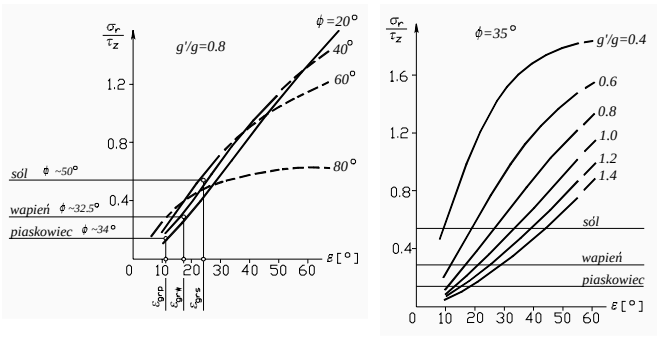
c) Określenie przedziału występowania poszczególnych form odspajania

Porównując stosunek wartości naprężeń rozciągających i stycznych ze stosunkiem wytrzymałości na rozrywanie i ścinanie (kohezją), można wyznaczyć parametry przejścia z jednej formy odspajania w drugą:

$$\frac{\sigma_{r0}(\omega_{\sigma 0})}{\tau_z(\omega_\tau)} = \frac{R_r}{c} \qquad (15)$$

W przypadku gdy lewa strona równania jest większa od prawej nastąpi odspojenie łukowe poprzez rozerwanie materiału skalnego. Gdy przeciwnie, nastąpi ścięcie i powstanie odspojenie prostoliniowe. Podstawiając do wyrażenia (15) odpowiednie wartości ze wzorów (1), (5), (6), (9), otrzymuje się równanie opisujące parametry przejścia z jednej formy odspajania w drugą. Krzywe obrazujące zmiany lewej strony tego równania, w funkcji kąta oddziaływania narzędzia dla różnych wartości kąta tarcia wewnętrznego ϕ i różnego stosunku g'/g przedstawiono na wykresach (Rys.5a i Rys.5b).

a) b)



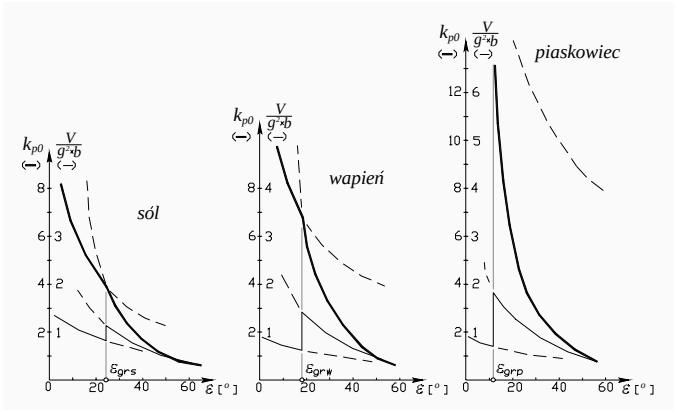
Rys.5. Zależność stosunku σ_{r0}/τ_z od ε przy różnym kącie tarcia wewnętrznego ϕ (a) i dla różnych względnych głębokości przyłożenia siły odspajającej g'/g (b) (Linia przerywana wynika z ograniczenia zakresu stosowalności wzorów na ścinanie)

Analizując wykresy można dojść do wniosku, że odspajaniu przez rozerwanie sprzyjają takie właściwości skały jak:
- duży kąt tarcia wewnętrznego ϕ,
- mała wartość stosunku R_r/c,

a także takie parametry oddziaływania narzędzia jak:
- duży kąt oddziaływania ε,
- duża odległość od progu g.

Punkt przecięcia się linii poziomej odpowiadającej wartości stosunku R_r/c dla określonej skały z krzywą odpowiadającą wartości kąta tarcia wewnętrznego ϕ dla tej skały, wyznacza stan graniczny przejścia z jednej formy odspajania w drugą. Odpowiadająca temu punktowi wartość kąta ε_{gr} jest wartością graniczną. Dla mniejszych wartości tego kąta następuje odspajanie przez ścięcie, dla większych przez rozerwanie. Punkty stanów granicznych i odpowiadające im wartości kątów granicznych dla trzech wybranych skał soli wapienia i piaskowca przy określonym stosunku g'/g zaznaczono na wykresie (Rys.6). Dla tych samych skał sporządzono wykresy zmian względnej siły odspajania i względnej objętości odspajanej w funkcji kąta ε (uwzględniając fakt przechodzenia z jednej formy odspajania w drugą przy kącie granicznym).

Jak widać przejście z odspajania przez ścinanie na odspajanie przez rozrywanie powinno skutkować spadkiem wartości względnej siły odspajania i gwałtownym przyrostem objętości odspajanej. W pro-



Rys. 6. Względna siła odspajania i względna objętość odspajania w funkcji ε *określona na drodze teoretycznej dla soli, wapienia, piaskowca*

cesie urabiania przejście takie powinno zaowocować zwiększeniem objętości odspajanych brył skalnych, a wiec grubszym sortymentem urobku.

4. Podsumowanie

Podsumowując analizę teoretyczną stanu wytężenia skały i przebiegu odspajania większych brył skalnych należy stwierdzić, że:

- w drugiej fazie elementarnego procesu urabiania teoretycznie możliwe są dwie formy odspojenia: poprzez ścięcie i poprzez rozerwanie skały, przy czym odspajanie poprzez ścięcie następowało będzie dla małych wartości kąta oddziaływania ε, a poprzez rozrywanie dla dużych,
- na moment przejścia z jednej formy odspajania w druga wpływ maja ε, g'/g, ϕ, R_r, c,
- przejście z odspajania przez ścinanie na rozrywanie powinno pociągnąć za sobą znaczny przyrost objętości brył odspajanych i spowodować szybszy spadek wartości siły odspajajacej,
- linia odspojenia przy ścinaniu ma kształt linii prostej,
- proces odspajania poprzez ścięcie w dużej mierze zależy od kąta tarcia wewnętrznego ϕ i powinien charakteryzować skały o raczej średnich i małych wartościach tego kąta,
- kształt linia odspojenia przy rozrywaniu jest zbliżony do łuku (rys.4) i zależy od kąta oddziaływania siły odspajajacej ε i miejsca jej przyłożenia (g'/g).

Spis oznaczeń

- σ_c - naprężenia ściskające
- σ_{r0} - naprężenia rozrywające zapoczątkowujące odspojenie
- τ_{max} - maksymalne naprężenia styczne
- τ_z - składowa naprężeń ścinających pokonująca siły spójności skały (w momencie ścinania τ_z=c)
- ϕ - kąt tarcia wewnętrznego
- ε - kąt działania siły odspajającej (rys.1)
- ω - kąt płaszczyzny rozpatrywanego przekroju określony w stosunku do powierzchni odsłoniętej (rys.1)
- ω_τ - kąt odspojenia przy ścinaniu
- $\omega_{\sigma 0}$ - kąt zapoczątkowania odspojenia przy rozrywaniu
- g - głębokość zapoczątkowania odspojenia (rys.1)
- g' - głębokość przyłożenia siły odspajającej (rys.1)
- b - szerokość narzędzia
- P_l - siła oddziaływania na odspajany odłamek skalny
- $P_{l\tau}$ - siła inicjująca ścięcie
- $P_{l\sigma}$ - siła zapoczątkowująca odspajanie przez rozrywanie
- k_p - względna siła odspajania
- k_{p0} - względna siła zapoczątkowania odspajania
- R_r - wytrzymałość na rozrywanie
- c - stała kohezji dla skał (spójność skały)

5. Literatura

[1] Bieron A. I.: *Ob. Osnownych eksperimentalno-analiticzeskich teorii riezania ugla i gornych porod.*. Sb. Sowierseństwowanie Razrabotki Ugolnych Miestorożenij. Ugletiechizdat 1959.

[2] Bocsanczy J.: *Laborversuche uber die Zerspanung von Kohle und Gestein*. Gluckanf – Forschungshefte 34 /1973/ s19-23.

[3] Evans J.: *Basic Mechanics of the Point – Attack Pick.* Colliery Guardian, May 1984.

[4] Evans J., Pomerog C.D.: *The Strength, Fracture and Workability of Coal.*. Oxford. Pergamon Press 1966.

[5] Frołow A.G.: Metoda zwiększania ilości grubych sortymentów i zmniejszania zapylenia przy wydobywaniu węgla. Mechanizacja Górnictwa 1971, Nr 4/39.

[6] Kasjan M. W.: *Niekotoryje zakonomiernosti rezania jestestwiennych kamniej*. Sb. Razrušenie uglei i porod. Ugletechizdat 1958.

[7] Nishimatsu Y.: *The mechanics of rock cutting*. Int.J.Rock Mech. Min. Sci. Vol.9/1972) s. 261-270.

[9] Walczak J.: *Wytrzymałość materiałów oraz podstawy teorii sprężystości i plastyczności*. PWN Warszawa 1978.

[10] Zniszczyński A.: *Wpływ geometrii narzędzi ostrokrawędziowych na urabianie skał i skład ziarnowy urobku.* Praca doktorska. Politechnika Śląska w Gliwicach 1987.

Witold BIAŁY

WYBRANE METODY BADANIA URABIALNOŚCI WĘGLA
SELECTED METHODS OF MEASURING COAL'S MINEABILITY

W niniejszym opracowaniu scharakteryzowano wybrane metody i sposoby wyznaczania oporów urabiania za pomocą różnych przyrządów. Omówiono zasady ich działania oraz sposób pomiaru oporów urabiania i ich przydatność utylitarną w prognozowaniu doboru maszyn urabiających na zasadzie skrawania (ścianowe kombajny bębnowe) do konkretnych warunków górniczo-geologicznych. Przedstawiono ich zalety oraz wady i wskazano na metodę która w najlepszy sposób oddaje ich charakter pracy a tym samym uzyskane tą metodą wyniki mogą być uznane jako reprezentatywne.

This article characterizes several methods and ways of mineability resistance estimation with the use of various devices. Their mode of action and way of mineability resistance measurement were described and their usefulness in proper cutting machines selection to real mining conditions. The good and wrong points of these methods were analyzed and, according to the author, the most representing method was selected which shows the mode of action of the heading machine in a most real way and therefore, the results obtained with this method should be taken as representative.

1. Wprowadzenie

Górnictwo węgla kamiennego, które jest w dalszym ciągu w naszym kraju strategiczną gałęzią przemysłu (szczególnie w regionie górnośląskim) charakteryzuje się złożonością i specyfiką problemów związanych z użytkowaniem w tym przemyśle środków technicznych. Problemy te występują już podczas projektowania, konstruowania oraz wytwarzania maszyn służących do urabiania pokładów węglowych, kumulując się podczas ich użytkowania.

Jednym z bardzo istotnych zagadnień technicznych w górnictwie węgla kamiennego jest taki dobór maszyn (urządzeń) które będą uwzględniać specyficzne (nieporównywalne z innymi gałęziami przemysłu) warunki ich użytkowania. W szczególności dotyczy to doboru i warunków pracy maszyn urabiających węgiel. Najbardziej reprezentatywnym w tej grupie maszyn jest ścianowy kombajn bębnowy pracujący na zasadzie skrawania. Problem doboru kombajnu do konkretnej ściany węglowej z całą specyfiką tego procesu jest niezwykle istotny zwłaszcza przy coraz większej koncentracji wydobycia.

Do podstawowych zagadnień mających istotny wpływ na podejmowanie decyzji w tym zakresie należą:
- warunki górniczo – geologiczne wybieranego pokładu,
- sposób urabiania węgla,
- właściwości calizny węglowej.

Jednym z bardzo istotnych czynników określającym możliwość zastosowania konkretnej maszyny urabiającej w danych warunkach, jak i uzyskanie z góry założonych wyników produkcyjnych przy minimalnych kosztach (efekt ekonomiczny) jest podatność węgla na urabianie, czyli właściwość calizny węglowej [1].

Do oceny prawidłowości pracy maszyn urabiających i procesu urabiania przyjmuje się różnego rodzaju wskaźniki, które w lepszy lub gorszy sposób charakteryzują nam maszynę pod względem użytkowym.

Jednym z podstawowych wskaźników który charakteryzuje nam prawidłowość doboru maszyny do konkretnych warunków jest energochłonność, definiowana jako stosunek siły (pracy) potrzebnej do odspojenia (czyli urabiania) węgla od calizny do objętości urobionego węgla [2, 3, 8, 9]. Określenie wartości energochłonności urabiania ścianowym kombajnem bębnowym w warunkach rzeczywistych oraz wyznaczenie zależności od właściwości calizny węglowej (podatności na urabianie) jest niezbędne w celu doboru maszyn do konkretnych warunków.

2. Przegląd i analiza stosowanych metod badania urabialności na świecie

W celu wyznaczenia właściwości calizny węglowej która określi podatność węgla na urabianie ścianowymi kombajnami bębnowymi pracującymi na zasadzie skrawania, koniecznym jest wprowadzenie takich metod badawczych które ustalą nam sumę oporów stawianych przez urabiany materiał (węgiel) przy oddzielaniu jego części od calizny i określi tzw. urabialność węgla. W procesie urabiania węgla następuje niszczenie ciągłości pokładu, wyrażające się zmianą objętości i kształtu rozdrobnionego węgla. Proces urabiania i rozdrabniania węgla jest związany z dynamicznym działaniem siły, dlatego też sposób wyznaczania urabialności musi zależeć od sposobu pracy maszyny urabiającej oraz musi uwzględniać fakt, że na urabialność węgla w danym miejscu mają istotny wpływ takie właściwości węgla jak [1, 3, 7, 11]:
- rodzaj materiału węglowego (typ węgla),
- stan naprężenia w strefie zabioru pracy organu urabiającego,
- zmienności wartości siły skrawania w granicach grubości pokładu,
- występowanie i usytuowanie płaszczyzn osłabionej spójności,
- przerosty.

W górnictwie światowym stosuje się szereg metod wyznaczania urabialności węgla dla potrzeb mechanizacji urabiania które określane są różnymi sposobami i różnie interpretowane. Wskaźniki te (których ustanowiono wiele) [1, 8] w różny sposób odzwierciedlają właściwości mechaniczne urabianego pokładu węgla i które można podzielić na następujące grupy:
1 - metody laboratoryjne wyznaczania urabialności węgla,
2 - rejestracja parametrów wiercenia w pokładzie,
3 - pomiary kruszalności,
4 - pomiar sił skrawania nożem lub grupą noży.

W pracy zostały omówione metody, które znalazły najszersze zastosowanie przy doborze i lokalizacji ścianowych maszyn urabiających pracujących na zasadzie skrawania.

Do pierwszej grupy należą:
- metoda wyznaczania wskaźnika urabialności „f" Protodiakonowa, przez tłuczenie próbek węgla (BN-77/8704-12). Zasada wyznaczania polega na tłuczeniu w ustalonych warunkach określonej ilości węgla kamiennego, jego przerostów lub skał towarzyszących, a następnie oznaczaniu objętości otrzymanych ziarn o wielkości poniżej 0,5 mm. Na tej podstawie oblicza się wskaźnik urabialności f,
- metoda energetyczna wyznaczania wskaźnika urabialności „U",

- wytrzymałość węgla na ściskanie R_c (BN-75/8704-07). Metoda określania w laboratorium wytrzymałości na jednoosiowe (jednokierunkowe) ściskanie polega na obciążeniu próbki w kształcie walca lub prostopadłościanu wzrastającą siłą aż do momentu zniszczenia wytrzymałościowego. Na wynik badania istotny wpływ ma tzw. smukłość próbki, a także tarcie pomiędzy próbką a płaszczyznami wywołującymi nacisk. Przy badaniach próbek węgla o nieregularnym kształcie proponuje się pomiędzy próbkę a powierzchnie ściskające wkładanie papieru w celu wyznaczenia rzeczywistej powierzchni styku i uwzględnienie tej powierzchni styku przy wyznaczaniu wytrzymałości na ściskanie. Wytrzymałość wyznaczona tym sposobem jest zazwyczaj dwukrotnie większa niż wytrzymałość wyznaczona na próbkach o kształcie regularnym.

Natomiast do drugiej grupy należy metoda przy użyciu przyrządu SDM, stosowana głównie w Rosji. Wskaźnik urabialności w tej metodzie określa się na podstawie wielkości momentu obrotowego na żerdzi w czasie wiercenia otworu w czole wyrobiska. Z uwagi na odmienny charakter i kierunek wykonywania skrawów pomiarowych przyrządem SDM oraz maszyn pracujących na zasadzie skrawania wyniki uzyskane tą metodą nie mogą stanowić podstawy do określenia oporów urabiania ścianowymi kombajnami bębnowymi.

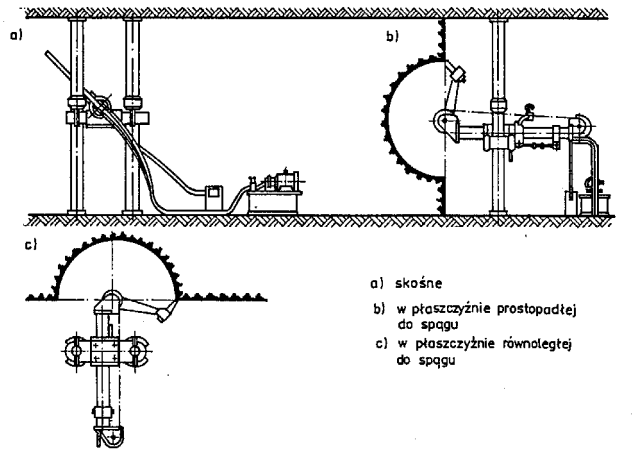
Jedną z szerzej stosowanych metod określania kruszalności węgla, a przez to pośrednio wskaźnika urabialności jest metoda opracowana w Mitsui Miike Machinery Co., Ltd [10]. Próbki do badań pobiera się z punktów pomiarowych czoła ściany. W każdym punkcie pomiarowym pobiera się dwie próbki węgla z tego samego przekroju stratygraficznego. W następnej kolejności próbki te są rozdrabniane i umieszczone w specjalnej skrzyni nad stalową płytą, gdzie w wyniku nagłego otwarcia dna skrzyni spadają na metalową płytę ulegając rozdrobnieniu. Określany jest udział klas ziarnowych na podstawie których określa się udziały procentowe poszczególnych klas oraz współczynnik odniesienia. Kruszalność oznaczona przez F_D jest wyznaczona jako różnica sumarycznego udziału procentowego oraz sumy iloczynów udziałów procentowych poszczególnych klas i współczynników odniesienia. Metoda ta oddaje właściwości calizny węglowej, jednak nie ma tutaj ścisłego związku między charakterem pracy maszyn urabiających na zasadzie skrawania a podatnością na urabianie. Metoda ta nie uwzględnia takich czynników jak: stan naprężenia w strefie zabioru pracy organu urabiającego, zmienności wartości siły skrawania w granicach grubości pokładu, występowanie i usytuowanie płaszczyzn osłabionej spójności i przerostów.

Pomiar sił skrawania za pomocą noża (lub grupy noży–czwarta grupa) wykonuje się przy zastosowaniu specjalnych przyrządów:

- PKS, DKS, Lubimowa (Rosja) [1, 8]. Wszystkie tu wymienione przyrządy cechuje złożoność konstrukcji przyrządów, pracochłonność wykonania pomiarów a także konieczność wykonania specjalnych wnęk czy otworów. Możliwe jest prowadzenie pomiarów oporów urabiania wyłącznie w płaszczyźnie równoległej do spągu, co nie odpowiada charakterowi pracy ścianowego kombajnu bębnowego.
- DMT opracowany w Deutsche Montan Technologie w Essen (Niemcy) [10] przyrząd który stosuje się głównie w celu lokalizacji strugów węglowych. Zasada pomiaru polega na rejestrowaniu siły skrawania wzorcowym nożem umieszczonym na strugowej głowicy pomiarowej w trakcie wykonywania skrawu o głębokości 2 cm. Dlatego też nie można tej metody stosować przy lokalizacji ścianowych kombajnów bębnowych których charakter pracy jest odmienny.
- IN-SEAM TESTER (USA) [8] który działa na zasadzie tensometrycznego pomiaru sił działających na nóż skrawający. Pomiary prowadzone przy użyciu tego przyrządu są bardzo pracochłonne, wyniki natomiast dość dokładnie oddają nam właściwości urabianej calizny węglowej.
- CERCHAR (Francja) [10]. Jednym z etapów tej metody opracowanej w Ośrodku Cerchar przy współpracy ze Szkołą Górniczą w Paryżu jest pomiar sił skrawania pojedynczym nożem w warunkach laboratoryjnych. Pomiary sił skrawania prowadzono na modelach głowic urabiających w skali 1 : 6, a następnie 1 : 1, a także na obiektach rzeczywistych w kopalniach Zagłębia Lotaryńskiego. Dokonywany był pomiar składowych sił wywieranych na urabianą skałę a mianowicie: składową styczną nazwaną siłą skrawania F_s oraz normalną F_d zwaną siłą docisku. Na podstawie tych pomiarów wyznaczono siłę skrawania która charakteryzuje nam urabialność węgla.
- ZP-1 (Czechy) [1]. Metoda ta polega na pomiarze siły skrawania nożem próbnym w konkretnym miejscu wyrobiska i określenie na tej podstawie podatności węgla na urabianie, który jest reprezentowany przez wskaźnik urabialności B. Charakter pracy urządzenia ZP-1 odpowiada charakterowi pracy struga i dlatego otrzymane wyniki mogą służyć jedynie do lokalizacji strugów. Brak możliwości prowadzenia tym przyrządem skrawów pionowych uniemożliwia stosowanie tej metody przy atestacji ścianowych kombajnów bębnowych.

3. Metody badania urabialności stosowane w polsce

W Polsce, do wyznaczania oporów skrawania służy powszechnie stosowany przyrząd POS-1 [1, 8, 10] konstrukcji CMG „KOMAG" (rys. 1). Wskaźnik urabialności wyznaczony tym przyrządem okre-



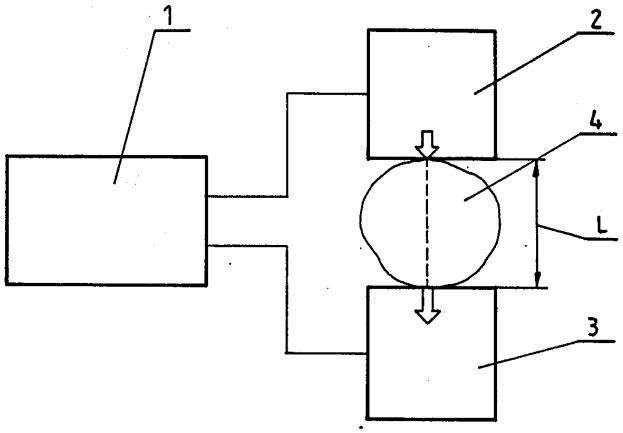
Rys. 1. Przyrząd POS-1 do wyznaczania oporów urabiania

śla się jako stosunek średniej siły skrawania do grubości (głębokości) skrawu i oznacza przez A. Uwzględniając rzeczywisty przekrój skrawu pomiarowego (czyli również kąt bocznego rozkruszenia ψ) wskaźnik ten oznaczamy przez A_ψ [4] – którego wartość wynosi:

$$A_\psi = \frac{P_{śr}}{g\,(1 + \frac{g}{b}\,tg\psi)}\ [\frac{kN}{cm}] \qquad (1)$$

Wyznaczona tym przyrządem wartość wskaźnika A_ψ pozwala sklasyfikować węgle wg. trudności urabiania. Przyrząd ten swoją techniką urabiania odpowiada sposobom pracy noży ścianowych kombajnów bębnowych oraz odwzorowuje sposób pracy narzędzi rzeczywistych instalowanych w głowicach urabiających przy czym główny kierunek i zwrot urabiania jest ten sam. Ponadto przyrząd POS-1 umożliwia wykonywanie skrawów pomiarowych tak w warunkach laboratoryjnych jak i rzeczywistych. Daje możliwość prowadzenia badań dla dowolnego kierunku i zwrotu, możliwość prowadzenia skrawów grubych a także ostrzem o geometrii identycznej

lub zbliżonej do noży instalowanych w głowicach urabiających (promieniowe, styczne, styczne-obrotowe) oraz uwzględnia wszystkie możliwe składowe stanu naprężenia. Drugim dość powszechnie stosowanym w Polsce sposobem określania urabialności węgli jest wyznaczanie wytrzymałości na jednoosiowe (jednokierunkowe) ściskanie. Analiza sposobów wyznaczania R_c (pkt. 2) wykazała, że wyniki mogą się znacznie różnić od siebie w zależności od tego czy próby wykonujemy na próbkach regularnych czy też o dowolnych kształtach.



Rys. 2. Schemat ideowy stanowiska do pomiarów prędkości przechodzenia fali ultradźwiękowej przez próbki skał

W badaniach przeprowadzonych w CMG „KOMAG" [8] zaproponowano w miejsce tradycyjnego sposobu wyznaczenia wartości R_c, wyznaczenie go sposobem ultradźwiękowym. Pomiary przeprowadzono na stanowisku badawczym (rys. 2) zgodnie z Normą Zakładową NZ-OBRTG-21. Czujnik 1 rejestrujący czas przejścia fali połączony jest z parą głowic ultradźwiękowych: nadawczą 2 i odbiorczą 3 za pomocą przewodów koncentrycznych. Głowica nadawcza emituje falę ultradźwiękową o częstotliwości 0,04 MHz, która przechodzi przez badaną próbkę i jest odbierana przez głowicę odbiorczą. Czas przejścia przez badaną próbkę t_p [4] mierzony jest z dokładnością 0,1 s, natomiast droga przejścia L mierzona jest z dokładnością do 0,1 mm w kierunku prostopadłym do uwarstwienia węgla. Prędkość V_L wyznaczona jest z zależności [5, 6]:

$$V_L = \frac{L}{t_p} \left[\frac{m}{s}\right] \qquad (2)$$

Wytrzymałość na ściskanie określa się przyjmując że:

$$R_c = f(\rho, V_L, V_T) \qquad (3)$$

gdzie: ρ – gęstość pozorna próbki [kg/m^3], V_L – prędkość fali podłużnej [m/s], V_T – prędkość fali poprzecznej [m/s].

Uwzględniając, że moduł akustyczny H został zdefiniowany jako iloczyn

$$H = \rho V_L V_T \text{ [MPa]} \qquad (4)$$

i wprowadzając założenie, że stosunek prędkości fali podłużnej do poprzecznej jest wielkością praktycznie stałą (zmieniającą się w niewielkim zakresie), moduł akustyczny a tym samym wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie R_c możemy wg. [5, 6] napisać:

$$R_c = \frac{M}{N - H} \text{ [MPa]} \qquad (5)$$

gdzie: M – stała złożowa [MPa^2], N – stała złożowa [MPa].

4. Kryteria doboru optymalnej metody

W celu określenia właściwości pokładu węglowego w procesie mechanicznego urabiania ścianowymi kombajnami bębnowymi, konieczna jest znajomość takich wielkości jak:
- wskaźnik urabialności,
- kąt bocznego rozkruszenia,
- współczynnik nierówmierności sił skrawania,
- wpływ geometrii i kształtu noża,
- stan naprężenia i odkształcenia w strefie zabioru organu urabiającego.

Metoda określania oporów urabiania calizny węglowej wyrażona za pomocą wskaźnika urabialności musi uwzględniać właściwości pokładu węglowego (opisane w pkt. 2), a także mieć możliwość:
- odwzorowania rzeczywistego charakteru pracy maszyny urabiającej,
- prowadzenia skrawów grubych,
- wykonywania skrawów we wszystkich możliwych stanach naprężenia i odkształcenia,
- prowadzenia skrawów pomiarowych dla dowolnego kierunku i zwrotu urabiania,
- prowadzenia skrawów ostrzem rzeczywistym, lub o geometrii zbliżonej do rzeczywistej w celu pominięcia wpływu geometrii noża na wyniki,
- wykonywania skrawów pomiarowych w warunkach laboratoryjnych oraz „in situ".

Prawidłowo wyznaczony wskaźnik urabialności powinien umożliwić przy zastosowaniu odpowiedniej metodyki obliczeń:
- określenie energochłonności procesu urabiania (a tym samym prognozować moc maszyn urabiających),
- prowadzenie atestacji maszyn.

5. Wybór optymalnej metody

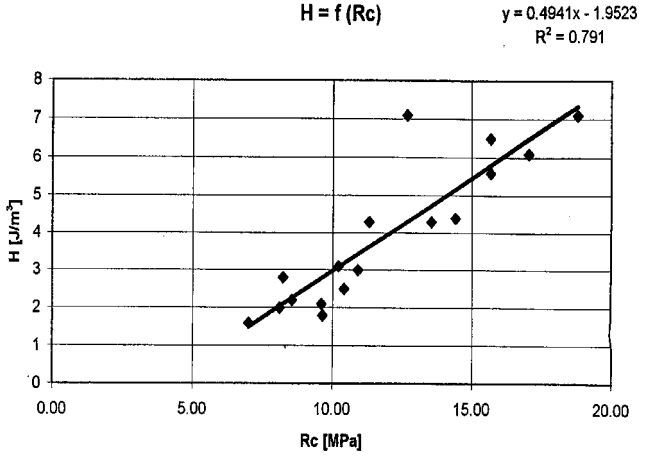
Spośród przedstawionych metod określania oporów urabiania które odzwierciedlają nam właściwości mechaniczne urabianego pokładu węglowego, kryteria które zostały postawione w pkt. 4 spełnia metoda opracowana w CMG „KOMAG" oraz metoda CERCHAR.

Metoda określenia wskaźnika urabialności węgla A_ψ [4] (uwzględniającego rzeczywisty kształt przekroju bruzdy skrawu pomiarowego) za pomocą przyrządu POS-1 jest szeroko opisana w wielu publikacjach między innymi [1, 8, 10]. Metoda ta pomimo pewnych wad (duża pracochłonność wykonywania badań, specjalne przygotowanie próbek, wykonywanie skrawów wyrównawczych) spełnia dobrze swe zadanie, gdyż na podstawie pomiarów oporów urabiania i wyznaczeniu na tej podstawie wartości wskaźnika urabialności A_ψ oraz kąta bocznego rozkruszenia ψ przy użyciu przyrządu POS-1, prawidłowo lokalizowane są maszyny urabiające pracujące na zasadzie skrawania w konkretnych ścianach i uzyskiwanie są bardzo dobre wyniki produkcyjne. Dotyczy to tak ściany urabianej strugiem jak i ściany w której urabiano kombajnem bębnowym [12] osiągając wysokie dobowe wydobycie (w przypadku kombajnu średnio dobowe wydobycie wynosiło ponad 7000 ton/dobę).

Natomiast metoda CERCHAR (zdaniem autora) może służyć do wyznaczania wartości energochłonności procesu urabiania na etapie projektowania maszyn urabiających do konkretnych warunków górniczo-geologicznych po uwzględnieniu pewnych współczynników opisujących i uwzględniających warunki zalegania złóż. Główną zaletą tej metody są uproszczenia oraz prostota obliczeń, a także to, że podstawowe parametry niezbędne do jej wykorzystania są wyzna-

czane przy określaniu wartości opisujących właściwości mechaniczne calizny węglowej (siła skrawania P, kąt bocznego rozkruszenia ψ oraz wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie R_c).

Metodą która pozwala szybko i dokładnie wyznaczyć wartość R_c jest metoda wykorzystująca moduł akustyczny [8] wyznaczony poprzez pomiar prędkości przechodzenia fali ultradźwiękowej przez próbkę, opracowana i stosowana przez CMG „KOMAG". Wyznaczając moduł akustyczny dla danego rodzaju skały można określić wytrzymałość na ściskanie R_c, która wyznaczana jest w formie zależności $H = f(R_c)$ jako zależność liniowa [8] (rys. 3).



Rys. 3. Funkcja regresji $H = f(R_c)$

6. Podsumowanie

Do oceny przydatności maszyn oraz procesów urabiania calizny węglowej przyjęto wskaźniki mające charakteryzować maszyny pod względem użytkowym.

Podstawowym wskaźnikiem opisującym zapotrzebowanie na moc potrzebną do urabiania w konkretnych warunkach górniczo-geologicznych jest energochłonność, definiowana jako stosunek siły (pracy) potrzebnej na odspojenie węgla od calizny do jego objętości.

Energochłonność może być wyznaczona w warunkach rzeczywistych pracy ścianowego kombajnu bębnowego, lub na podstawie obliczeń teoretycznych. Energochłonność która jest wyznaczona w warunkach rzeczywistych uwzględnia wszystkie złożone warunki pracy i jest możliwa do określenia tylko w wyniku pomiarów. Natomiast energochłonność tzw. teoretyczną wyznacza się na podstawie pewnych wskaźników które charakteryzują właściwości urabianej calizny węglowej. Jeżeli wskaźniki na podstawie których określono teoretyczną energochłonność oddają w sposób jak najbardziej zbliżony do rzeczywistego właściwości urabianej calizny oraz charakter pracy maszyny urabiającej, tym dokładniejsze jest prognozowanie zapotrzebowania mocy, by móc efektywnie urabiać (w konkretnych warunkach górniczo-geologicznych).

Wyniki dotychczasowych prac prowadzonych w IMG Politechniki Śląskiej, CMG „KOMAG" oraz na świecie, wykazały celowość wyznaczania energochłonności urabiania jako podstawowego parametru warunkującego poprawny dobór ścianowego kombajnu bębnowego dla konkretnych warunków górniczo-geologicznych (w wyniku którego uzyskamy wysoką wydajność). W celu uzyskania maksymalnej ilości informacji o układzie maszyna–ściana węglowa na energochłonność procesu urabiania, konieczne jest prowadzenie pomiarów poboru mocy z równoczesnym wyznaczaniem wartości określonych parametrów, które nam w sposób jednoznaczny określą właściwości mechaniczne calizny węglowej (opory urabiania reprezentowane przez wskaźnik urabialności A_ψ, kąt bocznego rozkruszenia ψ oraz wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie R_c).

Wyznaczenie wartości energochłonności procesu urabiania ścianowego kombajnu bębnowego w warunkach rzeczywistych oraz określenie współzależności z właściwościami mechanicznymi urabianej calizny węglowej (reprezentowanej przez wskaźnik urabialności A_ψ, kąt bocznego rozkruszenia ψ oraz wytrzymałość na ściskanie R_c) pozwoli na właściwy dobór maszyn do określonych warunków górniczo-geologicznych, a w dalszej kolejności może posłużyć do prognozowania trwałości poszczególnych elementów maszyny i całej maszyny a tym samym uzyskać optymalny efekt ekonomiczny.

W wyniku przeprowadzonej dotąd analizy wydaje się, że na podstawie wskaźników opisujących właściwości mechaniczne calizny węglowej metoda CERCHAR może być stosowana także w Polsce. Parametry niezbędne do zastosowania tej metody w Polsce i tak są wyznaczane: wartość siły skrawania P, kąt bocznego rozkruszenia ψ są wyznaczane za pomocą przyrządu POS-1, natomiast wytrzymałość na ściskanie R_c jest wyznaczana metodą pośrednią z zależności $H = f(R_c)$ (rys. 3).

Wstępne porównania wyników mocy kombajnu otrzymanych z pomiarów dołowych oraz z obliczeń teoretycznych wykonanych za pomocą metodyki CERCHER dały wyraźne rozbieżności. Błąd może wynikać z faktu, że wytrzymałość węgla na ściskanie R_c nie została wyznaczona doświadczalnie lecz została wyznaczona ze wskaźnika Protodiakonowa.

Chcąc stosować do określania energochłonności procesu urabiania metodę CERCHER należy precyzyjnie wyznaczać wielkości które mają wpływ na uzyskane wyniki.

Wytrzymałość na jednokierunkowe ściskanie R_c wyznaczana metodą pośrednią przy pomocy pomiaru prędkości przechodzenia fali ultradźwiękowej jako funkcja modułu akustycznego jest metodą na tyle dokładną, że wartości otrzymane tą metodą można uznać za reprezentatywne. Natomiast wskaźnik urabialności A wyznaczony tą pośrednią metodą jako funkcja $A = f(R_c)$ nie uwzględnia wszystkich tych czynników które mają na jego wartość istotny wpływ (pkt. 2). Ponadto wskaźnik wyznaczony tą metodą nie uwzględnia rzeczywistego przekroju bruzdy skrawu pomiarowego w związku z czym otrzymujemy zawyżone wartości wskaźnika A.

7. Wnioski

1. Na podstawie przeprowadzonej analizy znanych i stosowanych metod i sposobów wyznaczania oporów urabiania, które w sposób jak najbardziej zbliżony do rzeczywistego oddają nam właściwości urabianej calizny węglowej, jednocześnie oddają (w sposób rzeczywisty) charakter pracy ścianowych kombajnów bębnowych jest wskaźnik urabialności A_ψ który uwzględnia rzeczywisty przekrój skrawu pomiarowego. Poprawność otrzymanych tą metodą wyników potwierdzają wyniki produkcyjne uzyskane w konkretnych warunkach górniczo-geologicznych w oparciu o wskaźniki wyznaczane za pomocą przyrządu POS-1 [12].
2. Wytrzymałość na jednokierunkowe ściskanie węgla R_c wyznaczona metodą pośrednią za pomocą modułu akustycznego H (będącego symptomem R_c) w sposób dokładny oddaje tą zależność. Metoda ta pozwala na wyznaczenie wartości R_c na próbkach nieforemnych, co jest dużym udogodnieniem w porównaniu z metodami laboratoryjnymi które charakteryzują się dużą pracochłonnością przygotowania, zwłaszcza próbek foremnych, a tym samym są kosztowne.
3. Zastosowanie metody CERCHAR w celu wyznaczenia potrzebnej mocy ścianowego kombajnu bębnowego jest (zdaniem autora) możliwe do zastosowania w warunkach polskich (wszystkie parametry które są niezbędne aby tą metodę zastosować, są w Polsce wyznaczane).

8. Literatura

[1] BIAŁY W.: *Wpływ stanu naprężenia w strefie zabioru kombajnów ścianowych na urabialność mierzoną wskaźnikiem urabialności A*. Praca doktorska, Politechnika Śląska Gliwice 1982 (Praca niepublikowana).

[2] BIAŁY W.: *Wpływ usytuowania płaszczyzn osłabionej spójności na warunki skrawania oraz energochłonność procesu urabiania*. I Międzynarodowa Konferencja „TECHNIKI URABIANIA 2001" Kraków-Krynica 2001.

[3] BIAŁY W.: *Estimation of the value of energy consumption in the digging process based upon the measurements of cutting power of a single knife*. Międzynarodowa Konferencja "DIAGO 2001" Ostrava 2001 (Czechy).

[4] BIAŁY W.: *Wskaźnik urabialności A_ψ węgla (skał) w funkcji składowej pionowej stanu naprężenia σ_z przy uwzględnieniu kierunku i zwrotu urabiania*. VIII Konferencja Naukowo-Techniczna „Górnictwo surowców skalnych w gospodarce u progu XXI wieku". Górnictwo odkrywkowe z.5 Wrocław 2001.

[5] CHRZAN T.: *Moduł akustyczny – względny wskaźnik energochłonności procesu niszczenia spoistości ośrodka skalnego*. Górnictwo i Geologia. Wrocław 1992.

[6] CHRZAN T.: *Fizyko – techniczne podstawy i opracowanie kompleksowej oceny maszyn górniczych*. Rozprawa habilitacyjna. Instytut Górnictwa. Wrocław – Moskwa 1989.

[7] KLICH A., LOSIAK S., PTAK J.: *Możliwości wpływania na efektywność urabiania węgla kamiennego kształtowaniem ciśnienia eksploatacyjnego*. I Międzynarodowa Konferencja „TECHNIKI URABIANIA 2001", Kraków-Krynica 2001

[8] KOZIEŁ A.: *Przewidywanie energochłonności urabiania na podstawie określenia wybranych parametrów skał*. Praca doktorska, Politechnika Śląska Gliwice 1996 (Praca niepublikowana).

[9] JASZCZUK M.: *Wpływ stanu obciążenia kombajnu ścianowego dużej mocy na możliwość uzyskania wysokiej koncentracji wydobycia*. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej Górnictwo z. 240 Gliwice 1999.

[10] JASZCZUK M.: *Obliczanie parametrów pracy ścianowych maszyn urabiających*. Skrypt uczelniany Politechniki Śląskiej nr 1785 Gliwice 1993.

[11] SIKORA W., SKOCZYŃSKI W.: *Wpływ wzmożonych ciśnień górotworu na urabialność węgli*. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej Górnictwo z.145 Gliwice 1988.

[12] SURMA A.: *Dobór maszyn i technologii urabiania węgli trudnoskrawalnych na bazie doświadczeń ruchowych KWK „Wesoła"*. I Międzynarodowa Konferencja „TECHNIKI URABIANIA 2001" Kraków-Krynica 2001.

Rafał RUSINEK
Jerzy WARMIŃSKI
Kazimierz SZABELSKI
Andrzej TETER
Grzegorz LITAK
Jerzy LIPSKI
Kazimierz ZALESKI

WPŁYW ZMIENNYCH PARAMETRÓW TOCZENIA WZDŁUŻNEGO NA JAKOŚĆ POWIERZCHNI OBROBIONEJ

INFLUENCE OF CHANGEABLE PARAMETERS OF STRAIGHT TURNING ON FINAL SURFACE QUALITY

W artykule został zaprezentowany model toczenia wzdłużnego z nieliniową siłą skrawania i zmiennymi monotonicznie w czasie parametrami. Przeprowadzono analizę wpływu zmiany parametrów na charakter drgań przedmiotu obrabianego. Mogące pojawiać się drgania samowzbudne bezpośrednio warunkują kształt powierzchni finalnej obrobionego materiału.

The model of straight turning process with a nonlinear cutting force and monotonic changeable parameters in time has been analysed in this article. The influence of the variable parameters on the vibrations character of a workpiece has been presented. Self-excited vibrations which can appear are directly answerable for the final quality of the metal surface.

1. Wprowadzenie

Obróbka skrawaniem, a w szczególności proces toczenia jest ciągle podstawową metodą wytwarzania i prawdopodobnie skrawanie z wysoką precyzją będzie się rozwijało przez najbliższe lata. Jak podaje Międzynarodowa Instytucja Badania Procesów Wytwarzania (International Institution for Production Research) połowa zużytej energii w procesach wytwarzania przypada na procesy obróbki skrawaniem [6].

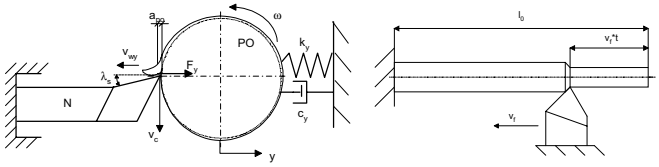
Ciągle również dąży się do obniżenia kosztów produktów. Jedną z metod uzyskania tego celu jest obniżanie masy elementów konstrukcji co z kolei prowadzi do powstania trudności w procesie wytwarzania. Elementy o małej masie posiadają też mniejszą sztywność co utrudnia obróbkę i przyczynia się do powstawania drgań.

Dość szeroko rozpowszechniona jest teoria mówiąca o tym, że zasadnicze znaczenie w procesie odgrywają zjawiska tarciowe. Są one analizowane na podstawie skrawania ortogonalnego, bądź strugania [1, 2, 6]. Innym efektem wpływającym na charakter zjawisk zachodzących w procesach toczenia jest efekt przejścia narzędzia po powierzchni ukształtowanej w poprzednim przejściu narzędzia [5]. Nie bez znaczenia jest również wpływ wymuszeń stochastycznych oddziaływujących na układ skrawający [3, 7].

Chcąc analizować proces toczenia wzdłużnego należy sobie zdawać sprawę ze zmienności parametrów układu. Zmianie w czasie ulegną zarówno sztywność jak i masa układu.

2. Model dynamiczny

Model fizyczny procesu skrawania można w najprostszym przypadku ograniczyć do układu o jednym stopniu swobody. Wybór rozpatrywanego kierunku *y* (kierunek siły odporowej) jest dosyć istotny ze względu na znaczący wpływ tej składowej siły skrawania na jakość powierzchni obrobionej. Proces toczenia jest procesem zmiennym w czasie i dość skomplikowanym. Na zjawiska w nim występujące duży wpływ mają parametry układu, których określenie dostarcza znacznych problemów z uwagi na ich zmienność w czasie. Zmianie ulega zarówno sztywność przedmiotu obrabianego (*PO*) jak i jego masa. O ile wzrost sztywności *PO* w procesie toczenia wzdłużnego został omówiony w pracy [4] to zmniejszanie się masy *PO* nie było do tej pory analizowane. Fizyczny model procesu został przedstawiony na rys. 1.



Rys. 1. Model fizyczny

Przyjęto tutaj następujące oznaczenia:

- PO – przedmiot obrabiany;
- N – narzędzie skrawające;
- ω – prędkość kątowa przedmiotu obrabianego;
- v_c – prędkość skrawania;
- v_{wy} – względna prędkość pomiędzy narzędziem a wiórem;
- F_y – siła odporowa działająca na przedmiot;
- $k_y(t)$ – zastępczy współczynnik sztywności układu;
- c_y – zastępczy współczynnik tłumienia wiskotycznego;
- $m(t)$ – masa zastępcza układu;
- a_{po} – założona głębokość skrawania, uzyskana tylko w procesie statycznym;
- l_o – długość początkowa PO;
- v_f – prędkość ruchu posuwowego;
- λ_s – kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej, w tym przypadku przyjęto λ_s=0.

Zgodnie z drugim prawem Newtona równanie różniczkowe ruchu dla takiego układu możemy zapisać w postaci (1):

$$m(t)\cdot\ddot{y}+k_y(t)\cdot y+c_y\cdot\dot{y}=(F_y-F_{yo})\cdot H(a_p) \qquad (1)$$

Siłę F_y opisano funkcją nieliniową zależną od głębokości skrawania i prędkości względnej zgodnie z równaniem (2a), zaś siłę w procesie statycznym F_{yo} wyraża równanie (2b). Poniższe siły zostały opisane przy pomocy członu Rayleigh'a:

$$F_y = K \cdot a_p^{\rho} \cdot (Sgn[v_{wy}] - a \cdot v_{wy} + b \cdot v_{wy}^{3}) \quad (2a)$$

$$F_{yo} = K \cdot a_{po}^{\rho} \cdot (1 - a \cdot v_c + b \cdot v_c^{3}) \quad (2b)$$

$$a_p = a_{po} - y; \qquad v_{wy} = v_c - \dot{y} \quad (3)$$

K – siła jednostkowa odniesiona do jednostkowej głębokości skrawania;
a_p – aktualna głębokość skrawania;
$H[a_p]$ – funkcja Heaviside'a;
$ń, a, b$ – współczynniki specyficzne dla wybranego procesu.

Wraz z przemieszczaniem się noża zmianie ulega sztywność układu, co jest zgodne z zależnością (4):

$$k_y(t) = \frac{3EI}{(l_0 - v_f \cdot t)^3} \quad (4)$$

Należy o tym pamiętać, że proces skrawania wzdłużnego charakteryzuje się również zmianą masy (5).

$$m(t) = m - \pi \cdot \rho_m \cdot a_{po} \cdot v_f \cdot t \cdot (d - a_{po}) \quad (5)$$

gdzie: d – średnica wałka, ρ_m - gęstość materiału.

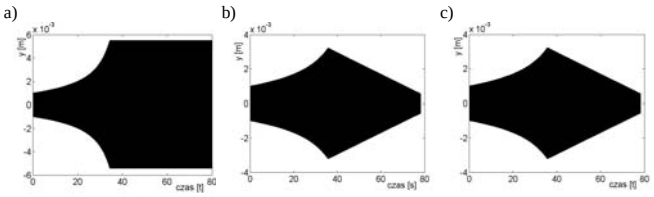
3. Symulacja numeryczna

Opierając się na powyższych rozważaniach przeprowadzono symulację komputerową stosując pakiet Matlab – Simulink, który wykorzystuje procedurę Rungego – Kutty czwartego rzędu. Do analizy zostały użyte parametry układu otrzymane na drodze eksperymentalnej tj. EJ=3360 Nm^2, l_0=0,2 m, ρ_m=7800 kg/m^3, a_{po}=0,0004 m, k_y=1,26 MN/m, K=44000 N/m, m=61 kg, ρ=0,95, v_c=0,785 m/s, v_f=0,0023m/s, a=0,4, b=0,05, c_y=11,6 kg/s, d=0,05 m.

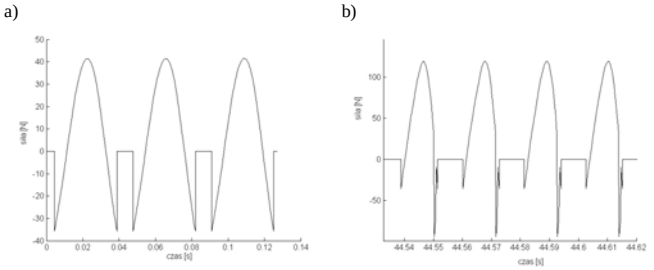
Model skrawania wzdłużnego zakłada, że sztywność PO wzrasta w czasie, a masa maleje. O ile zmiana sztywności jest widoczna to ubytek masy w niewielkim stopniu wpływa na proces. Przebiegi czasowe drgań materiału poddanego obróbce zaprezentowane zostały na rys. 2. Drgania samowzbudne tutaj zaprezentowane są wynikiem nieliniowości występującej w opisie odporowej siły skrawania.

Skutkiem tego może być wyjście noża z przedmiotu toczonego (a_p<0). Sytuacja taka została zobrazowana na rys. 3a. Bardziej skomplikowany scenariusz przewiduje również zmianę kierunku prędkości względnej v_{wy} (rys. 3b).

Nakładanie się czynników związanych z siłą odporową i tarciem może wywoływać drgania typu „chatter" charakteryzujące się dużą amplitudą. Jest rzeczą jasną, że w takiej sytuacji pogorszeniu ulega jakość powierzchni po obróbce.



Rys. 2. Przebiegi czasowe drgań w modelu a) o stałej masie i sztywności, b) zmiennej sztywności i stałej masie, c) zmiennej sztywności i masie



Rys. 3. Charakterystyka siły w czasie

Zmiana masy nie wpływa tutaj zasadniczo na poziom drgań, natomiast zmienia nieznacznie ich częstość.

3. Podsumowanie

Przeprowadzona analiza wykazuje, że wpływ ubytku masy w trakcie skrawania nie ma większego wpływu ani na dynamikę procesu ani na dokładność powierzchni po obróbce. Zwiększa się tylko w minimalnym stopniu częstość drgań. Sztywność natomiast jest tym parametrem, który zmienia charakter wibracji. Pozytywną cechą rosnącej sztywności w czasie jest ograniczenie amplitudy drgań czyli zmniejszenie nierówności powierzchni. Wielu wniosków dostarcza nam przebieg czasowy siły, na którym widoczny jest jej okresowy charakter oraz moment wyjścia noża z przedmiotu obrabianego. Po utracie kontaktu między narzędziem i materiałem, siły sprężystości powodują z powrotem wgłębienie się noża i proces zaczyna się od początku aż do ponownego wyjścia narzędzia z materiału obrabianego. Sytuacja taka występuje przy stosunkowo małej głębokości skrawania. Przy większej głębokości toczenia amplituda drgań nie osiągnie tak dużej wartości aby przekroczyć założoną a_{po}.

Drgania samowzbudne, jakie pojawiają się w tym procesie nie osiągną tak dużej wartości jak przy skrawaniu ortogonalnym ponieważ amplitudę drgań ogranicza rosnąca sztywność.

5. Literatura

[1] Grabec I.: *Chaotic Dynamics of the Cutting Process.* International Journal of Machine Tools & Manufacture. 1998; 28(1):19-32.
[2] Gradisek J., Govekar E., Grabec I.: *Chatter Onset in Non-Regenerative Cutting: A Numerical Stady*. Journal of Sound and Vibration. 2001; 242(5):829-838.
[3] Lipski J., Litak G., Rusinek R., Szabelski K., Teter A., Warmiński J., Zaleski K.: *Modelling of Nonlinear Vibrations in a Cutting Process Considering Surface Quality of Work Material*. 3rd International Symposium Investigation of Nonlinear Dynamics Effects in Production Systems; Cottbus. 2000.
[4] Rusinek R., Warmiński J., Szabelski K., Teter A., Litak G., Lipski J., Zaleski K.: *Dynamical Model of Cutting Process with Stiffness Changeable in Time*. Dynamics and Control of Mechanical Processing; Budapest. 2001, ISBN: 963 420 673 5.
[5] Warmiński J., Litak G., Lipski J., Wiercigroch M., Cartmell M. P.: *Chaotic Vibrations in Regenerative Cutting Process*. IUTAM / IFToMM Symposium on Synthesis of Nonlinear Dynamical Systems: Kluwer Academic Publishers; 2000.
[6] Wiercigroch M., Budak E.: *Sources of Nonlinearities, Chatter Generation and Suppresion in Metal Cutting*. Phil. Trans. The Royal Society. 2001; 359:663-693.
[7] Wiercigroch M., Cheng A., H-D.: *Chaotic and Stochastic Dynamics of Orthogonal Metal Cutting*. Chaos Solitons and Fractals. 1997; 9(4):715-726.

****

Niniejszą pracę wykonano w ramach realizacji Projektu Badawczego nr 126/E-361/SPUB/COST/T-7/DZ42/99 finansowanego przez Komitet Badań Naukowych

****

Marta SŁOWIK
Ewa BŁAZIK-BOROWA

WPŁYW DOBORU PRĘTÓW ZBROJENIOWYCH NA ROZKŁAD NAPRĘŻEŃ W ELEMENCIE BETONOWYM

THE INFLUENCE OF THE CHOICE OF REINFORCEMENT'S BARS ON STRESS DISTRIBUCTION IN CONCRETE ELEMENT

W elementach żelbetowych przyczepność w dużym stopniu decyduje o rozkładzie naprężeń w stali i betonie po zarysowaniu. Wyniki badań wskazują, że może mieć ona wpływ również na pracę elementów przed zarysowaniem. W celu szerszego rozpoznania wpływu doboru zbrojenia (średnicy i rozstawu prętów) na rozkład naprężeń w betonie przed zarysowaniem wykonano obliczenia numeryczne, które przedstawiono w artykule.

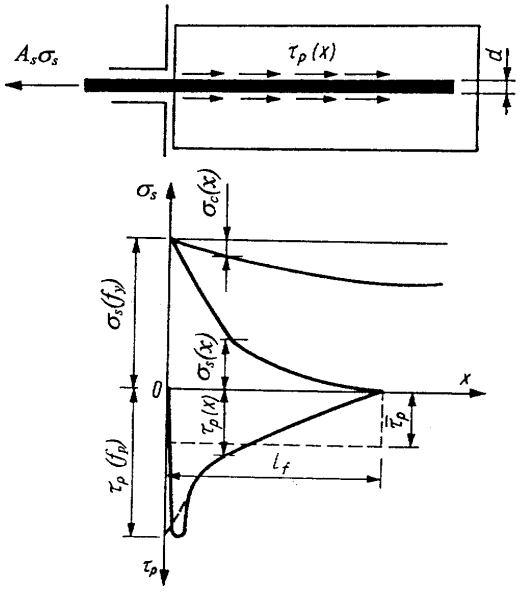
The bond determines stress distribution in steel and concrete after cracking. Based on experimental data concerning slightly reinforced concrete beams, it seems that it may also influences element's work before cracking. In the paper the results of numerical calculations, which have been done to explain how the choice of reinforcement (diameter and distance of steel bars) influences stress distribution in concrete before cracking are presented.

1. Wprowadzenie

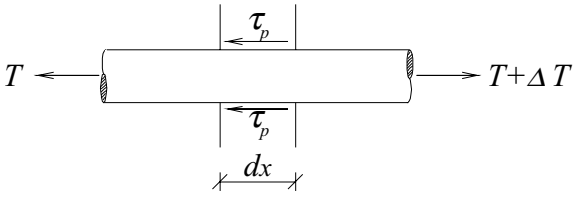
Przyczepność jest głównym czynnikiem warunkującym współpracę betonu i stali. Na mechanizm przyczepności głównie mają wpływ: a) chemiczne wiązanie obu materiałów, b) adhezja, c) wzajemne zazębianie obu materiałów. Skurcz ma korzystny wpływ na przyczepność, gdyż wywołuje koncentryczny ucisk pręta w betonie. Na rysunku 1 pokazano ideowy wykres rozkładu naprężeń przyczepności między betonem i stalą $\tau_p(x)$ oraz naprężeń $\sigma_s(x)$ w wyciąganym pręcie o średnicy d.

Funkcja opisująca rozkład naprężeń przyczepności nie jest, jak dotąd dokładnie znana. Również nie ma jednoznacznie określonych granicznych naprężeń przyczepności $\tau_{p,max}=f_p$. W związku z tym operuje się często średnią wartością naprężeń przyczepności $\bar{\tau}_p$.

Naprężenia styczne (przyczepność między stalą i betonem) powodują zmianę naprężeń w zabetonowanym pręcie a naprężenia przyczepności są tym większe, im szybszy jest wzrost siły wyciągającej T. Natomiast zwiększenie obwodu pręta u obniża naprężenia przyczepności (rys. 2).



Rys. 1. Rozkład naprężeń przyczepności między betonem i stalą $\tau_p(x)$ *oraz naprężeń w wyciąganym pręcie* $\sigma_s(x)$



Rys. 2. Schemat obciążenia pręta stalowego

Znając rozkład naprężeń przyczepności, siłę T można wyznaczyć ze wzoru (1)

$$T = u\int_0^{l_f}\tau_p dx \tag{1}$$

W zagadnieniach praktycznych istotna jest długość zakotwienia l_f niezbędna ze względu na maksymalną siłę, która może wystąpić w pręcie przy osiągnięciu granicy plastyczności stali f_y. Przyjmując, że zerwanie przyczepności następuje, gdy naprężenia w betonie osiągną średnią wytrzymałość betonu na rozciąganie $\bar{\tau}_p = f_{ctm}$, otrzymujemy:

$$\frac{A_s}{u} = \frac{\frac{\pi d^2}{4}}{\pi d} = \frac{d}{4} \tag{2}$$

$$l_f = \frac{A_s f_y}{u f_{ctm}} = \frac{d}{4}\frac{f_y}{f_{ctm}} \tag{3}$$

Iloraz przekroju pręta do jego obwodu maleje wraz ze średnicą, co wskazuje na korzystniejsze, z punktu widzenia przyczepności warunki pracy prętów o małej średnicy.

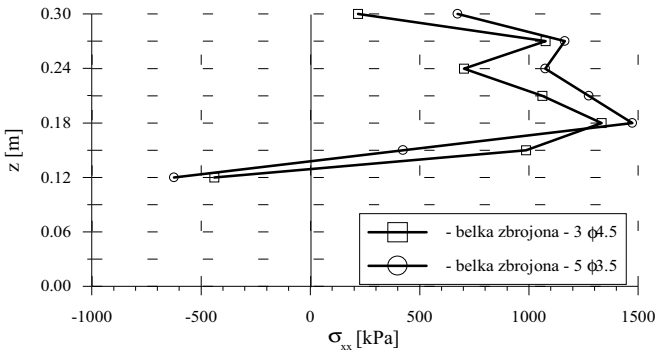
Wyprowadzone zależności zostały oparte jednak na dużych uproszczeniach. Operowanie średnimi naprężeniami przyczepności jest już dużym uproszczeniem, a dodatkowo dochodzi założenie, że $\bar{\tau}_p = f_{ctm}$, którego poprawność też jest problematyczna.

Uznany jest pogląd, że przyczepność decyduje o rozkładzie naprężeń w stali i betonie wzdłuż pręta po zarysowaniu. Jest wiele prac, w których analizowany jest wpływ przyczepności na szerokość roz-

warcia i rozstaw rys w elementach żelbetowych, np.[1] do [9]. Badacze podkreślają, że na szerokość rozwarcia rys w istotny sposób wpływa średnica prętów zbrojeniowych.

Badania doświadczalne i analizy numeryczne dotyczące zginanych elementów słabo zbrojonych, przeprowadzone na WIBiS Politechniki Lubelskiej [10], [11] wykazały, że dobór prętów zbrojeniowych może mieć wpływ na pracę tych elementów również przed zarysowaniem, w tym także na ich rysoodporność.

Badania doświadczalne przeprowadzono na belkach zginanych o wymiarach przekroju 150× 300mm i długości 3m. Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono wzrost rysoodporności belek słabo zbrojonych w zależności od zastosowanego zbrojenia. Wzrost ten jest proporcjonalny do przekroju zbrojenia oraz nie bez znaczenia jest dobór prętów zbrojeniowych. Obliczenia numeryczne, w których zamodelowano belki o wymiarach zgodnych z belkami badawczymi, potwierdziły to spostrzeżenie. Porównano wyniki obliczeń dotyczących dwóch belek, w których przekrój zastosowanego zbrojenia był taki sam a różnica polegała na doborze prętów zbrojeniowych: 3ϕ4.5mm lub 5ϕ3.5mm. Otrzymano większą rysoodporność belki, w której zastosowano większą ilość prętów o mniejszej średnicy. Na rys. 3 zestawiono rozkłady naprężeń na wysokości belki w strefie rozciąganej w przekroju przez zamodelowaną rysę w dwóch obliczanych belkach przy takim samym obciążeniu. Na ich podstawie stwierdzono, że dobór prętów zbrojeniowych wpłynął na przebieg zarysowania. W belce o zbrojeniu 5ϕ3.5mm nastąpił mniejszy spadek naprężeń, co świadczyć może, że zarysowanie przebiega wolniej niż w belce o zbrojeniu 3ϕ4.5mm.



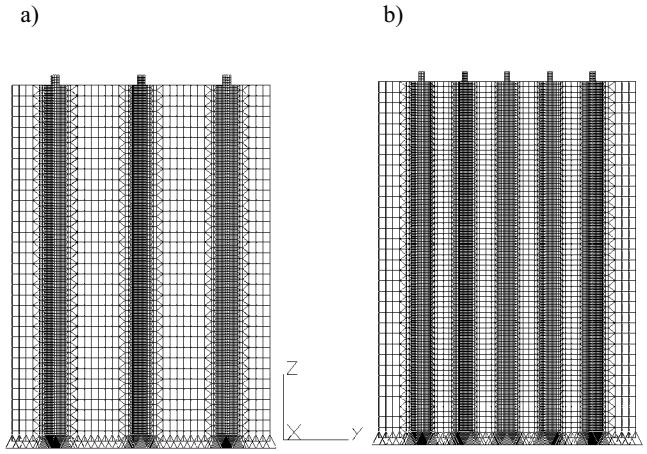
Rys. 3. Porównanie rozkładu naprężeń w strefie rozciąganej w belkach ze zbrojeniem 3ϕ4.5 i 5ϕ3.5 w tym samym etapie obciążenia

W celu dokładniejszego wyjaśnienia stwierdzonego doświadczalnie wpływu doboru zbrojenia na rysoodporność elementów z betonu zbrojonego wykonano dodatkowe obliczenia numeryczne. Na podstawie uzyskanych wyników przeprowadzono analizę wpływu doboru zbrojenia (średnicy i rozstawu prętów zbrojeniowych) na rozkład naprężeń w betonie przed zarysowaniem ze szczególnym uwzględnieniem rozkładu naprężeń przyczepności.

2. Obliczenia numeryczne

2.1. Model obliczeniowy

W obliczeniach numerycznych użyto dwa rodzaje elementów betonowych zbrojonych, różniących się doborem prętów zbrojeniowych. W pierwszym elemencie zastosowano 3 pręty o średnicy ϕ4.5mm a w drugim 5 prętów o średnicy ϕ3mm. Wymiary elementów wynoszą : szerokość 150mm, wysokość 204mm. Odległości między prętami w I-szym elemencie wynoszą 44mm a w II-gim elemencie 22mm, natomiast otulina w obu prętach była taka sama –24mm. Na rysunku 4 pokazano schematy statyczne obu elementów i przyjęte siatki elementów skończonych.



Rys. 4. Schemat statyczny elementu a) z trzema prętami ϕ4,5mm, b) zpięcioma prętami ϕ3mm

By możliwa była analiza naprężeń w elementach w stanie czystego rozciągania przyjęto w obliczeniach płaski stan naprężenia. Warunek osiągnięcia stanu granicznego w przypadku stali sprawdzono wg hipotezy Misesa-Hubera:

$$\frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1-\sigma_2)^2+\sigma_1^2+\sigma_2^2}=f_y$$

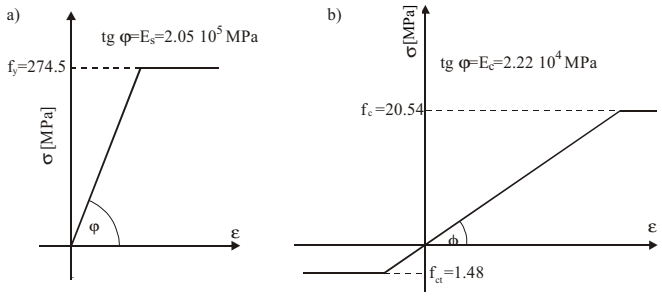
a w przypadku betonu według hipotezy Druckera-Pragera:

$$\alpha(\sigma_1+\sigma_2)+\frac{1}{\sqrt{6}}\left((\sigma_1-\sigma_2)^2+\sigma_1^2+\sigma_2^2\right)\geq\kappa$$

$$\alpha=\frac{2\sin\varphi}{\sqrt{3}(3-\sin\varphi)}=0{,}50\ ;\quad \kappa=\frac{6c\cos\varphi}{\sqrt{3}(3-\sin\varphi)}=1{,}59MPa$$

gdzie: ϕ = 65°- kat tarcia wewnętrznego; *c* = 2.278 Mpa - kohezja.

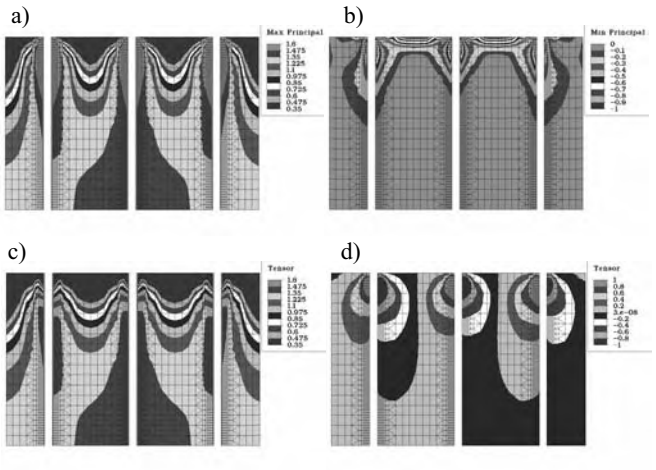
Obliczenia wykonano przy użyciu modułu APAK0 programu ALGOR z uwzględnieniem nieliniowych charakterystyk materiałów. Charakterystyki stali i betonu pokazano na rys. 5. Wielkości parametrów wytrzymałościowych stali i betonu przyjęto o takich wartościach, jakie otrzymano w badaniach doświadczalnych.



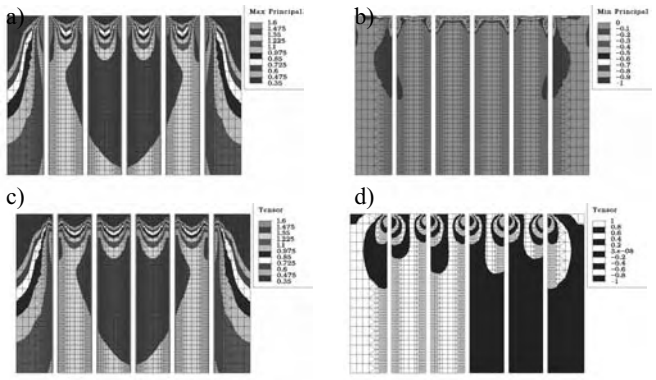
Rys. 5. Charakterystyki materiałowe: a) stali, b) betonu

2.2. Wyniki obliczeń

W wyniku obliczeń uzyskano między innymi rozkłady naprężeń głównych, normalnych σ_{zz} i stycznych τ_{zy} w kolejnych etapach obciążenia. Przykładana siła wypadkowa zmieniała się od 0 do 600N. W artykule zaprezentowano uzyskane rozkłady naprężeń w etapie przed osiągnięciem stanu granicznego przy sile *P*=351N. Na rys. 6 przedstawiono rozkłady naprężeń w elemencie zbrojonym 3-ma prętami ϕ4.5mm, a na rys. 7 w elemencie zbrojonym 5-ma prętami ϕ3mm.



Rys. 6. Rozkład naprężeń a) maksymalnych, b) minimalnych, c) normalnych, d) stycznych w elemencie z 3-ma prętami



Rys. 7. Rozkład naprężeń a) maksymalnych, b) minimalnych, c) normalnych, d) stycznych w elemencie z 5-ma prętami

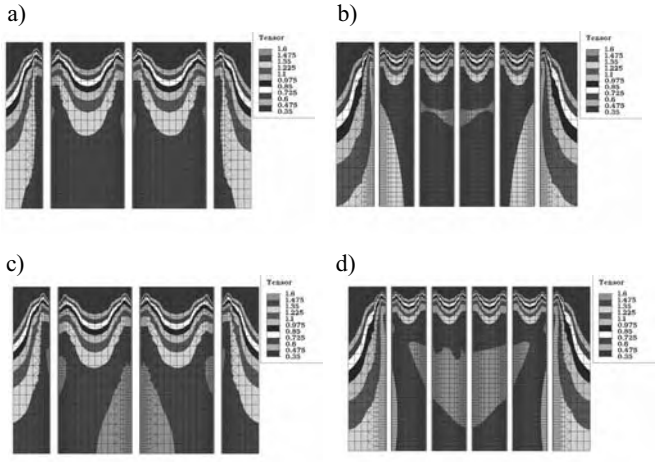
Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że wcześniej powstanie zarysowanie w elemencie niż utrata przyczepności między betonem a stalą, gdyż naprężenia normalne zostały przekroczone przy jeszcze nie osiągniętych granicznych naprężeniach stycznych. Rozkład naprężeń stycznych można utożsamiać z rozkładem naprężeń przyczepności. W etapie obciążenia, poprzedzającym zarysowanie betonu (przekroczenie stanu granicznego, gdy $\sigma_{max}=f_{ctm}$=1.48MPa), naprężenia styczne nie przekraczają jeszcze 1MPa. Rozkład naprężeń stycznych inaczej przedstawia się w obszarze między prętami niż w otulinie prętów. Można zauważyć, że zasięg naprężeń stycznych jest większy w elemencie o zbrojeniu 3ϕ4.5mm niż w elemencie, w którym przyjęto większą liczbę prętów 5ϕ3mm.

Widoczne są również różnice w rozkładach naprężeń normalnych i maksymalnych w analizowanych elementach w zależności od przyjęcia prętów zbrojeniowych.

Miejsce i moment pojawienia się granicznych naprężeń normalnych nie różni się w obu rozpatrywanych elementach. W belce 3ϕ4.5 i w belce5ϕ3mm występuje on przy sile *P*=366N w odległości 48.0mm od skraju elementu.

Inaczej przebiega uplastycznienie betonu w obu elementach. Na rys. 8 porównano rozkłady naprężeń normalnych w etapie po osiągnięciu stanu granicznego przy sile *P*=366N i przy *P*=380N.

Naprężenia graniczne w obu belkach pojawiają się przy siłach o wartościach zbliżonych, ale przebieg uplastycznienia w belce 5ϕ3mm jest wolniejszy niż w belce 3ϕ4.5mm, co pokazano na rys.8.



Rys. 8. Wykres naprężeń normalnych w obu typach elementu w etapie po przekroczeniu stanu granicznego: a) i b) przy P=*366N; c) i d) przy* P=*380N.*

3. Podsumowanie

W artykule porównano, uzyskane w wyniku obliczeń numerycznych, rozkłady naprężeń głównych maksymalnych i minimalnych oraz naprężeń normalnych i stycznych w dwóch elementach zbrojonych, różniących się doborem prętów zbrojeniowych. Celem tego porównanie była ocena wpływu doboru zbrojenia na przebieg zarysowania i rysoodporność elementów żelbetowych. Obliczenia wykonano by dokładniej prześledzić proces powstawania rys i rozkład naprężeń przyczepności w analizowanych elementach z betonu w zależności od przyjętej średnicy betonu.

Na podstawie obliczeń stwierdzono, że zarysowanie zostało zainicjowane w obu elementach przy tym samym obciążeniu. Zatem przeprowadzone obliczenia nie potwierdziły wpływu średnicy prętów na rysoodporność elementów zbrojonych. Takie wnioski wysunięto na podstawie wcześniej wykonanych badań doświadczalnych i obliczeń numerycznych.

Obliczenia przedstawione w artykule wykonano przy użyciu prostego modelu w płaskim stanie naprężenia. W związku z tym wyniki obliczeń należy odpowiednio interpretować. Dobór prętów uwarunkowany jest dwoma zależnymi od siebie czynnikami, a mianowicie dobór mniejszej średnicy zbrojenia przy zachowaniu takiego samego sumarycznego przekroju zbrojenia w przekroju belki, to jednocześnie mniejsze odległości między prętami. Zatem w obliczeniach, przy dobranym płaskim modelu elementu, należy analizować wpływ rozstawu prętów a nie ich średnicy na rozkłady naprężeń.

Porównując uzyskane rozkłady naprężeń stwierdzono różnice w ich przebiegu w zależności od dobranego zbrojenia. Im mniejsze odległości między prętami tym obszar występowania największych wartości naprężeń jest mniejszy. Zwraca uwagę fakt, że naprężenia rozkładają się inaczej w betonie między prętami niż w betonie otulającym pręty. Największa koncentracja naprężeń maksymalnych i nor-

malnych ma miejsce wokół prętów środkowych. Od prętów środkowych rozpoczyna się również uplastycznienie betonu i stąd, jak należy się spodziewać, rozpocznie się propagacja rysy.

Wykonane obliczenia wskazują, że dobór prętów zbrojeniowych ma wpływ na rozkład naprężeń stycznych i normalnych w betonie przed zarysowaniem. Nie stwierdzono jednak by miał on wpływ na wartość obciążenia, przy którym rozpoczyna się proces uplastycznienia betonu. Należy zaznaczyć, że obliczenia były przeprowadzone na prostym modelu przy przyjęciu, że beton jest materiałem sprężysto-plastycznym. W rzeczywistości beton rozciągany charakteryzuje się osłabieniem w zakresie pokrytycznym i tak został on przyjęty w zamodelowanym paśmie mikrorys we wcześniejszych obliczeniach (rys. 3). Stąd mogą wynikać różnice w wynikach obliczeń, jak również z faktu, iż przedstawione w artykule obliczenia przeprowadzono na elemencie płaskim poddanym rozciąganiu, a wcześniejsze wykonano na zamodelowanej belce trójwymiarowej.

Przeprowadzone obliczenia zostały potraktowane jako pilotujące. Przewiduje się wykonanie dalszych obliczeń uwzględniających specyficzne zachowanie betonu w strefie przyczepności do stali i dokładniejsze trójwymiarowe zamodelowanie elementu.

4. Literatura

[1] Balazs L. G.: *Fatigue of Bond*. ACI Materials Journal 1991, *620-629.*

[2] Goszczyński S.: *Zarysowanie belek żelbetowych*. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej. Seria Budownictwo, z. 69 Gliwice 1990, *29-47*.

[3] Goszczyński S., Włodarczyk M.: *Wpływ średnicy zbrojenia na wielkość odcinka utraty przyczepności*. XLVII Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB, Krynica 2001, *83-89*.

[4] Goto Y.: *Cracks Formed in Concrete Around Deformed Tension Bars*. Proc. of the ACI Vol. 68 No 4 April 1971.

[5] Mianowski K.: *Nowa metoda analizy przyczepności i rys w żelbecie*. Praca naukowo badawcza nr 141/90, ITB, Warszawa 1990.

[6] Pochanart S., Harmon T.: *Bond-Slip Model for Generalized Excitations Including Fatigue.* ACI Materials Journal 1989, *465-474*.

[7] Pędziwiatr J.: T*he New Model for Cracking Analysis of Tension Reinforced concrete Members Based on the Bond-Slip Relationships*. Archives of Civil Engineering. Vol. XLII. PWN 1996.

[8] Pędziwiatr J.: *Jak analizować zarysowanie elementów żelbetowych na bazie związków przyczepności*. XXXIX Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB, Krynica 1993, *185-192.*

[9] Tassions T. P., Koroneos E. G.: *Local Bond-Slip Relationships by Means of the Moire Method.* ACI Journal 1984, *27-34.*

[10] Słowik M.: *Analiza nośności elementów z betonu słabo zbrojonego z uwzględnieniem stanów granicznych użytkowania*, Rozprawa doktorska, WIBiS Politechnika Lubelska 2000.

[11] Słowik M., Błazik-Borowa E.: *Analiza procesu pękania betonu w zginanych elementach betonowych i słabo zbrojonych*, Zagadnienia mechaniki pękania i skrawania materiałów, Lubelskie Towarzystwo Naukowe, Lublin 1998, *97-110*.

Jerzy PODGÓRSKI

WPŁYW WARUNKU STANU GRANICZNEGO NA KIERUNEK PROPAGACJI RYSY W MATERIALE SPRĘŻYSTO-KRUCHYM

INFLUENCE OF THE LIMIT STATE CRITERION ON DIRECTION OF THE CRACK PROPAGATION IN THE ELASTIC-BRITTLE MATERIAL

W pracy analizowany jest wpływ kilku typów warunków zniszczenia na kierunek i kształt szczeliny powstałej w materiale sprężysto-kruchym w wyniku działania obciążenia ścinającego i rozciągającego. Zastosowano Metodę Elementów Skończonych w analizie naprężeń, oraz metodę traconych elementów do modelowania propagacji szczeliny. Analizowanymi warunkami są warunki Hubera-Misesa, Druckera-Pragera oraz kryterium PJ[1], których użyto do opisu materiału o charakterystyce zbliżonej do betonu.

Influence of three different types of the failure conditions on the shape and direction of the crack propagation in the elastic-brittle material is presented. Finite Elements Method and death element procedure is used to modeling and analysis of the crack propagation. Huber-Mises, Drucker-Prager and author (PJ) failure criterion [1] are applied to the concrete-like material.

1. Wstęp

Problem powstawania i propagacji szczelin w materiałach kruchych, ze względu na duże znaczenie praktyczne, analizowany był różnymi metodami przez wielu badaczy w ostatnim dwudziestoleciu. Stosowane były zarówno metody analityczne jak też numeryczne w tym Metoda Elementów Skończonych (MES) oraz Metoda Elementów Brzegowych. Zgodność wyników analizy z eksperymentem, jaką można uzyskać przy zastosowaniu MES oraz łatwość modelowania złożonych problemów brzegowych przyczyniła się do popularności tej metody zarówno wśród badaczy jak i inżynierów zajmujących się praktycznym projektowaniem.

Kształt i gęstość siatki elementów skończonych stosowanych w analizie propagacji szczelin ma znaczny wpływ na jakość rozwiązania jak i na otrzymywane z obliczeń wartości obciążeń krytycznych. W precyzyjnych analizach stosuje się zmienną gęstość siatki wraz z prognozowaniem kierunku propagacji szczeliny, co znacznie utrudnia i komplikuje obliczenia. Metoda ze zmienną siatką stosowana była z powodzeniem w analizie szczeliny powstającej w czasie skrawania skał, które były przedmiotem wcześniejszych prac [2, 3] z udziałem autora. Istnieje też prosta, bardzo wydajna metoda analizy szczelin polegająca na usuwaniu w każdym kroku obliczeń jednego elementu, w którym obserwujemy największą wartość wytężenia. Metoda ta nosi nazwę metody elementów traconych. Metodą tą analizowano propagację szczeliny w ścinanej próbce CT w pracy Niezgodzińskiego, Kubika i Młotkowskiego [4]. Wadą tej metody jest wymóg użycia w obliczeniach modelu MES ze znacznie gęstszą siatką elementów niż w metodach ze zmienną siatką.

W prezentowanej pracy zastosowano metodę traconych elementów w analizie zadania o charakterze zbliżonym do zagadnień występujących w mechanice skrawania skał oraz w mechanice betonu. Przedmiotem analizy jest wpływ warunku stanu granicznego na kierunek propagacji rysy oraz wartości obciążeń krytycznych wywołujących propagację szczeliny.

2. Warunki stanu granicznego

Do analizy wybrano trzy warunki stanu granicznego:

- warunek *PJ*, zaproponowany przez autora [1] , który zakłada zależność wytężenia materiału od trzech niezmienników tensora naprężenia,
- warunek Druckera-Pragera, w którym wytężenie zależy od dwóch niezmienników (I_1, J_2) tensora naprężenia,
- warunek Hubera-Misesa, w którym miarą wytężenia jest wartość drugiego niezmiennika (J_2), dewiatora naprężenia.

2.1. Warunek *PJ*

Warunek *PJ* został zaproponowany w formie wyrażającej zależność trzech alternatywnych niezmienników ($\acute{o}_0$, $\hat{o}_0$, J) tensora naprężenia:

$$\sigma_0 - C_0 + C_1 P(J)\tau_0 + C_2\tau_0^2 = 0 \qquad (1)$$

gdzie: $P(J) = \cos\left(\frac{1}{3}\arccos(\alpha J) - \beta\right)$

jest funkcją określającą kształt przekroju powierzchni granicznej,

$$\sigma_0 = \tfrac{1}{3} I_1, \quad \tau_0 = \sqrt{\tfrac{2}{3} J_2}, \quad J = \frac{3\sqrt{3}\, J_3}{2\, J_2^{3/2}}$$

I_1 - jest pierwszym niezmiennikiem tensora naprężenia, J_2, J_3 - niezmiennikami dewiatora naprężenia, α, β, C_0, C_1, C_2 - stałymi zależnymi od materiału.

Szczególnymi przypadkami warunku (1) są klasyczne kryteria Hubera-Misesa, Tresca'i, Coulomba-Mohra, Druckera-Pragera oraz inne [5].

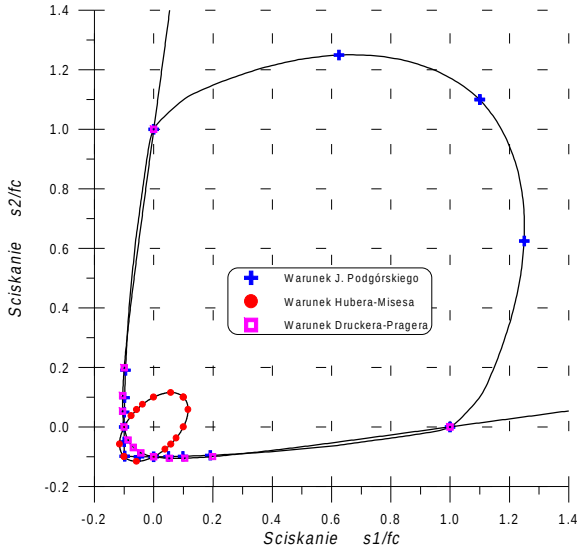
Stałe występujące w równaniu (1) określić można na podstawie takich cech materiału jak wytrzymałość na ściskanie f_c, wytrzymałość na rozciąganie f_t w jednoosiowych stanach naprężenia, wytrzymałość na ściskanie f_{cc} oraz f_{0c} w płaskim stanie naprężenia przy σ_1/σ_2 równym odpowiednio 1/1 oraz 2/1. Piątą wartością niezbędną do wyznaczenia stałych może być wytrzymałość na rozciąganie w stanie trójosiowym $\sigma_1/\sigma_2/\sigma_3$ =1/1/1, f_{vt}, którą zgodnie z hipotezą R. M. Haythornthwaite'a (tension cutoff) przyjmujemy równą f_t. Materiał o właściwościach zbliżonych do betonu można opisać przyjmując stałe f_{cc}=1,1 f_c , f_{0c}=1,25 f_c .

2.2. Warunek Druckera – Pragera

Korzystając z oznaczeń zastosowanych w równaniu (1) warunek Druckera – Pragera zapiszemy następująco:

$$\sigma_0 - C_0 + C_1\tau_0 = 0 \qquad (2)$$

Dwie stałe występujące w tym równaniu wyliczamy na podstawie zadanych wartości f_t oraz f_c.



Rys. 1. Krzywe graniczne w płaskim stanie naprężenia

2.3. Warunek Hubera – Misesa

Kryterium zaproponowane przez T. Hubera i R. von Misesa można również otrzymać przez uproszczenie równania (1):

$$\tau_0 - C_0 = 0 \tag{3}$$

Stałą C_0, dobierzemy tak, aby materiał wykazywał zgodną z eksperymentem wytrzymałość na rozciąganie, f_t.

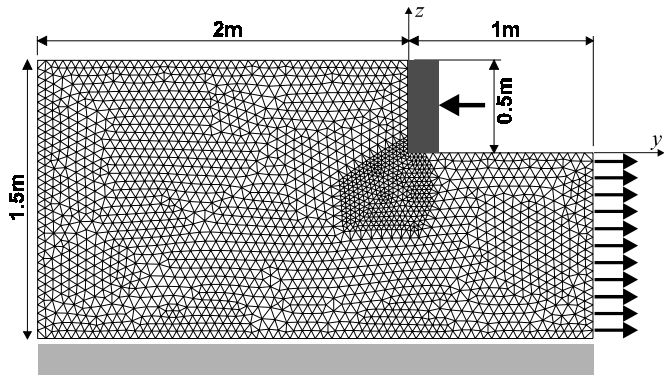
Krzywe graniczne w płaskim stanie naprężenia wyznaczone na podstawie (1) dla wymienionych warunków pokazano na rys. 1.

3. Parametry modelu i metoda analizy

Parametry geometryczne modelu, który będzie przedmiotem analizy podane zostały na rys. 2. Charakterystyki materiałowe odpowiadają betonowi o wytrzymałości na ściskanie f_c=20MPa, f_{cc}=22MPa, f_{0c}=25MPa, oraz wytrzymałości na rozciąganie f_t=2MPa. Moduł Younga E=32.4GPa, współczynnik Poissona ν=0,167.

Przyjęto następujące warunki brzegowe:

$z = -1 \quad \rightarrow \quad u_z = 0,$
$y = 0 \quad \rightarrow \quad u_y = 0,$
$y = 1 \quad \rightarrow \quad \sigma_y = p,$



Rys. 2. Parametry geometryczne modelu. Siatka 2079 węzłów

gdzie p oznacza stałe naprężenia rozciągając. Pozostałe brzegi są wolne od naprężeń.

Przyjęto następującą procedurę analizy procesu pękania:

1. wyznaczenie naprężeń od jednostkowego obciążenia *p;*
2. wyszukanie elementu modelu, w którym wartość wytężenia wg przyjętego kryterium osiąga wartość największą;
3. wyznaczenie wartości obciążenia *p*, przy której spełnione wytężenie w wybranym elemencie osiąga wartość krytyczną;
4. usunięcie wybranego elementu.

Po zakończeniu tego cyklu następuje powrót do etapu 1. Analizę przerywa się po przebiegu zadanej liczby kroków lub w przypadku zniszczenia modelu. Zarejestrowane wartości obciążenia krytycznego wraz z przemieszczeniem wybranego punktu modelu zapisywane są do dalszej analizy.

Obliczenia przeprowadzono przy użyciu modułu SSAP0 systemu Algor oraz własnego oprogramowania, którego zadaniem było sprawdzanie wytężenia, usuwanie „zniszczonych" elementów rejestracja wartości obciążeń krytycznych.

4. Analiza propagacji rys

Z wielu analiz propagacji rysy przy zmieniających się kryteriach zniszczenia oraz różnych gęstościach siatek elementów zaprezentowane zostaną cztery wybrane przykłady:

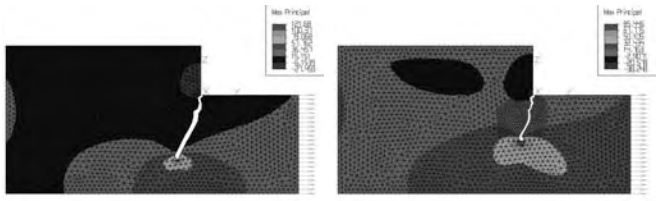
- kryterium *PJ*, siatka 1844 węzłów,
- kryterium *PJ*, siatka 2079 węzłów,
- kryterium Druckera-Pragera, siatka 2079 węzłów,
- kryterium Hubera-Misesa, siatka 2079 węzłów.

Wyniki analiz w postaci map naprężeń na siatkach z usuniętymi w trakcie obliczeń elementami przedstawiają rysunki: 3, 4. Wykresy ukazane na rysunkach 5, 6 obrazują zmianę obciążenia krytycznego w trakcie propagacji rysy.

Na osiach tych występują bezwymiarowe wartości obciążeń i przemieszczeń odniesione do wartości umownych P_0, U_0 określonych następująco:

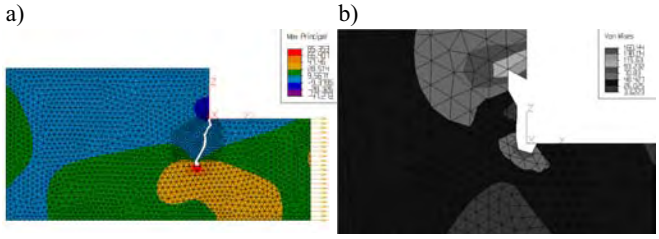
$P_0 = f_t\,1\text{m}^2$ – jest nominalną wytrzymałością na rozciąganie modelu,
$U_0 = 1\text{m}\ \ f_t / \text{E}$– jest umownym przemieszczeniem brzegu obciążonego.

a) b)



Rys. 3. Kształt rysy oraz maksymalne naprężenia główne, kryterium PJ*, a - model 1849 węzłów, 30 krok obliczeń, b – model 2079 węzłów, 35 krok obliczeń,*

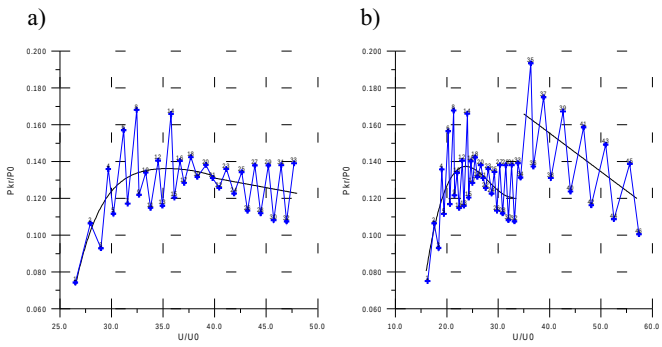
a) b)



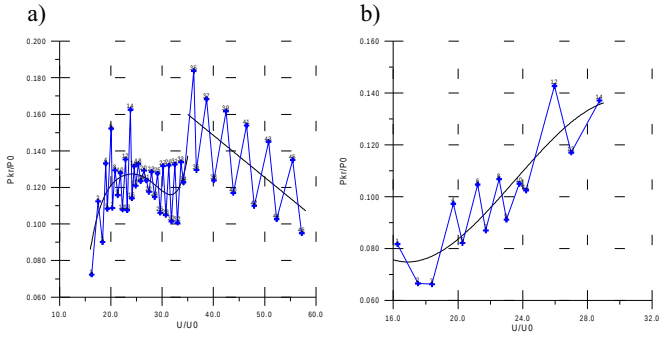
Rys. 4. Kształt rysy oraz naprężenia, model 2079 węzłów, a –kryterium Druckera-Pragera, 35krok obliczeń, maksymalne naprężenia główne, b – kryterium Hubera-Misesa, 15 krok obliczeń, naprężenia zredukowane

Porównując prezentowane wyniki obliczeń można stwierdzić, że zarówno kształt rysy jak i wartości obciążeń krytycznych obserwowane w przypadku kryterium *JP* oraz Druckera-Pragera są bardzo zbliżone. Jest to wynikiem porównywalnych oszacowań obciążeń krytycznych w obszarze naprężeń ścinających (por. rys. 1). Kryterium Hubera-Misea daje wyniki znacznie różniące się od dwóch pozostałych. Kształt strefy zniszczenia (rys. 4) jest wynikiem przekroczenia dopuszczalnych wytężeń w obszarze naprężeń ściskających, gdzie dwa pozostałe kryteria wykazują duże zapasy wartości dopuszczalnych.

Krytyczne wartości obciążeń są wyraźnie zależne od gęstości i przebiegu siatki elementów (rys. 5). Mniej gęsta siatka powoduje wzrost wartości sił krytycznych, co szczególnie zaznacza się w punktach przejścia rysy z obszaru o gęstszej siatce do obszaru rzadziej zdyskretyzowanego (krok nr 35 na wykresie 5b i 6a).



Rys. 5. Obciążenie niszczące, kryterium PJ, *a - model 1849 węzłów, b - model 2079 węzłów. Numery wierzchołków łamanej oznaczają kolejne kroki obliczeń*



Rys. 6. Obciążenie niszczące, model 2079 węzłów, a- kryterium Druckera-Pragera, b- kryterium Hubera-Misesa. Numery wierzchołków łamanej oznaczają kolejne kroki obliczeń

5. Wnioski

Analiza przeprowadzona w pracy wykazuje widoczną zależność rodzaju zastosowanego kryterium stanu granicznego na kształt i kierunek propagacji rys w materiale kruchym. Analogiczne wyniki obserwowane były przez autorów pracy [4] dla innego materiału (epidian). Próbkę CT z epidianu poddano testom laboratoryjnym oraz przeprowadzono numeryczną symulację próby ścinania przy użyciu MES z zastosowaniem warunków Hubera-Misesa oraz Burzyńskiego (analogiczny do warunku Druckera-Pragera).

Problemy analizy szczelin, w których dominują obszary naprężeń ścinających i płaskie stany naprężenia mogą być rozwiązywane dostatecznie dokładnie przy użyciu uproszczonego kryterium Druckera-Pragera zamiast precyzyjnych kryteriów zależnych od trzech niezmienników tensora naprężenia. Wydaje się, że w obszarach dużych ciśnień rozbieżność wyników dla oby typów kryteriów byłaby znaczna.

Na wartości obciążeń krytycznych wyliczanych metodą elementów traconych duży wpływ ma gęstość siatki dyskretyzacyjnej.

6. Literatura

[1] Podgórski J.: *General Failure Criterion for Isotropic Media*. Journal of Engineering Mechanics ASCE, 111(1985) 2, 188-201.
[2] Podgórski J., Jonak J.: *Zagadnienie pękania w procesach skrawania skał*. Zeszyty Naukowe Polit. Biał. Seria Mechanika, 24(2001).
[3] Jonak J., Podgórski J.: *Inclusion of indirect contact layer*.. Trans. Instn Min. Metall. (Sect. A: Min. technol.), 110(2001), A125-128.
[4] Niezgodziński T., Kubiak T., Młotkowski A.: *Numeryczne modelowanie pękania próbki ścinanej*. Materiały Sympozjum Mechaniki Zniszczenia Materiałów i Konstrukcji, Augustów, 23 –26 maja 2001, 199-204.
[5] Podgórski J.: *Limit state condition and the dissipation function for isotropic materials*. Archives of Mechanics, 36(1984) 3, 323-342.

****

Niniejszą pracę wykonano w ramach projektu badawczego nr 8T12A 06421 finansowanego przez Komitet Badań Naukowych

****

Jan MACIEJEWSKI
Andrzej JARZĘBOWSKI

ANALIZA ODDZIAŁYWANIA UKŁADU ZĘBÓW W PROCESIE SKRAWANIA GRUNTU

ANALYSIS OF TEETH INTERACTION IN THE SOIL DIGGING PROCESS

W pracy przedstawiono program badań eksperymentalnych weryfikujący oddziaływanie układu zębów w trakcie procesu urabiania ośrodka spoistego. Badania pozwoliły na określenie interakcji pomiędzy elementami roboczymi, jak i pomiędzy narzędziami a ścianami bocznymi kanału. Przedyskutowano występowanie strefy płaskiego stanu odkształcenia dla narzędzi o różnych szerokościach oraz wpływ oporów tarcia w trakcie procesu skrawania gruntu.

In the paper, an experimental verification of correctness of the common assumption that the plane strain conditions occur in the tests performed in soil bins is presented. An experimental program was executed basing on the soil cutting problem, with the application of vertical rigid walls of various widths as the working tools. It turned out that in the case of the tool width equal to the width of the soil bin, the soil cutting problems may be treated as the plane strain processes. The influence of the friction phenomena on the side walls of the bin was estimated. For the tools for which no interaction with the side walls of the bin was observed, the zone of the plane strain deformation occurred in the central part of the tools.

1. Badania eksperymentalne

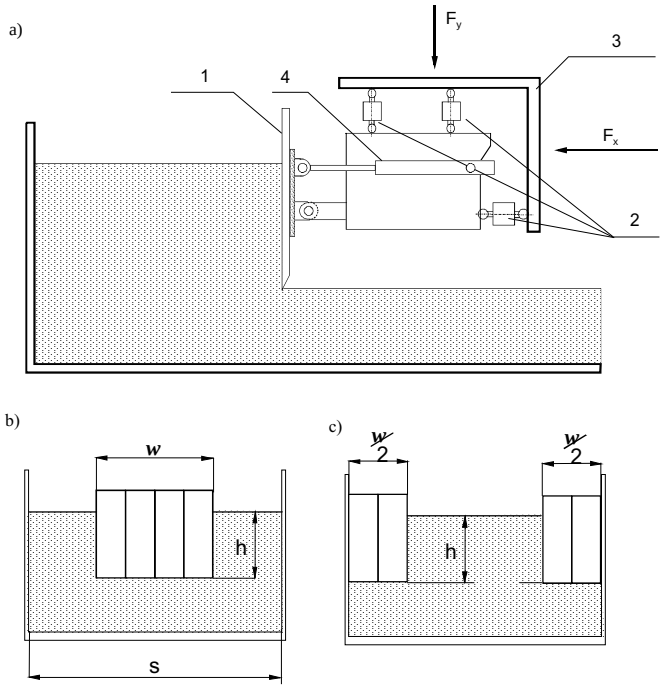
Badania eksperymentalne przeprowadzono na stanowisku badania procesów skrawania gruntów [1, 2] (Rys.1) z zastosowaniem specjalnego osprzętu, umożliwiającego określenie oddziaływań ścian bocznych w procesie naporu narzędzi maszyn roboczych, jak również wpływu tworzenia się brzegowych mechanizmów przestrzennych (zmienna szerokość narzędzia, różna konfiguracja jego ustawienia względem kanału ziemnego). Osprzęt składał się z szeregu niezależnych zębów (1) o szerokości 65 mm, które można było montować w dowolnej konfiguracji względem kanału ziemnego. Testowane modele narzędzi poruszały się za pośrednictwem trzech siłowników hydraulicznych (4), których ruch sterowany był komputerowo przy pomocy zaworów elektromagnetycznych oraz pompy hydraulicznej. Pomiar sił realizowany był poprzez czujniki tensometryczne (2) umieszczone na sztywnej ramie (3).

Wykorzystując w pełni zautomatyzowane stanowisko badawcze przeprowadzono szeroki program badań doświadczalnych procesu naporu narzędzi o różnej szerokości. Wykorzystano w nich ośrodek spoisty, będący mieszaniną cementu (35% - 50%), betonitu (20%), piasku (18%) i białej wazeliny (12%), o następujących parametrach: kąt tarcia wewnętrznego - ϕ=24°, spójność- c=20 kPa, γ=18.4 kN/m^3, odpowiadających parametrom gliny. Ośrodek przygotowywany był w kanale (2mx1.2mx0.6m) posiadającym przeźroczyste szklane ściany umożliwiające obserwację ruchu ośrodka oraz jego fotograficzną rejestrację. W procesie naporu narzędzi w kształcie pionowych zębów o różnej szerokości materiał deformował się w postaci ruchu sztywnych obszarów wzdłuż linii poślizgów (wyraźnie widoczne pęknięcia), wzdłuż których następowała zmiana jego własności (początkowa spójność materiału c zmniejszała się do pewnej wartości resztkowej bliskiej c_r=0).

Eksperymenty wykonywane były w dwóch grupach:

1) testy z zębami umieszczonymi centralnie względem kanału (mechanizm przestrzenny) o szerokościach 65 mm, 130 mm, 195 mm, 260 mm, 325 mm i 390 mm (Rys.1b),
2) testy z zębami umieszczonymi przy ścianach bocznych kanału (mechanizm przestrzenny + tarcia o boczne ściany) o szerokościach 130 mm, 260 mm, 390 mm i płaskiej ściany (Rys.1c).

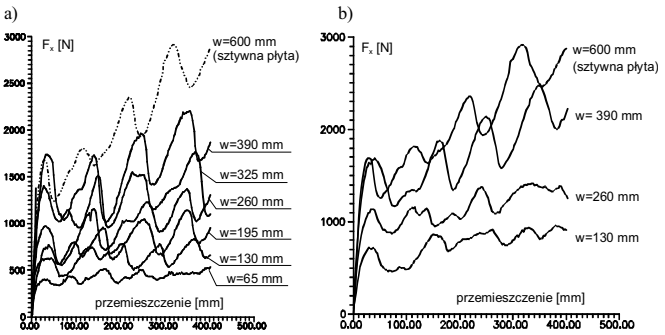
Wszystkie eksperymenty przeprowadzone były dla jednakowych warunków początkowych, tj. dla poziomego naziomu i głębokości skrawania h=100 mm. Narzędzia poruszały się prostoliniowym ruchem poziomym na odcinku 400 mm.



Rys. 1. Schemat programu badań; a) schemat stanowiska, b) układ zębów umieszczony centralnie, c) układ zębów umieszczony przy ścianach bocznych

W trakcie trwania eksperymentu mierzono wartości sił na narzędziach w funkcji przemieszczenia, a także wykonywano dokumentację fotograficzną.

Na rysunkach 2a i 2b przedstawiono przykładowe przebiegi wartości sił odpowiednio dla testów z zębami umieszczonymi centralnie jak i symetrycznie. Wynika z nich, że siła pozioma narastała w trakcie procesu w sposób niestabilny. Moment spadku siły odpowiadał momentom tworzenia się nowych mechanizmów deformacji ośrodka. Mechanizm ten został dokładnie przebadany i opisany w pracach [1-4].

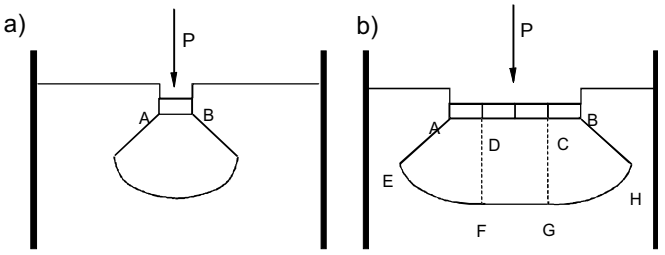


Rys. 2. Przebieg siły poziomej F_x dla testów z zębami umieszczonymi a) centralnie względem kanału ; b) symetrycznie przy ścianach kanału

2. Analiza wyników badań

Porównując przebiegi testów z zębami umieszczonymi centralnie względem kanału możemy należy zwrócić uwagę na następujące spostrzeżenia:

1) przed wąskim zębem (65 mm) tworzył się skomplikowany, trójwymiarowy obszar deformacji, przedstawiony schematycznie na Rys. 3a w widoku z góry kanału,
2) począwszy od szerokości 130 mm w strefie centralnej tworzył się jednorodny stan deformacji (p.s.o.), który rozszerzał się liniowo wraz ze wzrostem narzędzia (obszar DCGF na rys.3b). Obserwowany obszar był węższy niż szerokość narzędzia.
3) mechanizm przestrzenny tworzący się po obu bokach narzędzia ulegał nieznacznym zmianom dla szerokości 65, 130 i 195 mm, zaś dla szerokości większych był jednakowy.

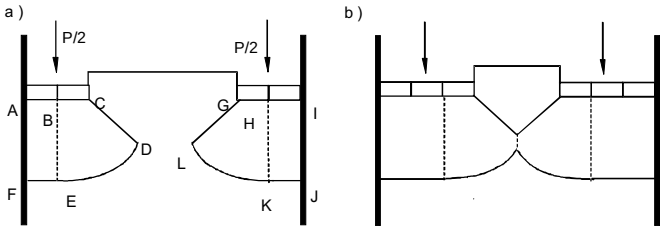


Rys. 3. Deformacja ośrodka dla układu zębów umieszczonych centralnie

Analiza przebiegu eksperymentów z zębami umieszczonymi symetrycznie wykazała, że:

1) stan deformacji w strefie kontaktu ośrodka ze ścianą był jednakowy niezależnie od szerokości narzędzia tj.: dla szerokości 130, 260, 390 i 600 mm (płaska ściana),
2) w strefie przy ścianach tworzył się jednorodny stan deformacji (p.s.o.), który rozszerzał się wraz ze wzrostem narzędzia (obszary ABFE i HIJK na rys. 4a),
3) dla szerokości 130 i 260 mm nie występowało wzajemne oddziaływanie stref mechanizmów przestrzennych dla zębów z lewej i prawej strony kanału, zaś dla szerokości 390 mm strefy te zaczynały się przenikać (rys.4b).

Do analizy procesu naporu narzędziami o różnej szerokości przyjęto dwa kryteria: wartość siły naporu P_x w momencie pierwszego maksimum oraz wartość pracy siły naporu P_x na przemieszczeniu 50 mm. Wartości sił naporu oraz prac sił naporu na przemieszczeniu 50 mm przedstawiono odpowiednio na Rys. 5 i 6 dla różnych szerokości narzędzi. Wyniki testów dla narzędzi umieszczonych centralnie oznaczono kwadratami, zaś dla narzędzi umieszczonych na brzegach kanału zaznaczono kropkami. Wynik dla testu naporu płaskiej ściany o szerokości równej szerokości kanału zaznaczono grubym **x**-em.

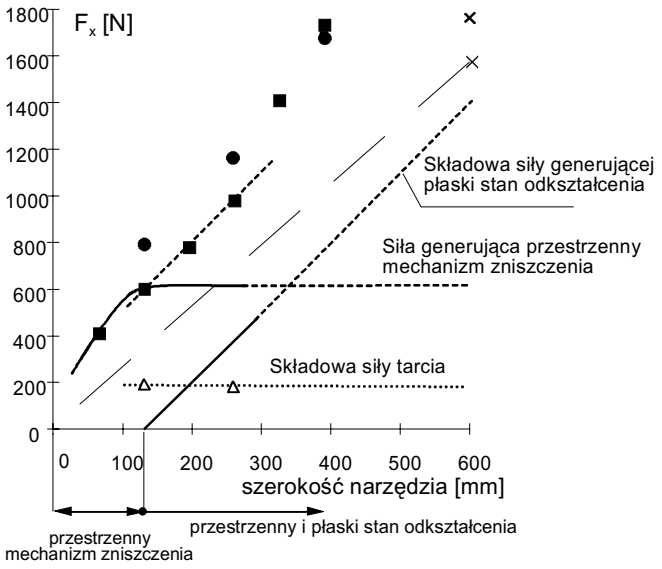


Rys. 4. Deformacja ośrodka dla układu zębów umieszczonych symetrycznie względem kanału

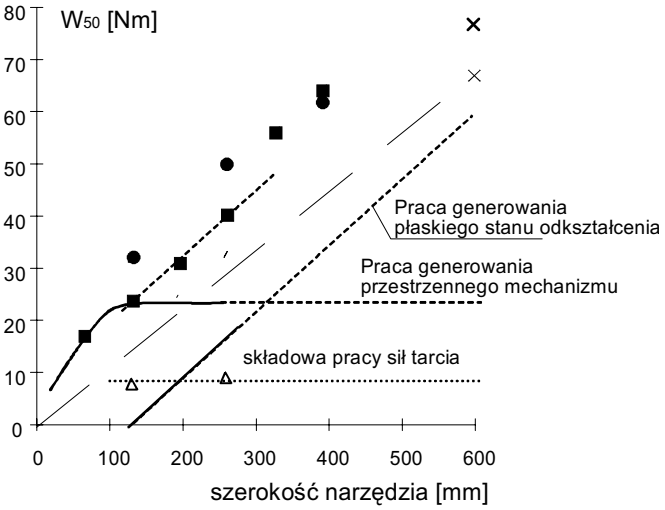
Porównując testy z zębami umieszczonymi symetrycznie i centralnie dla szerokości 130 i 260 mm możemy stwierdzić, że zakresy stref p.s.o. i mechanizmów przestrzennych były jednakowe dla obu grup testów, zaś wartość siły poziomej oraz wartość pracy tej siły były większe dla testów z zębami umieszczonymi symetrycznie. Wyznaczając różnicę pomiędzy odpowiednimi testami otrzymamy wartość składowej siły tarcia oraz wartość pracy tarcia ośrodka o szybę dla testów symetrycznych (oznaczone na rys. 5 i 6 trójkątem). Do dalszej analizy przyjęto, że wartości te nie zależą od szerokości narzędzi (linia pozioma kropkowana na rys. 5 i 6).

Ponieważ przed narzędziami umieszczonych centralnie o szerokościach 65 i 130 mm tworzyły się trójwymiarowe obszary deformacji, które nie ulegały już zmianie dla narzędzi szerszych, a jedynie rozdzielone były obszarami o jednorodnym stanie deformacji, przyjęto, że składowa siły (i pracy) konieczna do wygenerowania obszarów trójwymiarowych stabilizowała się dla szerokości narzędzi większych od 130 mm (linia gruba ciągła i przerywana na rys.5 i 6).

Bazując na powyższych dwóch wynikach wyznaczyć można udział siły poziomej przypadający na jednostkę szerokości strefy p.s.o. (współczynnik nachylonej prostej grubej i przerywanej na rys. 5 i 6) dla narzędzi o szerokości mniejszej od szerokości kanału, a także dla narzędzia o pełnej szerokości (współczynnik linii cienkiej przerywanej). Różnica nachylenia tych linii, mniejsza od 8% w przypadku naszych testów, potwierdza poprawność założenia występowania płaskiego stanu odkształcenia w testach przeprowadzanych w kanałach ziemnych dla narzędzi o szerokości równej szerokości kanału.



Rys. 5. Składowe sił urabiania



Rys. 6. Składowe pracy sił urabiania

3. Podsumowanie

Przeprowadzone badania eksperymentalne wykazały, że dla ośrodka spoistego przebieg procesu skrawania ma charakter niestateczny, niezależnie od szerokości narzędzia. Występują charakterystyczne efekty oscylacji sił i skokowe zmiany mechanizmów deformacji. Porównując badania dla narzędzi o różnej szerokości można wyciągnąć następujące wnioski:

1) Strefa płaskiego stanu odkształcenia generuje się w centralnej części narzędzi, których szerokość jest wystarczająco duża (dla przedstawionych eksperymentów szerokość była > 130 mm dla głębokości skrawania 100 mm).
2) Ddla narzędzi centralnie położonych przy szerokości 320 mm praca generowania płaskiego stanu odkształcenia stanowiła 50% całkowitej pracy sił urabiania. Obliczając udział pracy generowania płaskiego stanu odkształcenia dla narzędzia o szerokości 1000 mm (10 razy większej od głębokości skrawania) wyniesie on 80% całkowitej pracy sił urabiania.
3) Praca generowania mechanizmu przestrzennego związana jest z szerokością narzędzia, przy czym od pewnej szerokości ma wartość stałą.
4) Badania doświadczalne przy użyciu narzędzi o szerokości równej szerokości kanału mogą być traktowane jako badania przeprowadzone w płaskim stanie odkształcenia. Oddziaływanie ze ścianami bocznymi nie wpływa na mechanizm deformacji, zaś praca sił tarcia stanowi około 10% pracy sił urabiania (dla przedstawionych testów).
5) Wykonując badania eksperymentalne w kanałach laboratoryjnych należy tak dobierać szerokość narzędzi aby unikać ich interakcji ze ścianami bocznymi. Dla przykładu, przy proporcji głębokości skrawania do szerokości kanału 1/6 oddziaływanie ścian bocznych obserwowano dla narzędzi o szerokości przekraczającej 50 % szerokości kanału.

4. Literatura

[1] Jarzębowski A., Maciejewski J., Szyba D., Trąmpczyński W.: *On the energetically most efficient trajectories for heavy machine shoving process*, Engineering Transactions, Vol. 43, 1-2, 1995, p 169-182.

[2] Jarzębowski A., Maciejewski J., Szyba D., Trąmpczyński W.: *The optimization of heavy machines tools filling process and tools shapes (modelling test results)*, Symposium ISARC 1995, Automation and Robotics in Construction XII, E.Budny, A.McCrea, K.Szymański (Editors), 1995 ImBiGS. p 159- 166.

[3] Mróz Z., Maciejewski J.: *Post-critical response of soils and shear band evolution, Chambon, Derues, Vardoulakis (eds.): Localisation and bifurcation theory for soils and rocks*, Proceedings of the third international workshop, Grenoble (Aussois), France, 6-9 September 1993, p 19-32, Balkema 1994.

[4] Jarzębowski A., Maciejewski J., Szyba D., Trąmpczyński W.: *Experimental and theoretical analysis of a cohesive soil shoving process (the optimisation of the process)*, Proceedings, 6th European ISTVS Conference, 28-30.09.1994 (Wieden, Austria).

****

Pracę wykonano w ramach Projektu Badawczego KBN nr 8 T07C 029 20 p.t.: "Analiza procesów urabiania gruntu przy uwzględnieniu efektów zużycia narzędzi i ich kształtów".

****

Jerzy JÓZWIK
Jacek DOMIŃCZUK

ANALIZA DOŚWIADCZALNA ZJAWISKA NAROSTU PODCZAS TOCZENIA

EXPERIMENTAL ANALYSIS OF BUILT-UP EDGE EFFECT DURING TURNING

W artykule przedstawiono wyniki badań zjawiska narostu, przeprowadzonych w Katedrze Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej. Charakterystyczne wielkości geometrycznych tworzonego narostu analizowano przy zastosowaniu systemu do cyfrowej analizy obrazu MICROSCAN. W postaci obrazów wizyjnych oraz wykresów przedstawiono charakter zmian wybranych parametrów geometrycznych powstającego narostu oraz uzyskane wartości parametrów chropowatości powierzchni po obróbce.

The results of built-up edge effect researches, effected in Department of Production Engineering Principles at Lublin Institute of Technology are presented in this article. Characteristic geometrical sizes of arisen built-up edge were subject to analysis with usage of MICRO SCAN, digital analysis system of picture. The character of changes of selected geometric parameters of arising built-up edge and obtained values of surface roughness parameters after machining are shown in form of visional pictures and graphs.

1. Wprowadzenie

Oddziaływanie ostrza narzędzia na przedmiot obrabiany podczas skrawania prowadzi do przetwarzania warstwy skrawanej w wiór. Odkształcany plastycznie materiał nawarstwia się na powierzchni natarcia ostrza narzędzia (lub jednocześnie na powierzchni natarcia i przyłożenia) tworząc narost [1-7]. Tworzenie się narostu jest zjawiskiem charakterystycznym dla materiałów elastoplastycznych. Zachodzi ono w pewnych, sprzyjających warunkach skrawania. Proces jego tworzenia ma zazwyczaj charakter niestabilny i z punktu widzenia jakości otrzymywanych produktów jest zjawiskiem niekorzystnym.

2. Powstawanie zjawiska narostu i skutki jego oddziaływań

Spływający po powierzchni natarcia ostrza narzędzia wiór, tworzy z tą powierzchnią parę trybologiczną. W trybologicznym modelu strefy kontaktowego styku wióra z powierzchnią natarcia prezentowanym w pracach [8, 9], wyodrębnia się trzy podstrefy. W podstrefie pierwszej, znajdującej się bezpośrednio w obszarze krawędzi skrawającej, wskutek osiągnięcia pełnego kontaktu wióra z powierzchnią natarcia, następuje hamowanie ruchu cząsteczek nowo utworzonej powierzchni wióra. Prowadzi to w konsekwencji do powstawania efektu zatarcia. W podstrefie tej dominują zjawiska adhezji i przy wysokich temperaturach kontaktowych dyfuzji [8]. Występujące oddziaływania siłowe wywołują naprężenia normalne oraz styczne. Koncentracja obciążeń na niewielkim obszarze, oraz prawie „czysta" chemicznie nowo utworzona powierzchnia wióra i stosunkowo aktywna powierzchnia natarcia powodują, że w tej strefie kontaktu występuje znaczna intensyfikacja zjawiska adhezji [10]. „Czystość" stykających się powierzchni i wysoka wartość generowanej temperatury w płaszczyźnie kontaktowej może prowadzić do intensywnej dyfuzji składników pary trybologicznej (przy T> 800°C) jak również powstawania lokalnych zgrzein stykających się materiałów w temperaturach wyższych.

Od strony granicy międzyfazowej cząsteczki powierzchni natarcia otoczone są przez cząsteczki dolnej powierzchni wióra i oddziałują na siebie innymi siłami niż siły elementów własnej fazy. Cząsteczki powierzchni posiadają nie skompensowaną część sił, przez co stają się bogatsze w energię w stosunku do cząsteczek wewnątrz litego materiału ostrza narzędzia i wióra. Ponieważ twardość ostrza narzędzia jest znacznie większa od twardości obrabianego materiału oraz powstającego wióra [3, 11], to powierzchnia natarcia posiada wyższą swobodną energię powierzchniową i jest tym elementem układu, który determinuje proces adhezji. Większa wartość swobodnej energii powierzchniowej decyduje o większej zdolność do przyciągania - przyłączania cząsteczek. Wychodząc z założeń przyjętych w fizykochemii strefy styku tarciowego, obniżenie ogólnego poziomu energetycznego warstwy wierzchniej jest czynnikiem nie sprzyjającym powstawaniu złącz. Udowodniono, że w obniżonych temperaturach (np. w ciekłym azocie) na powierzchniach roboczych narzędzi wykonanych ze stali szybkotnącej (SW18) nie powstaje zjawisko narostu [8].

Występujące w trakcie procesu skrawania naciski powierzchniowe, odpowiednie zbliżenie powierzchni oraz ich stan energetyczny sprzyjają zaistnieniu procesu sczepiania. Cząsteczki obu powierzchni oddziałują na siebie bezpośrednio w miejscu ich styku, jak również na cząsteczki oddalone nieco dalej od powierzchni międzyfazowej w kierunku normalnym. Siły wzajemnych oddziaływań jednak słabną w miarę wzrostu tej odległości. Wysycenie sił spójności między nimi uzależnione jest od innych atomów znajdujących się w najbliższym otoczeniu [10, 12]. Wzrost liczby atomów sąsiadujących powoduje wzrost stopnia wysycenia sił i tym samym spadek swobodnej energii powierzchniowej. Badania [13] dowodzą, że swobodna energia powierzchniowa jest funkcją takich wielkości jak: parametry cech stereometrycznych powierzchni, udział czynników chemicznych (cieczy obróbkowych) oraz zanieczyszczeń w warstwie wierzchniej, temperatury, naprężeń własnych, defektów struktury, rodzaju materiału, jego twardości i wytrzymałości. Należy w tym miejscu nadmienić, że funkcja określająca wartość swobodnej energii powierzchniowej jest złożona nie tylko ze względu na wielość czynników mających bezpośrednio wpływ na jej wartość, lecz również ze względu na zmiany jej właściwości w czasie i dynamikę samego procesu skrawania.

Rozrastająca się na powierzchni natarcia ostrza narzędzia strefa stagnacji (zastoju) prowadzi do łączenia się warstewki materiału wióra z powierzchnią natarcia narzędzia. Wytrzymałość na granicy tworzonej „spoiny" uzależniona jest od ciągle zmieniającej się postaci geometrycznej powierzchni łączonych materiałów, składu chemicznego, morfologii wytworzonych warstewek konwersyjnych, powierzchniowych defektów strukturalnych itp. Ocenia się, że połączenie wióra z narzędziem w strefie zatarcia przewyższa wartość sił kohezji materiału obrabianego. „Wewnątrz" narostu prędkość ruchu cząsteczek (wykluczając drgania i ruch atomów) jest równa zero. Wtórne ścina-

nie materiału zachodzi nad górną powierzchnią narostu. Prędkość liniowa cząsteczek przyległych bezpośrednio do powierzchni zewnętrznej narostu zmienia się od zera do prędkości, z jaką przemieszcza się wiór. W obszarze tym występują bardzo duże odkształcenia (silne płynięcie materiału), większe niż w strefie ścinania. Prowadzą one do zaniku ziaren materiału bez wyraźnej granicy faz pomiędzy tą strefą, a wiórem. Literatura [6] podaje, że grubość przyległej warstwy do powierzchni narostu wynosi 20÷50 μm. Narost, pomimo chemicznej tożsamości z materiałem obrabianym (wiórem), wykazuje inną budowę strukturalną. Silnie zgniecione porcje materiału na powierzchni natarcia ostrza skrawającego posiadają strukturę warstwową. U podstawy narostu warstewki te układają się prawie równolegle do powierzchni natarcia ostrza, przy wierzchołku są zaś silnie zakrzywione. Z literatury wynika, że twardość narostu jest 2.5÷3 razy większa od obrabianego materiału i jest zmienna w jego przekroju [2, 4, 11]. Najwyższą wartość twardości obserwuje się w bezpośrednim obszarze krawędzi skrawających, nieco niższą zaś w środkowej części narostu i najniższą w pobliżu wierzchołka [11].

W pewnej odległości od krawędzi skrawającej, można wyodrębnić podstrefę przejściową. Powierzchnia międzyfazowa (dolna powierzchnia wióra - powierzchnia natarcia) w tej podstrefie pozostaje nadal w złożonym układzie oddziaływań fizycznych. W obszarach kontaktu występuje obniżenie wartości sił normalnych, nie mniej jednak oddzielne nierówności trących powierzchni są na tyle blisko, że powstają jeszcze silne złącza adhezyjne. Przemieszczanie wióra po powierzchni natarcia w tym obszarze następuje wskutek poślizgu zewnętrznego [8, 9].

Za strefą przejściową wyodrębnia się kolejną strefę, w której zachodzi czyste tarcie ślizgowe i oddziaływania wiór – powierzchnia natarcia mają charakter sprężysty [8, 9]. W miarę oddalania się wióra od krawędzi skrawającej, wiór traci kontakt z tą powierzchnią i jest odprowadzany ze strefy skrawania.

Powstawanie zjawiska narostu podczas skrawania, rozważane w kontekście jakości otrzymywanych powierzchni oraz zachodzących procesów fizycznych jest zjawiskiem niekorzystnym. Prowadzi ono do ciągłych zmian cech geometrycznych ostrza narzędzia skrawającego, cyklicznych zmian głębokości skrawania, a w konsekwencji do błędów obróbki. Odrywające się cząstki materiału przylegają do powierzchni obrobionej tworząc zadziory, wgniecenia i nierówności powierzchni. Proces ten, w sposób istotny pogarsza cechy geometryczne powierzchni obrabianych elementów. Ponadto, odrywane narosty o dużej twardości, przemieszczając się po powierzchni natarcia ostrza narzędzia działają jak „mikroostrza", prowadząc do intensyfikacji procesu zużycia narzędzia. Cykliczny charakter tworzenia i zrywania narostu (ok. $3*10^3 \div 4*10^3$ cykli/min przy v_c=40÷60 m/min [2]) prowadzi do pulsacji sił skrawania, skutkiem czego jest powstawanie drgań systemu obróbkowego. Powstawanie narostu w sposób istotny wpływa na przebieg wielu procesów fizycznych zachodzących w strefie skrawania. Z uwagi na zmianę rzeczywistego kąta natarcia zmianie ulega np. mechanizm tworzenia wióra, proces zużycia ostrza narzędzia itp. Badania dowodzą, że przy kątach natarcia $\gamma \geq 40°$, zjawisko narostu zanika i jego wpływ na rzeczywisty kąt natarcia jest nieistotny [4]. Tworzenie narostu w przypadku dokładnej obróbki przedmiotów o małej sztywności szczególnie negatywnie wpływa na cechy geometryczne powstającej powierzchni. Czynnikami intensyfikującymi powstawanie narostu są: rodzaj i właściwości materiału obrabianego oraz narzędzia, prędkość skrawania, grubość warstwy skrawanej, cechy geometryczne ostrza narzędzia skrawającego, rodzaj cieczy obróbkowej i sposób jej doprowadzenia.

Prędkość skrawania obok fizycznych właściwości obrabianego materiału jest jednym z najistotniejszych czynników wpływających na przebieg tworzenia i zanikania narostu. Jak podaje Bobrov [4] intensyfikacja tego procesu ma miejsce w określonym zakresie prędkości skrawania, posuwów oraz odpowiadających im temperatur i sił skrawania. Jak dowodzą badania [4] najintensywniejszy rozwój narostu odpowiada takiej prędkości skrawania, przy której temperatura kontaktowa wiór-powierzchnia natarcia wynosi ok. 300°C. Całkowity zanik narostu obserwowany jest natomiast przy prędkości skrawania, przy której wartość temperatury kontaktowej wynosi ok. 600°C. W zależności od wartości prędkości skrawania wyodrębnia się obszar stabilnego oraz niestabilnego narostu. Granicę przedziałów pomiędzy stabilnym oraz niestabilnym procesem powstawania narostu stanowią: maksymalna wartość wysokości oraz kąta narostu (rzeczywistego kąta natarcia). Niebezpieczeństwo powstawania i szkodliwego wpływu narostu obserwowane jest szczególnie wyraźnie podczas obróbki takich materiałów jak: niskowęglowe i średniowęglowe stale konstrukcyjne, stale stopowe, żeliwa szare, aluminium, siluminy. Do materiałów nie wykazujących skłonności do tworzenia narostu zalicza się: mosiądz, miedź, brąz, większość stopów tytanu, żeliwo białe, stale zahartowane. Szczególnie negatywny wpływ narostu obserwowany jest podczas toczenia kształtowego, przeciągania, wiercenia, rozwiercania i gwintowania [2, 6]. Jego minimalizację prowadzić można na drodze technologicznej np. poprzez stosowanie odpowiedniego sposobu chłodzenia i rodzaju cieczy obróbkowych (powierzchniowo-aktywnych), stosowanie narzędzi o ostrzach powlekanych powłokami ograniczającymi powstawanie zjawiska adhezji itp. Badania przeprowadzone przez Legutko dowodzą, że zastosowanie ciekłego azotu jako medium roboczego eliminuje powstawanie narostu na powierzchniach roboczych ostrzy narzędzi wykonanych ze stali szybkotnącej SW18. Do sposobów nieco innego typu, zalicza się: stosowanie możliwie wysokich prędkości skrawania - bliskich zakresowi zanikania zjawiska narostu, wzbudzanie drgań ultradźwiękowych narzędzia, stosowanie układów nadzorowania (stosunkowo trudne z uwagi na niestabilność tworzenia narostu, cykliczność jego powstawania, dynamikę skrawania), a ponadto konstrukcyjne zmiany cech geometrycznych ostrzy narzędzi skrawających oraz właściwości fizycznych obrabianych materiałów.

3. Badania doświadczalne

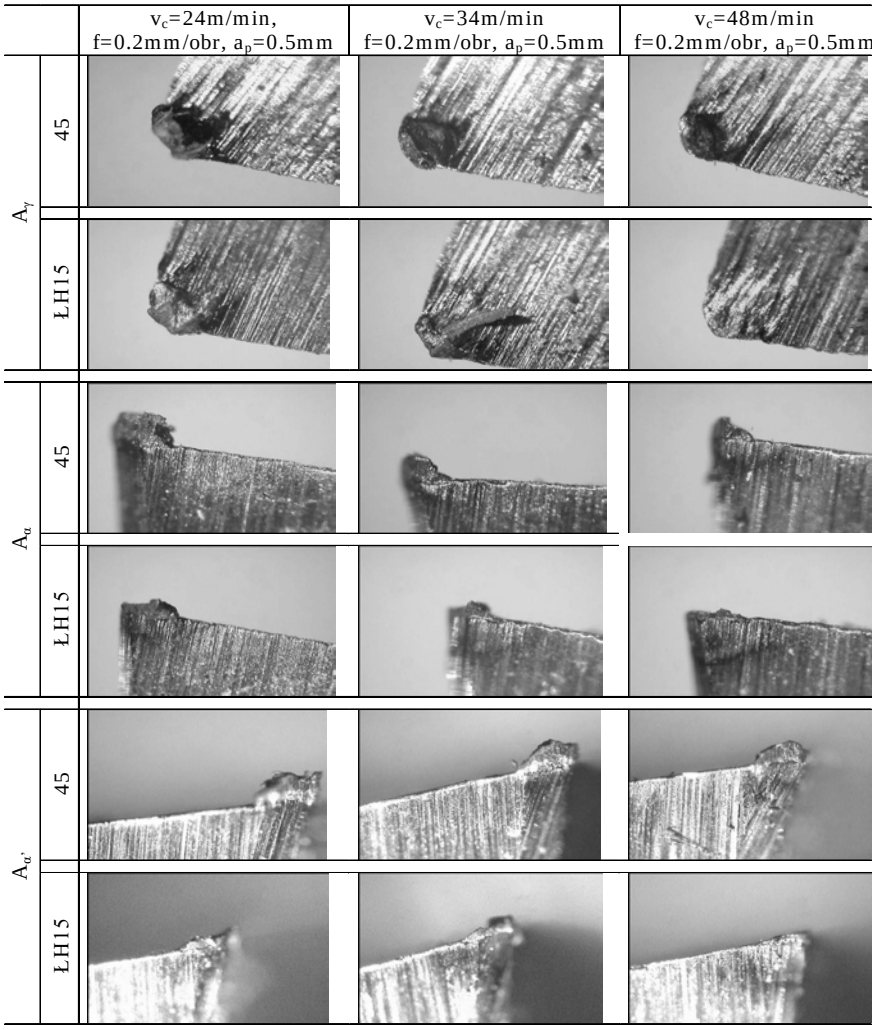
Badania doświadczalne podzielono na dwa etapy. W pierwszym etapie dokonano doświadczalnej weryfikacji technologicznych parametrów skrawania (v_c, a_p, f), oraz określono przedział zmienności parametrów geometrycznych powstającego narostu w różnych fazach procesu obróbki, przy różnych warunkach skrawania. Opracowano program przebiegu badań właściwych oraz wyznaczono liczność prowadzonych prób. Etap drugi obejmował swoim zakresem wykonanie badań właściwych oraz cyfrową analizę otrzymanych obrazów wizyjnych powstałego narostu.

Badania prowadzono na tokarce uchwytowej TZC32N1 wyposażonej w układ sterowania numerycznego NUMS 321T. Do badań wykorzystano 27 elementowe zestawy noży tokarskich NNBc 25x16 z ostrzami wykonanymi ze stali szybkotnącej SW7M o znormalizowanych cechach geometrycznych. Toczeniu poddawano walcowe próbki o ustalonych cechach geometrycznych (d=100mm, l=200mm), wykonane ze stali węglowej konstrukcyjnej wyższej jakości 45 oraz stali łożyskowej ŁH15. Obróbkę prowadzono dla kilku zestawów technologicznych parametrów skrawania bez chłodzenia (v_c=24, 34, 48 m/min; a_p=0.5, 1, 1.5 mm; f=0.2, 0.4, 0.6 mm/obr). W badaniach wykorzystano system do komputerowej analizy obrazu *MICROSCAN* [14].

Przy niezmiennych parametrach obróbki, na odcinku o stałej dla każdego przejścia długości (wynoszącej 20mm) prowadzono obróbkę, dokonując po każdym przejściu cyfrowej rejestracji obrazu ostrza narzędzia w trzech płaszczyznach oraz stanu powierzchni przedmiotu po obróbce.

Analiza zarejestrowanych przez system *MICROSCAN* obrazów wizyjnych obejmowała wyznaczenie wybranych wartości parametrów geometrycznych tworzącego się narostu dla przyjętych zestawów technologicznych parametrów obróbki. W tabeli 1. przedstawiono przykładowe obrazy wizyjne narostu zarejestrowane podczas badań.

Tab. 1. Obrazy wizyjne narostu w wybranych płaszczyznach.



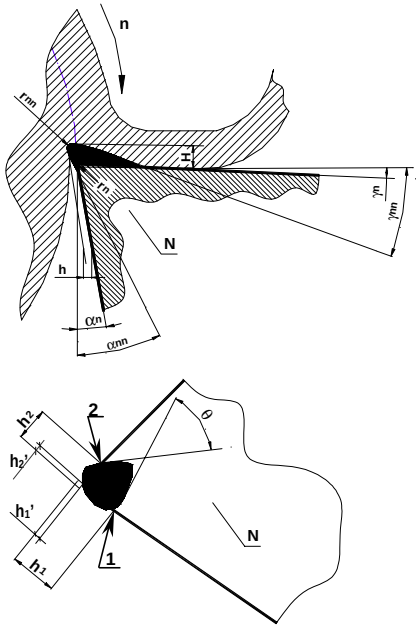
Aγ -płaszczyzna natarcia, A_α -płaszczyzna przyłożenia, A_α -pomocnicza płaszczyzna przyłożenia, powiększenie 55x

Wymiary narostu określono poprzez podanie wysokości narostu H1 i H2 oraz strefy zalegania na powierzchni natarcia - określonej przez parametry geometryczne h1, h1' i h2, h2' (rys. 1).

Wysokość narostu H1 (mierzona w płaszczyźnie przechodzącej przez główną krawędź skrawającą) oraz H2 (mierzona w płaszczyźnie przechodzącej przez pomocniczą krawędź skrawającą) przyjęto jako odległość pomiędzy najdalej wysuniętym punktem utworzonego narostu a powierzchnią natarcia. Szerokość narostu h1 określono jako odległość pomiędzy najdalej wysuniętym punktem utworzonego narostu względem pomocniczej powierzchni przyłożenia, a punktem 1 leżącym na głównej krawędzi skrawającej narzędzia. Parametr h2 zdefiniowano jako odległość pomiędzy najdalej wysuniętym punktem narostu względem głównej powierzchni przyłożenia, a punktem 2 leżącym na pomocniczej krawędzi skrawającej narzędzia. Parametr h1' określono jako odległość pomiędzy najdalej wysuniętym punktem utworzonego narostu względem pomocniczej krawędzi skrawającej zaś h2' względem głównej krawędzi skrawającej narzędzia.

Na rys. 2 oraz rys. 3 zaprezentowano wybrane wyniki pomiarów charakterystycznych cech geometrycznych narostu, powstałego podczas obróbki różnych materiałów konstrukcyjnych przy ustalonych technologicznych parametrach skrawania.

Jak wynika z prezentowanych w tabeli 1 obrazów wizyjnych oraz wykresów (rys. 2 oraz 3), w większości przypadków parametry geometryczne narostu osiągają niższe wartości dla stali łożysko-

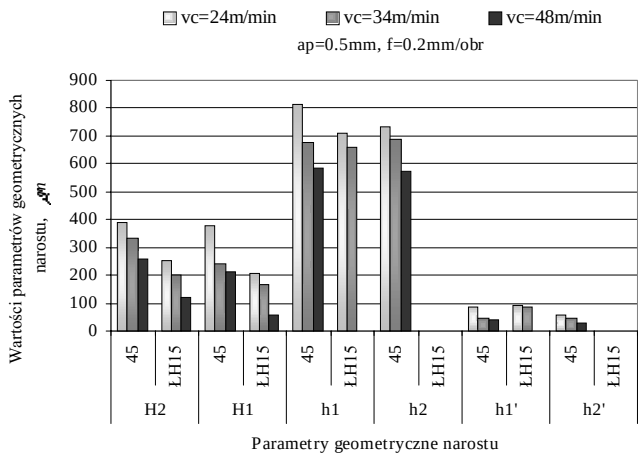


Rys. 1. Parametry geometryczne narostu (oznaczenia w tekście) [15]

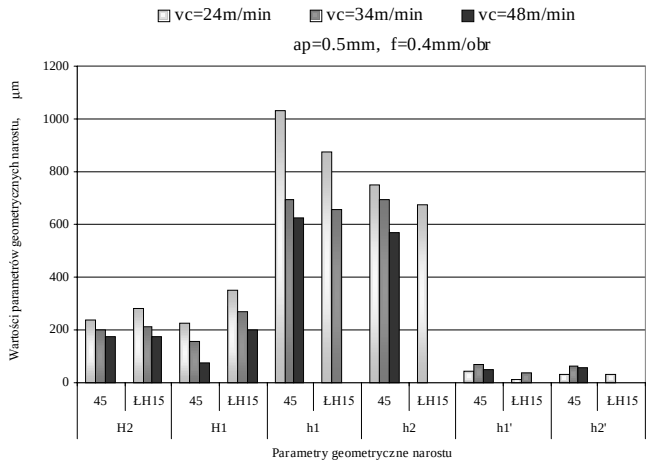
wej ŁH15, zaś wyższe dla stali węglowej konstrukcyjnej 45. Okazało się, iż w tych samych warunkach obróbki stal łożyskowa ŁH15 jest mniej podatna na tworzenie się narostu niż stal konstrukcyjna 45. Dla większości prób, nie zaobserwowano tworzenia się narostu na powierzchni przyłożenia ostrza narzędzia, zarówno w przypadku toczenia stali 45 jak również ŁH15. Analiza uzyskanych wyników badań potwierdza, iż dla wyższych prędkości skrawania (oraz bardzo niskich) zjawisko narostu zanika. Dla przyjętych w doświadczeniu rodzajów materiałów obrabianych, ich cech geometrycznych, warunków skrawania, oraz materiału ostrza narzędzia i jego geometrii można stwierdzić, że najniższe wartości prawie wszystkich parametrów geometrycznych narostu zarejestrowano podczas obróbki z prędkością skrawania równą 48 m/min. Okazało się, że wzrost prędkości ruchu posuwowego narzędzia w sposób istotny wpływa na wartości parametrów geometrycznych charakteryzujących narost. Wraz ze wzrostem posuwu wzrasta wielkość tworzonego narostu.

Analizie poddano również parametry chropowatości, charakteryzujące stan powierzchni po obróbce. Uzyskane w trakcie badań wartości średnie parametrów chropowatości powierzchni obrobionej (R_a, R_q, $R_{z(DIN)}$, R_t, R_y, S_m) przedstawiono w postaci wykresów na rys. 4 oraz rys. 5. Pomiary prowadzono przy zastosowaniu stykowego profilografometru firmy *RANK TAYLOR HOBSON.*

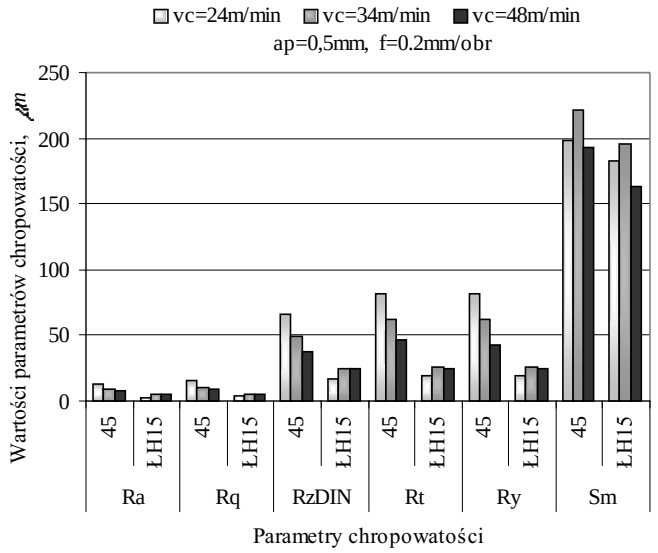
Na podstawie uzyskanych wyników pomiarów można stwierdzić, że podczas obróbki stali węglowej konstrukcyjnej 45, parametry chropowatości powierzchni przyjmują wyższe wartości w stosunku do wartości parametrów uzyskiwanych w tych samych warunkach obróbki dla stali łożyskowej ŁH15. Wraz ze wzrostem wartości posuwu, stan powierzchni obrobionej ulega pogorszeniu w obydwu analizowanych przypadkach. Uzyskane w trakcie badań wartości średnie parametrów chropowatości dowodzą, że wzrost wartości parametrów geometrycznych powstającego narostu wpływa negatywnie na stan powierzchni obrobionej.



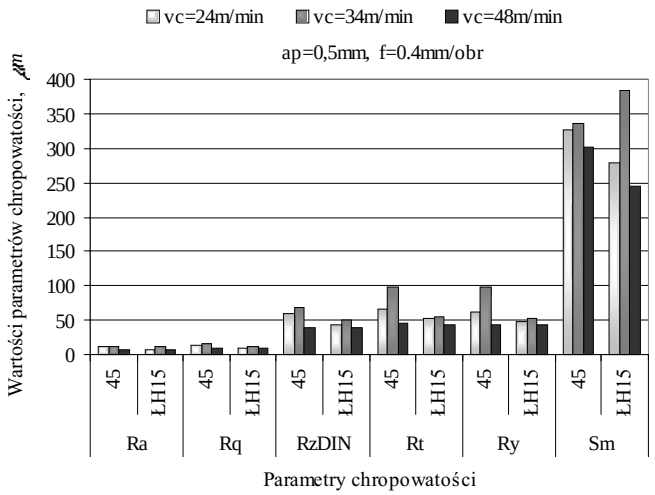
Rys. 2. Parametry geometryczne narostu po obróbce stali 45 oraz ŁH15 uzyskane przy f=0.2mm/obr, narzędziem o ostrzu wykonanym ze stali szybkotnącej SW7M



Rys. 3. Parametry geometryczne narostu po obróbce stali 45 oraz ŁH15 uzyskane przy f=0.4 mm/obr, narzędziem o ostrzu wykonanym ze stali szybkotnącej SW7M



Rys. 4. Parametry geometryczne powierzchni po obróbce stali 45 oraz ŁH15 z posuwem f=0.2 mm/obr, narzędziem o ostrzu wykonanym ze stali szybkotnącej SW7M



Rys. 5. Parametry geometryczne powierzchni po obróbce stali 45 oraz ŁH15 z posuwem f=0.4 mm/obr, narzędziem o ostrzu wykonanym ze stali szybkotnącej SW7M

4. Podsumowanie i wnioski

1. Dla przyjętych warunków obróbki stal łożyskowa ŁH15 wykazuje mniejszą podatność na tworzenie się narostu na powierzchniach roboczych ostrza narzędzia (SW7M), w stosunku do stali węglowej konstrukcyjnej 45.
2. Nie zaobserwowano zjawiska powstawania narostu na głównej oraz pomocniczej powierzchni przyłożenia ostrza narzędzia. Powstawanie narostu koncentruje się głównie na powierzchni natarcia.
3. Zaobserwowano wyraźne zmiany zarówno wysokości narostu H1 oraz H2 jak również jego szerokości h_1, h_2, h_1', h_2' w zależności od warunków obróbki, przy czym zaobserwowany charakter zmian parametrów geometrycznych narostu jest podobny dla każdego zestawu technologicznych parametrów obróbki.
4. Najwyższe wartości parametrów narostu H1, H2, h1, h2, h1', h2' zarówno podczas skrawania stali ŁH15 jak również 45 uzyskano przy prędkości 24 m/min.
5. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania, zmniejszaniem głębokości, posuwu, obserwowane wymiary geometryczne narostu zmniejszają się.
6. Dynamika procesu skrawania oraz cykliczny charakter powstawania i zaniku narostu, uniemożliwiają precyzyjne wyznaczenie ekstremum funkcji zmian jego parametrów geometrycznych.

5. Literatura

[1] Jacobson S., Wallen P.: *A new classification system for dead zones in metal cutting*. Int.J.Mach. Tools Manuf., vol 28, nr 4, 1988, s. 529-538.
[2] Grzesik W.: *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. WNT, Warszawa 1998.
[3] Trent E. M.: *Metal cutting. Butterworths*, London 1989.
[4] Bobrov V. F.: *Osnovy teorii rezanija metallov*. Mašinostroenie, Moskwa 1975.
[5] Boothroyd G.: *Fundamentals of metal machining*. Edward Arnold, London 1965.
[6] Przybylski L.: *Strategia doboru warunków obróbki współczesnymi narzędziami*. WPK, Kraków 2000.
[7] Loladze T. N.: *Pročnost' i iznosostojkost' režuščego instrumenta*. Mašinostroenie, Moskwa 1982.
[8] Legutko S.: *Zużycie w tribomechanicznym systemie procesu skrawania*.Tribologia, nr 1, 1997, s. 76-87.
[9] Pytko S.: *Problemy smarowania w procesach obróbkowych*. Mechanik, nr 9, 1989, s. 401-406.
[10] Hebda M., Wachal A.: *Trybologia*. WNT, Warszawa 1980.
[11] Kalpakijian S.: *Manufacturing processes for engineering materials*.Reading, Addison-Wesley, 1985.
[12] Burakowski T., Wierzchoń T.: Inżynieria powierzchni metali. WNT, Warszawa 1995.
[13] Kuczmaszewski J.: *Podstawy konstrukcyjne i technologiczne oceny wytrzymałości adhezyjnych połączeń metali*. WU PL, Lublin 1995.
[14] Domińczuk J.: *Stanowisko laboratoryjne do badania właściwości adhezyjnych warstwy wierzchniej*. II seminarium naukowe: Rynkowe zorientowanie inżyniera produkcji „od rynku do produkcji i procesów". Gdańsk 1998.
[15] Józwik J.: *Zjawisko narostu podczas skrawania i jego analiza przy wykorzystaniu systemu wizyjnego „MICRO SCAN"*. Zagadnienia Eksploatacji Maszyn – materiały w druku.

Jerzy JÓZWIK

TERMOGRAFICZNA OCENA ROZKŁADU TEMPERATURY NA POWIERZCHNI PRZEDMIOTU OBRABIANEGO PODCZAS TOCZENIA NIEORTOGONALNEGO

THERMOGRAPHIC EVALUATION OF TEMPERATURE DISTRIBUTION ON SURFACE OF WORKPIECE DURING NON-ORTHOGONAL TURNING

W artykule przedstawiono termograficzną analizę rozkładu temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego podczas toczenia nieortogonalnego. W postaci wykresów przedstawiono rozkład temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego w funkcji położenia źródła ciepła oraz czasu. Pomiary prowadzono przy użyciu kamery termograficznej typu V-20ER005-25 wyprodukowanej przez firmę VIGO SYSTEM z Warszawy. Dane termograficzne analizowano przy wykorzystaniu specjalistycznego oprogramowania TERMOGRAF v.1.95 c.

The thermographic analysis of temperature distribution on surface of workpiece during non-orthogonal turning is presented in the article. The distribution of temperature on the surface of workpiece in function of moving heat source and time is shown in form of graphs. Measurements were performed with thermographic camera ofV-20ER005-25 type, produced by VIGO SYSTEM in Warsaw. Thermografic data were analysed with specialistic THERMOGRAPH v. 1. 95 c software.

1. Wprowadzenie

Skrawanie materiału jest procesem, któremu towarzyszą naprężenia oraz odkształcenia sprężyste i plastyczne [1, 2]. W obszarach intensywnych oddziaływań fizycznych generowane są znaczne ilości ciepła [3]. Wymiana ciepła w układzie przedmiot obrabiany - narzędzie prowadzi do znacznych przyrostów wartości temperatury elementów tego systemu [1-3]. Istotnym zjawiskiem związanym ze zmianą wartości temperatury przedmiotu obrabianego jest zmiana jego wymiarów liniowych. Wzrastająca amplituda drgań atomów ciała prowadzi do wzrostu średniej odległości między nimi, a więc rozszerzenia całego ciała. Zjawisko rozszerzania ciała pod wpływem zmian jego temperatury powoduje powstawanie odkształceń cieplnych, które jak podaje literatura [4], są jednymi z głównych źródeł błędów obróbkowych. Ocenia się, że w obróbce precyzyjnej błędy powodowane przez czynniki termiczne stanowią od 40 do 70% całkowitego błędu wykonania przedmiotu. Systemy kompensacji przemieszczeń cieplnych wymagają ciągłej, szybkiej i bezinwazyjnej metody określania temperatury elementów układu obróbkowego. Zadanie to stosunkowo dobrze realizowane jest dzięki coraz częściej stosowanej technice termograficznej, wykorzystującej informacje zawarte w sygnałach cieplnych emitowanych z powierzchni badanych obiektów [5-7]. W mechanice, technikę termograficzną wykorzystuje się zarówno do określania zmian temperatury urządzeń i maszyn technologicznych [6], jak również w badaniach procesów fizycznych zachodzących podczas odkształcania ciał [5, 7].

2. Generowanie ciepła w strefie skrawania i skutki jego oddziaływań

Jednym z procesów fizycznych towarzyszących skrawaniu materiałów jest generowanie znacznych ilości ciepła. Ciepło generowane jest w każdej ze stref fizycznych oddziaływań ostrza narzędzia na przedmiot obrabiany. Źródłami generowanego ciepła w strefie skrawania jest praca odkształceń plastycznych i sprężystych oraz dekohezji materiału, praca sił tarcia na powierzchni natarcia i przyłożenia oraz praca odkształceń plastycznych poprzedzających poślizg i przenikających do warstwy wierzchniej [2]. Bezpośrednim efektem powstającego ciepła jest wzrost temperatury przedmiotu obrabianego oraz narzędzia. W badaniach fizycznych procesu skrawania znajomość temperatury w strefie obróbki, przedmiotu oraz narzędzia, odgrywa istotną rolę i jest przedmiotem badań w wielu ośrodkach naukowych w kraju i zagranicą [7-15]. To właśnie od niej zależą takie mechanizmy jak: zużywanie ostrza narzędzia, mechanizm tworzenia wióra, konstytuowanie warstwy wierzchniej, wielkość odkształceń cieplnych itp. [2].

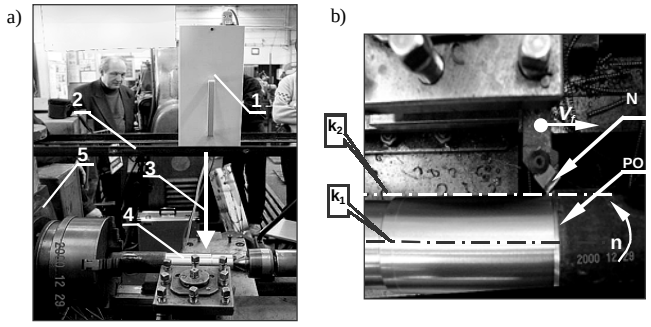
Jak podaje literatura [4] wzrost temperatury przedmiotu oraz narzędzia podczas skrawania w istotny sposób przyczynia się do powstawania znacznych niedokładności obróbki. Skutki przepływu ciepła mogą objawiać się w dwojaki sposób: powodować zmiany wymiarów liniowych przedmiotu obrabianego i narzędzia oraz powodować deformacje będące efektem nierównomiernego jej rozkładu. Materiały obrabiane (najczęściej stale) pod wpływem ciepła ulegają rozszerzaniu. Prowadzenie obróbki przy wzrastających wymiarach liniowych obrabianego przedmiotu oraz narzędzia, może powodować zmiany głębokości skrawania, a przez to istotne błędy kształtu gotowego produktu. Problem ten jest szczególnie zauważalny w przypadku wieloprzejściowej obróbki przedmiotów cienkościennych, podatnych na działanie ciepła. Zapewnienie wymaganej dokładności wykonania przy zachowaniu wysokiej wydajności obróbki stanowi jeden z najgłówniejszych problemów wytwarzania. Utrzymanie zadowalającego stopnia zgodności gotowej części z wymaganiami wymiarowymi i geometrycznymi, to ciągłe wyzwanie współczesnych systemów wytwarzania, będące jednocześnie motorem ich rozwoju. Poznanie zakresu i charakteru zmian temperatury elementów systemu obróbkowego, przyczyni się do przynajmniej częściowego skompensowania niekorzystnych oddziaływań cieplnych na dokładność wymiarowo - kształtową przedmiotów obrabianych. O istotnym znaczeniu problemu cieplnych i sprężystych odkształceń przedmiotów, szczególnie poddawanych szybkościowej obróbce skrawaniem, może świadczyć obecność tej tematyki w znaczącej literaturze fachowej. Problem kompensacji przemieszczeń powodowanych ciepłem generowanym w strefie skrawania koncentruje się wokół dwóch istotnych kierunków badań. Jeden z nich jest związany z rozwojem komputerowego modelu symulacji zachowania się narzędzia oraz przedmiotu obrabianego pod wpływem

powstającego ciepła, zaś drugi to próba stworzenia prognostycznego (na podstawie symptomów termalnych) modelu przemieszczeń cieplnych przedmiotu obrabianego oraz narzędzia i wykorzystanie go w procedurach systemów kompensacji w trybie *on-line* [16].

3. Stanowisko badawcze i przebieg eksperymentu

Jednym z podstawowych etapów oceny wpływu ciepła generowanego w strefie skrawania na dokładność wymiarowo-kształtową przedmiotów po obróbce jest znajomość rozkładu wartości temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego oraz narzędzia. W tym celu przeprowadzono badania, mające na celu ustalenie charakteru zmian wartości temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego podczas toczenia nieortogonalnego. Pomiar i rejestrację wartości temperatury prowadzono w podczerwieni przy wykorzystaniu kamery termograficznej *V-20ER005-25*, wyprodukowanej przez firmę *VIGO System* z Warszawy. Proces skrawania prowadzono na tokarce uniwersalnej CS 401, przy ustalonych technologicznych parametrach obróbki (v_c=150m/min, a_p=1mm, f=0.18 mm/obr). Toczeniu poddawano wałki ze stali węglowej konstrukcyjnej wyższej jakości 45 o średnicy 100 mm, bez chłodzenia. Zastosowano nóż tokarski składany NNZa 20x20 z mocowanym mechanicznie ostrzem z węglika spiekanego *S20*. Podstawowe zespoły funkcjonalne stanowiska badawczego przedstawiono na rys. 1a.

Wskutek detekcji promieniowania cieplnego generowanego w strefie skrawania oraz przewodzonego przez elementy systemu obróbkowego, rejestrowano obrazy termalne przedstawiające rozkład wartości temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego. Po uruchomieniu opcji skanera liniowego rejestrowano wartości temperatury wzdłuż wybranej z termogramu linii. Rejestracji, a następnie analizie poddano rozkład temperatury wzdłuż tworzącej przedmiotu obrabianego, leżącej w płaszczyźnie pionowej, przechodzącej przez oś symetrii obrabianego przedmiotu (oś k_1) oraz wzdłuż tworzącej leżącej w płaszczy˙nie poziomej - na styku z wierzchołkiem ostrza narzędzia skrawającego (oś k_2).

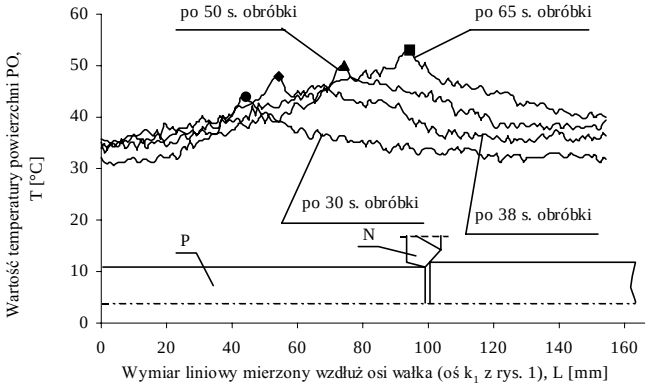


Rys. 1. Stanowisko badawcze: a) podstawowe zespoły funkcjonalne, b) położenie osi obserwacji k_1 oraz k_2, 1- kamera termograficzna V-20ER005-25, 2 - układ mocowania kamery na obrabiarce, 3 - kierunek obserwacji, 4 - przedmiot obrabiany PO, 5 - tokarka uniwersalna CS 401, V_f - prędkość ruchu posuwowego, n - prędkość obrotowa PO.

Położenie poszczególnych osi obserwacji przedstawiono na rys. 1b. Oś k_2 przechodzi przez strefę intensywnych oddziaływań fizycznych ostrza narzędzia na przedmiot obrabiany oraz powierzchnię obrabianą.

Komunikację z kamerą, akwizycję i analizę gromadzonych danych termograficznych prowadzono przy zastosowaniu specjalistycznego oprogramowania *TERMOGRAF v. 95 c.*

4. Analiza rozkładu temperatury na powierzchni przedmiotu podczas toczenia nieortogonalnego

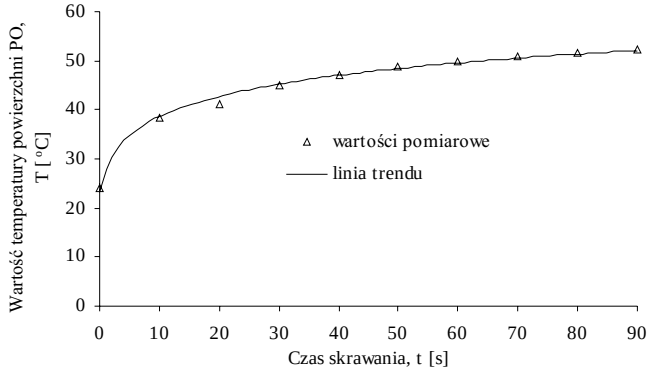


Rys. 2. Rozkład wartości temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego w funkcji położenia źródła ciepła, zarejestrowany wzdłuż osi obserwacji k_1

Analizie poddano rozkład wartości temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego w trakcie procesu skrawania. Prezentowane na rys. 2 charakterystyczne przebiegi zmian wartości temperatury powierzchni PO, uzyskano wykorzystując opcję skanera liniowego kamery V-20ER005-25. Obserwację prowadzono wzdłuż osi skanowania oznaczonej na rys. 1b jako k_1.

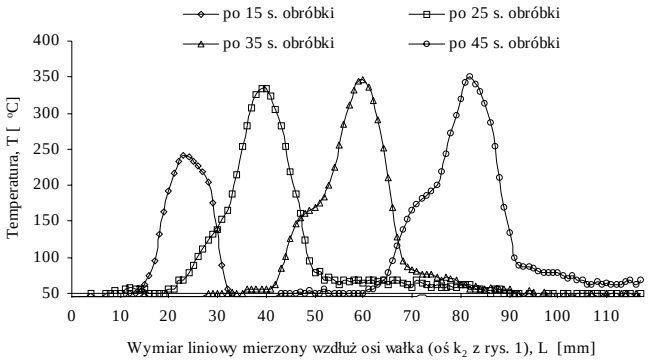
Jak wynika z zaprezentowanych na rys. 2 charakterystyk, temperatura powierzchni przedmiotu obrabianego wzdłuż analizowanej osi, osiąga dla przyjętych warunków skrawania oraz cech geometrycznych przygotówki, maksymalną wartość rzędu 40÷55°C. Zaobserwowano wyraźny wzrost wartości temperatury wraz z upływem czasu skrawania. Wzdłuż obrabianego wałka występuje gradient temperatury, którego wzrost wartości koncentruje się w pobliżu źródła ciepła (kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym). Zaobserwowane maksimum temperatury przemieszcza się zgodnie z wektorem prędkości ruchu posuwowego narzędzia. Jednocześnie, w miarę oddalania się źródła ciepła od powierzchni czołowej toczonego wałka, intensyfikuje się proces wymiany ciepła z otoczeniem, czego wynikiem jest obniżanie się wartości temperatury powierzchni obrobionej.

Na rys. 3 zaprezentowano przebieg czasowy zmian wartości temperatury powierzchni przedmiotu obrabianego. Przedstawioną na wykresie linię trendu zmian wartości temperatury uzyskano w wyniku aproksymacji wartości dyskretnych wielomianem trzeciego stopnia. Maksymalna wartość temperatury powierzchni przedmiotu obrabianego wzrasta w całym przedziale czasowym obróbki, dążąc do



Rys. 3. Charakter zmian maksymalnej wartości temperatury powierzchni przedmiotu obrabianego mierzonej wzdłuż osi obserwacji k_1, w funkcji czasu

wartości ustalonej. Dla przeprowadzonych prób toczenia nieortogonalnego, temperatura powierzchni przedmiotu obrabianego przyjmuje powtarzalny charakter zmian w szerokim zakresie technologicznych parametrów obróbki.

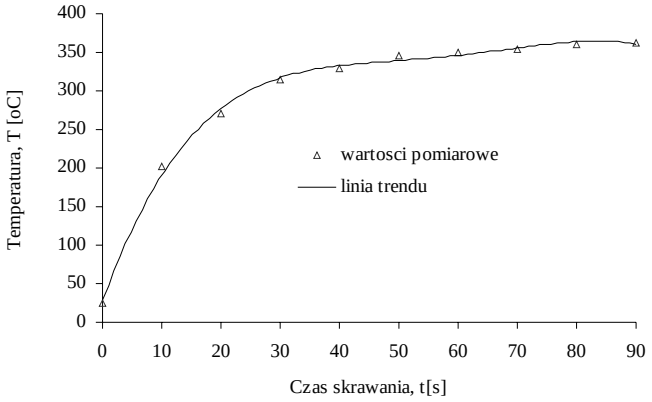


Rys. 4. Rozkład wartości temperatury zarejestrowany wzdłuż osi obserwacji k_2, w funkcji położenia źródła ciepła

Na rys. 4 przedstawiono charakter zmian wartości temperatury zarejestrowanej wzdłuż osi obserwacji k_2 z rys. 1b, przechodzącej przez strefę styku ostrza narzędzia z przedmiotem obrabianym.

Jak wynika z prezentowanych charakterystyk maksymalna temperatura zarejestrowana wzdłuż osi k_2, przyjmuje wartości rzędu 300÷350°C. Dotyczy ona bezpośrednio powierzchni warstwy materiału przetwarzanej w wiór. Okazuje się, że wskutek oddziaływania ruchomego źródła ciepła maksymalna temperatura przetwarzanego w wiór materiału jest o rząd wielkości wyższa w stosunku do najwyższej temperatury powierzchni, rejestrowanej wzdłuż osi k_1 (por. rys. 2). Istotne różnice wartości temperatury w stosunku do wyników pomiarów rejestrowanych wzdłuż osi k_1, wynikają z intensywnych oddziaływań fizycznych ostrza narzędzia skrawającego na przedmiot obrabiany. Odkształcenia plastyczne i sprężyste warstwy skrawanej oraz dekohezja materiału są głównymi źródłami generowanego ciepła w tej strefie. Z uzyskanych charakterystyk wynika, że temperatura powierzchni materiału przetwarzanego w wiór, jak również strefa objęta jej wpływem, wzrasta wraz z czasem skrawania.

Na rys. 5 zaprezentowano charakter zmian maksymalnej wartości temperatury mierzonej wzdłuż osi k_2, w funkcji czasu. Podobnie jak w przypadku prezentowanym na rys. 3, zaobserwowano inercyjny charakter zmian wartości maksymalnej temperatury rejestrowanej wzdłuż osi obserwacji k_2 w całym przedziale czasowym obróbki, przy czym różnice wartości mierzonej temperatury są znaczne. Przedstawioną na wykresie linię trendu zmian wartości temperatury uzyskano w wyniku aproksymacji wartości dyskretnych wielomianem trzeciego stopnia.



Rys. 5. Charakter zmian maksymalnej wartości temperatury mierzonej wzdłuż osi k_2 w funkcji czasu

5. Podsumowanie i wnioski

W oparciu o uzyskane wyniki badań można stwierdzić, że efektem oddziaływania ciepła generowanego w strefie skrawania na przedmiot obrabiany jest niejednorodny przyrost wartości temperatury powierzchni przedmiotu w kierunku równoległym do jego osi. Dla przyjętych w eksperymencie parametrów technologicznych obróbki i cech geometrycznych przygotówki oraz narzędzia, maksymalna temperatura powierzchni przedmiotu obrabianego osiąga wartości rzędu kilkudziesięciu stopni Celsjusza (40÷55°C), zaś w strefie intensywnych oddziaływań fizycznych ostrza narzędzi na przedmiot obrabiany – 300 ÷ 350 °C . Zarówno temperatura powierzchni przedmiotu obrabianego jak również strefa objęta wpływem generowanego ciepła, wzrasta wraz z czasem skrawania i przemieszcza się zgodnie z wektorem prędkości ruchu posuwowego. Występujące gradienty temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego osiągają zróżnicowane wartości zależnie od położenia punktów powierzchni względem źródła ciepła, jakim jest strefa skrawania. Wartości maksymalne gradientu temperatury zaobserwowano w strefie kontaktu ostrza narzędzia z przedmiotem obrabianym. Zaobserwowano narastający charakter zmian wartości temperatury przed czołem źródła ciepła oraz jednoczesne obniżanie się wartości temperatury w miarę oddalania się źródła ciepła od powierzchni czołowej obrabianego wałka.

6. Literatura

[1] Trent E.M.: *Metal cutting*. London, Butterworths 1989.
[2] Grzesik W.: *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. WNT. Warszawa 1998
[3] Reznikov A.N.: *Teplofizika processov mechaničeskoj obrabotki materialov*. Moskva, Mašinostroenie 1981.
[4] Bryan J.: *International status of thermal error research*. Annals CIRP, 39 (2), pp. 645–656, 1990.
[5] Gadaj S.P.: *Zastosowanie termografii w badaniach mechanicznych*. Przegląd Mechaniczny 5/97, s.10-19.
[6] Poloszyk S., Różański L.: *Obraz termowizyjny jako symptom w diagnostyce termalnej maszyn technologicznych*. Termografia i termometria w podczerwieni. Wyd. Pol. Łódzkiej i PKOpto SEP. Łódź 2000.
[7] Zębala W.: *Heat Transfer in the cutting zone.* V Międzynarodowe Sympozjum OSiN. Krynica 1997.
[8] Józwik J.: *Termograficzna ocena rozkładu temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego podczas skrawania ortogonalnego*. Eksploatacja i Niezawodność, PAN i PN-TE, nr 2-3/2001, s. 64-78.
[9] Józwik J.: *Modelowanie zjawisk cieplnych zachodzących w strefie skrawania przy wykorzystaniu sztucznej sieci neuronowej.* Ogólnokrajowa Konferencja – SKN i MPN, Białystok 1999.
[10] Józwik J.: *Doświadczalna analiza rozkładu temperatury powierzchni przedmiotu obrabianego podczas toczenia.* IV Ogólnokrajowa

Konferencja Naukowo-Techniczna. Postępy w technice wytwarzania maszyn. Postępy 2001. Kraków 2001.
[11] Wójtowicz Cz.: *Metoda doświadczalno-teoretyczna obliczania ciepła w strefie kontaktu wióra z ostrzem skrawającym w różnych ośrodkach obróbk*i. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, z. 4, 1992.
[12] Cichosz P.: *Rozkład temperatury na powierzchniach roboczych ostrza ceramicznego znajdującego się w określonym stadium zużycia*. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, z. 3-4, 1991.
[13] Childs T., H., Maekawa K., Maulik P.: *Effects of coolant on temperature distribution in metal machining.* Mat. Science Technol., vol. 4, November 1988, s. 1006-1019.
[14] Chu T. H., Wallbank J.: *Determination of the temperature of a machined surface. Journal of Manufacturing Science and Engineering,* Vol. 120, pp. 259-263, 1998.
[15] Dawson P. R., Malkin S.: *Inclined moving heat source model for calculating metal cutting temperatures*. Trans. of the ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol. 106, pp. 179-186, August 1984.
[16] Sartori S., Zhang G., X.: *Geometric error measurement and compensation of machines*. Annals CIRP, 44 (2), pp. 1–11, 1995.

Jacek DOMIŃCZUK
Aleksander KISAŁA

OPTYMALIZACJA OPERACJI TECHNOLOGICZNYCH POPRZEZ MODERNIZACJĘ OBRABIAREK STARSZEJ GENERACJI

OPTIMISATION OF TECHNOLOGIC OPERATION BY MODERNISATION THE OLDER GENERATION MACHINE TOOLS

W pracy przedstawiono możliwość optymalizacji operacji technologicznych obróbki tokarskiej z wykorzystaniem obrabiarek konwencjonalnych. Przedstawiono przykład adaptacji obrabiarki starszej generacji do pracy w gnieździe z obrabiarką sterowaną numerycznie.

This paper presented possibility of optimisation of technologic operation for lathe-machining with application of conventional machine tools. There are presented an example of adaptation the older generation machine tools for work in the line of machine tools numeric controlled.

1. Wstęp

Współczesne przedsiębiorstwo działa w coraz gwałtowniej zmieniającym się otoczeniu. Ustawiczne rozszerzanie terytorialne zasięgu rynków stwarza zagrożenie ze strony konkurencji [8], która wymusza zmiany sposobów konkurowania. Te uwarunkowania wymuszają konieczność poszukiwania rezerw produkcyjnych, czyli dążenia do jak największego zintegrowania systemów wytwarzania [2, 4, 5].

Zagadnienia optymalizacji stanowią ważny czynnik w procesie planowania produkcji. Szczególnie widoczne jest to w obecnym czasie gdy dąży się do zminimalizowania czasu wytwarzania i redukcji kosztów, jak również zwiększenia elastyczności asortymentowej zakładu. Na zwiększenie wydajności i poprawę jakości wyrobów wpływa znacząco ciągły rozwój w dziedzinie narzędzi obróbkowych, jak też rozwój zautomatyzowanych systemów kontroli. Wykorzystanie wymienionych osiągnięć wymaga jednak zmian w parku maszynowym. Generalnie obrabiarki dotychczas stosowane należało by zastąpić obrabiarkami sterowanymi numerycznie, charakteryzującymi się m.in. zdolnością do zachowania określonych optymalnych parametrów obróbki, oraz posiadającymi zautomatyzowane układy pozycjonowania i mocowania przedmiotu obrabianego. Dającymi możliwość śledzenia procesu obróbki zgodnie z założeniami systemu kontroli statystycznej [3].

Wprowadzenie nowoczesnych obrabiarek wiąże się jednak z dużymi nakładami finansowymi związanymi z zakupem nowych obrabiarek i złomowaniem dotychczas użytkowanych. Wielu zakładów nie stać na takie rozwiązanie. Poszukuje się więc innych tańszych sposobów zwiększenia wydajności z wykorzystaniem istniejącego parku maszynowego.

Rozwój automatyki i powstanie układów sterowania daje możliwość modernizacji obrabiarek starszej generacji [6, 7], szczególnie w odniesieniu do napędów i sterowań. To nowe narzędzie w powiązaniu z inicjatywą twórczą konstruktorów daje możliwość modernizacji obrabiarek w takim stopniu, że mogą one doskonale wykonywać operacje, których realizacja była możliwa tylko przez obrabiarki sterowane numerycznie. W wielu przypadkach można również tak udoskonalić możliwości obrabiarek, że mogą one bez przeszkód współpracować z obrabiarkami sterowanymi numerycznie przyczyniając się do wzrostu ich wydajności.

2. Optymalizacja operacji tokarskich poprzez modernizację tokarki Biglia B110

Poniżej omówiono sposób postępowania przy modernizacji tokarki starszej generacji i włączeniu jej w cykl obróbczy z obrabiarką sterowaną numerycznie.

Analiza wstępna spodziewanego efektu modernizacji uwzględniała aspekty finansowe takiego przedsięwzięcia, realizowanego jedynie w przypadku osiągnięcia nowej zdolności produkcyjnej obrabiarki, poprawy wydajności warunkującej jej włączenie w gniazdo obróbcze z obrabiarką sterowaną numerycznie.

Przyjęto następujące założenia:

- Skrócenie czasu jednostkowego cyklu operacyjnego poprzez zastosowanie dopuszczalnych konstrukcyjnie największych parametrów obróbki dla modernizowanej obrabiarki z uwzględnieniem zaleceń producentów narzędzi.

Realizowalność tego założenia jest bezpośrednio związana z wymogami:

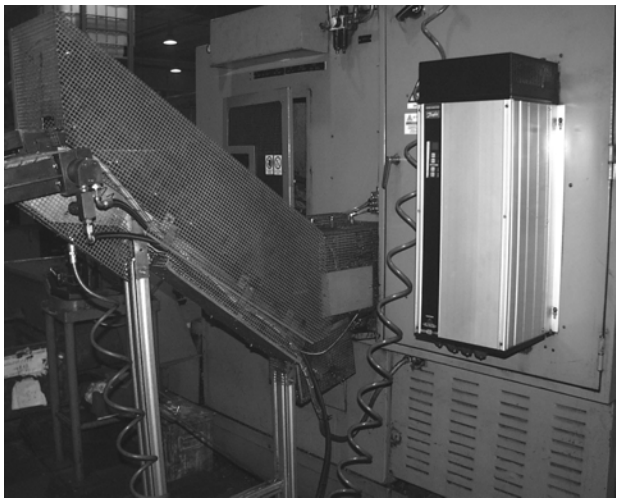
  - ° szerokiego przedziału zakresu zmian parametrów obróbczych – elastyczny układ sterowania,
  - ° dużej sztywności i stabilności układów,
  - ° możliwości jednoczesnego wykonywania wielu zabiegów i czynności pomocniczych.

- Gwarancja niezawodności działania poprzez czynności remontowe [1].
- Możliwość 1-osobowej obsługi gniazda obróbkowego.
- Możliwość oszczędnego gospodarowania powierzchnią produkcyjną.

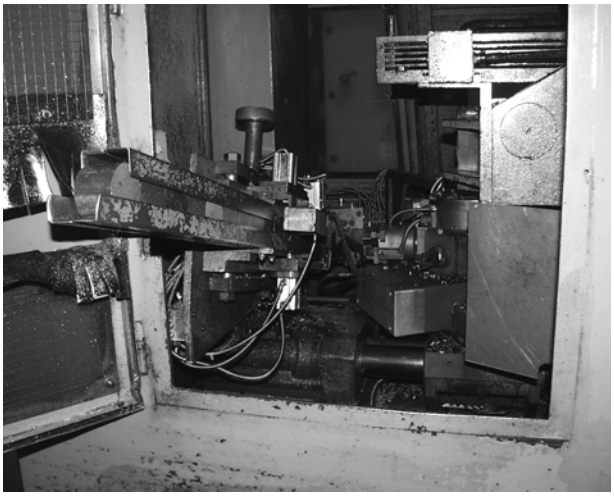
Tokarka Biglia B110 sterowana sekwencyjnie – model z lat 70-tych, którą przeznaczono do modernizacji spełnia oczekiwania związane ze sztywnością układu obróbkowego po dokonaniu czynności remontowych, jednak jej układ napędowy od silnika poprzez reduktor pozwala na osiągnięcie jedynie czterech prędkości obrotowych co nie gwarantuje zachowania optymalnych warunków pracy obrabiarki.

Mając na uwadze to, że reduktor bardzo często ulega uszkodzeniom (ze względu na dużą ilość zastosowanych w nim elementów ciernych), konieczność poszerzenia zakresu prędkości obrotowych, oraz dostosowanie obrabiarki do współpracy z obrabiarką sterowaną numerycznie wykonano następujące czynności:

– zamontowano falownik (rys.1) do sterowania silnikiem pozwalający na uzyskanie obrotów programowalnych co 1 obr/min w zakresie 12÷3500 obr/min,
– wyeliminowano reduktor sprzęgłowy,
– wyposażono obrabiarkę w regulowany nastawny ześlizg do podawania półfabrykatów (rys.2),

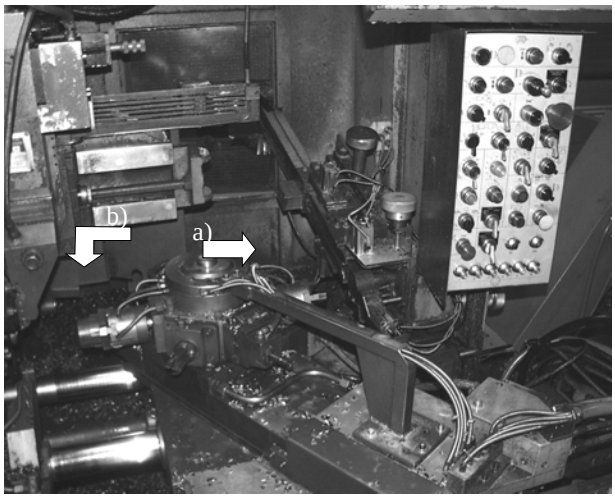


Rys. 1. Widok układu sterowania obrotami obrabiarki



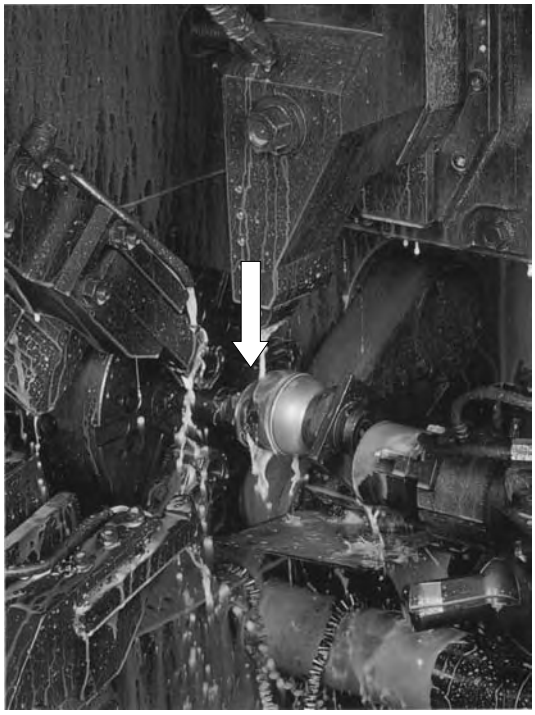
Rys. 2. Widok ześlizgu półfabrykatów

– wyposażono podajnik w czujnik obecności półfabrykatu (rys.3.),
– wyposażono głowicę rewolwerową tokarki w niezbędną instalację pneumatyczną i hydrauliczną do zautomatyzowanego pobierania półfabrykatów (rys.3),



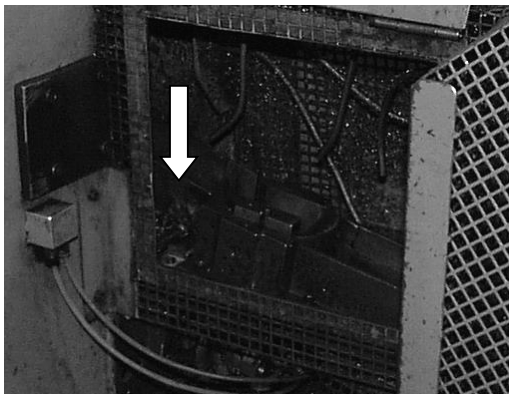
Rys. 3. Widok systemu pobierania półfabrykatów: a) czujnik obecności półfabrykatu, b) zmodernizowana głowica rewolwerowa

– zmodernizowano wrzeciono celem zapewnienia zautomatyzowanego rozładowania po cyklu obróbczym,
– zmodernizowano system odbioru detali (rys.4),



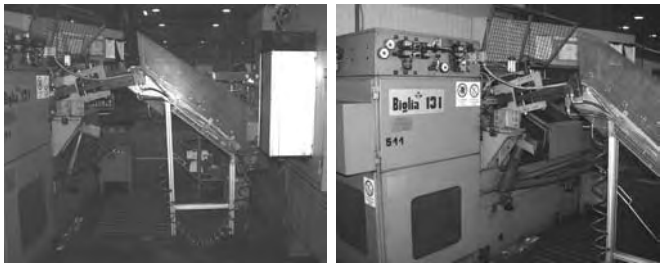
Rys. 4. Widok zmodernizowanego systemu odbioru detali

– zamontowano system pozycjonowania detali przed transporterem do obrabiarki sterowanej numerycznie typu Biglia B131 (rys.5),



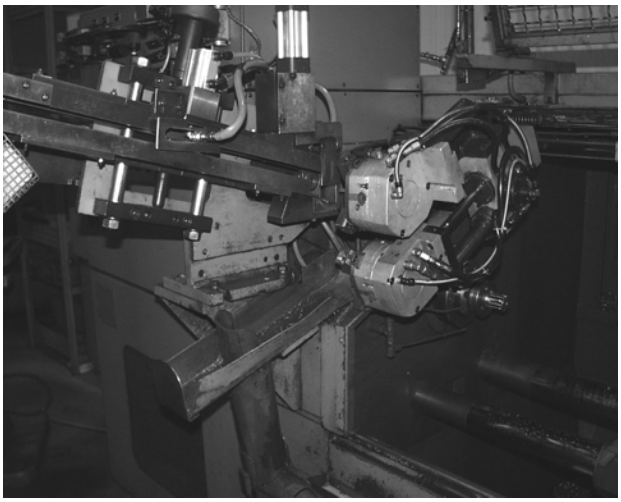
Rys. 5. Widok układu pozycjonowania detali przed transporterem

– obrabiarki połączono transporterem taśmowym wyposażonym w podwójny system kontroli stanu jego magazynów (rys.6),



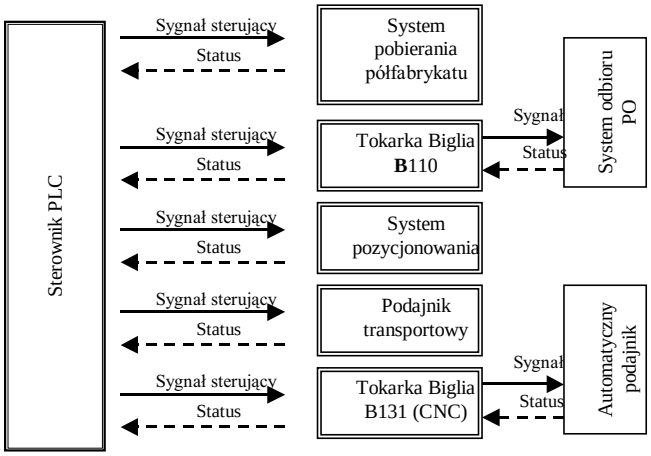
Rys. 6. Widok transportera taśmowego

– zmodernizowano automatyczny podajnik detali w OSN (rys.7),



Rys. 7. Widok podajnika detali w OSN

– zmodernizowano system sterowania osłonami bezpieczeństwa,
– zmodernizowano układ programowania i sterowania obrabiarkami przez zastosowanie sterownika programowalnego PLC (rys.8),



Rys. 8. Schemat przepływu informacji podczas sterowania gniazdem

– umiejscowiono niezbędne sterowanie gniazdem w miejscu obsługi przez operatora (rys.9).

Rys. 9. Widok układu sterowania

3. Aspekty ekonomiczne przedsięwzięcia

Poniżej przedstawiono zestawienie kosztów modernizacji obrabiarki w odniesieniu do obrabiarki nowej, bazując na ofertach firm.

Tab. 1. Zestawienie kosztów instalacji obrabiarki

Wyszczególnienie	Koszt [%]	
	Stara obrabiarka	Nowa obrabiarka
Wartość obrabiarki	100	128
Amortyzacja za przebyty okres eksploatacji	84	–
Wartość środka inwentarzowego	16	–
Wartość alternatywnej do zmodyfikowanej obrabiarki	–	162
Koszt modernizacji	36	–
Łączna wartość środka	52	162

W tabeli 2 zawarto zestawienie kosztów eksploatacji obrabiarek.

Tab. 2. Zestawienie kosztów eksploatacji obrabiarek

	Wariant obróbki	Przed modernizacją obrabiarki		Po modernizacji obrabiarki	
		St. generacji	CNC	St. gen.	CNC
Średni „t_j" cyklu [%]	A	3,44(1)	–	–	–
	B	1,02÷1,14(2)	1,14÷1,23(1)	0,83÷0,91	1,0(1)
Ilość osób obsługi	A	1	–	–	–
	B	1	1	1	
Procentowy wskaźnik wydajności	A	100	–	–	–
	B	296÷342(2)	301÷317(1)	344÷391	
		296÷317			
Średnia efektywność produkcyjna pracownika	A	1,0	–	–	–
	B	3,19(2)	3,09(1)	3,675	

A – wariant obróbki całkowitej detalu na jednej obrabiarce,
B – wariant obróbki detalu ″ cyklu + ″ cyklu obróbkowego,
(1) – dane wynikające z możliwości technologicznych obrabiarki,
(2) – dane wynikające z dostosowania parametrami (sterowanie „t_j" zamierzone technologicznie i kontrolowane).

4. Podsumowanie

Modernizacja obrabiarek starszej generacji pozwala w wielu przypadkach zakładom ograniczyć wydatki na zakup nowych obrabiarek, przy zachowaniu dużej wydajności produkcyjnej i znacznej elastyczności asortymentowej. Jak można zauważyć w prezentowanym przykładzie koszt modernizacji obrabiarki jest 4,5 razy niższy od kosztu zakupu nowej obrabiarki odpowiadającej zdolnością produkcyjną. Stosunkowo niewielka inwestycja stanowiąca 36% początkowej wartości obrabiarki pozwoliła na zwiększenie zdolności produkcyjnej gniazda obróbkowego o 74%, przy wzroście efektywności produkcyjnej pracownika obsługującego z 3,09 do 3,675 punktu.

Porównując wariant obróbki całkowitej detalu na obrabiarce sprzed modyfikacji i obróbki prowadzonej na obrabiarce pracującej w gnieździe po modernizacji, należy zwrócić uwagę na niemalże czterokrotny wzrost wydajności. Co przy obecnych uwarunkowaniach rynkowych jest bardzo korzystne. Dodatkową zaletą przeprowadzonej modernizacji jest poprawa warunków obróbki co sprzyja zwiększeniu trwałości narzędzi i poprawie stanu powierzchni przedmiotów obrabianych.

Konieczność ciągłego konkurowania oraz dążenie do obniżenia kosztów produkcji sprawia, że coraz bardziej odczuwalne jest zapotrzebowanie zakładów na takie rozwiązania.

5. Literatura

[1] Bartczak S.: *Projektowanie obrabiarek*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 1995.
[2] Cyklis J., Pierzchała W., Zając J.: *Centralne i rozproszone sterowanie zautomatyzowanym systemem wytwarzania.* Inżynieria Maszyn, zeszyt 1-2, Wrocław 2000.
[3] Greber T.: *Statystyczne sterowanie procesami a Polskie Normy*. Inżynieria Maszyn, zeszyt 1, Wrocław 1997.
[4] Honczarenko J.: *Elastyczna automatyzacja wytwarzania: obrabiarki i systemy obróbkowe.* WNT, Warszawa 2000.
[5] Kosmol J.: *Automatyzacja obrabiarek i obróbki skrawaniem*. WNT, Warszawa 2000.
[6] Peinetti F. (red.): *Yasuhiro monden produzione just-in-time come si progetta e sirealizza*. Torino, 1986.
[7] Zdanowicz R.: *Robotyzacja procesów technologicznych*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2000.
[8] Zymonik Z.: *Diagramy macierzowe w kreatywnym rozwiązywaniu problemów jakości.* Inżynieria Maszyn, zeszyt 1, Wrocław 1997.

Jacek DOMIŃCZUK

MOŻLIWOŚCI ZASTOSOWANIA SYSTEMU WIZYJNEGO „MICROSCAN" DO POMIARÓW WIELKOŚCI GEOMETRYCZNYCH

POSSIBILITY OF APPLICATION OF VISUAL SYSTEM „MICROSCAN" FOR GEOMETRICAL DIMENSIONS MEASUREMENT

W pracy przedstawiono możliwości realizacji pomiarów wielkości geometrycznych przy wykorzystaniu systemu wizyjnego "MicroScan". Zaproponowano również kilka możliwości jego zastosowania.

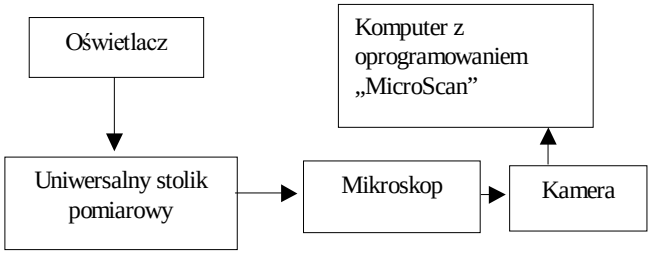
This paper presented possibility to realization of geometrical dimensions measurement with application of system "MicroScan". There are propose some possibility of application.

1. Wstęp

Coraz częściej do pomiarów wielkości geometrycznych są stosowane metody cyfrowej analizy obrazu [1, 2, 6, 7]. Znane dotychczas metody optyczne takie jak mikroskopy pomiarowe oraz projektory służą do pomiaru wymiarów w układzie współrzędnych prostokątnym lub biegunowym. W urządzeniach tych obserwowany obraz mierzonego elementu w powiększeniu jest widziany w okularze na tle głowicy goniometrycznej, która umożliwia lokalizację wybranych punktów pomiarowych. Coraz częściej mikroskopy wyposażane są w urządzenia ułatwiające nastawianie optyczne, automatyczne wykrywanie krawędzi, czy też systemy analizy obrazu [4]. Cyfrowe przetwarzanie pozwala na przesłanie sygnału o wartości wskazanej do komputera. Zastosowanie techniki wizyjnej, w której powiększony obraz jest poddawany analizie cyfrowej w komputerze stwarza również możliwości zapisywania i archiwizowania danych pomiarowych co ma bardzo duże znaczenie w systemach jakości i nadzorowania pomiarów.

2. Możliwość wykorzystania systemu wizyjnego

Jednym z przykładów wykorzystania systemu wizyjnego jest prezentowany w pracy [3] tor pomiarowy, którego konstrukcja daje szerokie możliwości zastosowania. Tor ten składa się z mikroskopu SMZ-2T, kamery Panasonic CCD i programu „MicroScan" do komputerowej analizy obrazu. Schemat toru pomiarowego przedstawiono na rys.1.



Rys.1. Schemat toru pomiarowego

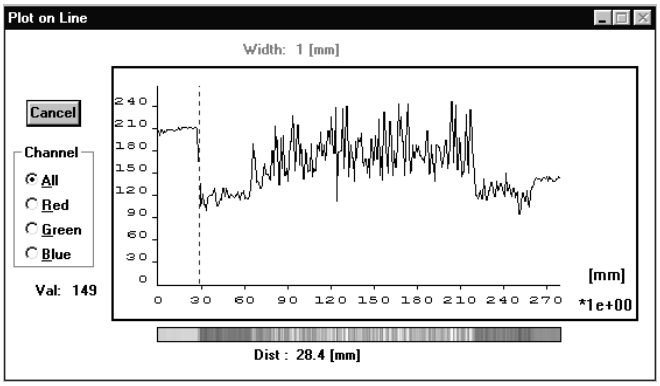
W mikroskopie powstaje powiększony obraz, który przy użyciu kamery jest przesyłany do komputera, gdzie możliwe jest dokonanie obróbki cyfrowej. Układ pomiarowy daje możliwości obserwacji obiektów w zakresie powiększeń 11,25 ÷ 315 razy.

2.1. Realizacja pomiaru wielkości geometrycznych w systemie „MicroScan"

System wizyjny „MicroScan" oprócz szeregu możliwości działań arytmetycznych na obrazach, filtracji obrazów, tworzenia ich histogramów, zapewnia również możliwość dokonywania pomiarów wielkości geometrycznych, przy wykorzystaniu następujących modułów:

- przebieg zmian jasności;
- pomiar długości wybranego odcinka;
- pomiar pola powierzchni obrysowanego konturu;
- pomiar kąta pomiędzy dwoma wybranymi odcinkami;
- działania na obrazach binarnych.

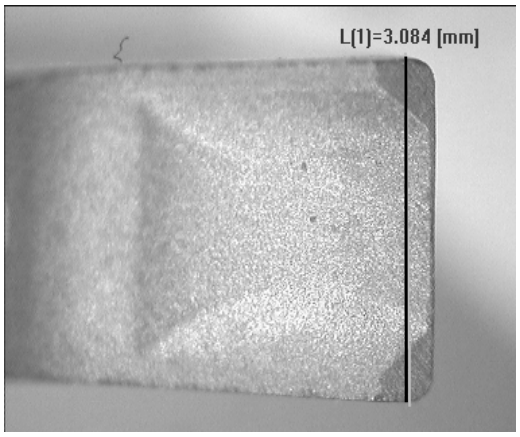
a) Przy wykorzystaniu modułu do badania przebiegu zmian jasności interesującą nas odległości liniowe można odczytać z wykresu zmian jasności na oznaczonym odcinku (rys.2), analizując kolejno zmiany intensywności składowych koloru w funkcji położenia. Metoda ta jest szczególnie przydatna w przypadku analizy obiektów o słabym zarysie krawędzi.



Rys. 2. Wykres zmian jasności (intensywności składowych kolorów) na oznaczonym odcinku

b) Pomiar długości odcinka odbywa się poprzez wskazanie punktu początku i końca odcinka pomiarowego (rys.3).

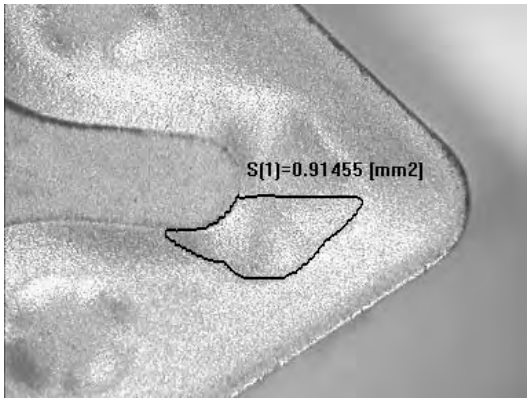
W pracy [5] przedstawiono analizę błędów, którymi obarczone są wyniki pomiarów tą metodą w prezentowanym torze pomiarowym. Niepewność pomiarów [8, 10] w tej metodzie w obszarze przeprowadzonych prób zawiera się w granicach ±0,004 mm do ±0,008 mm,



Rys. 3. Pomiar długości odcinka

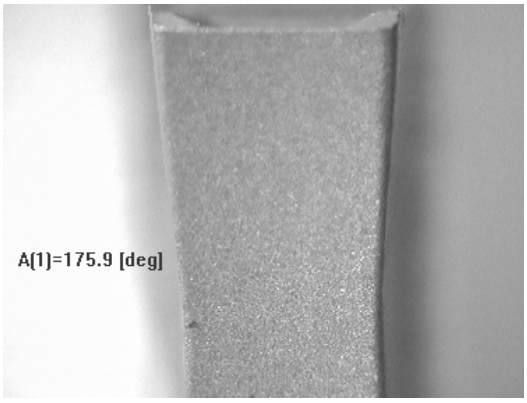
co przy błędzie względnym nie przekraczającym 2% daje podstawy do kwalifikacji toru jako przydatnego do pomiaru wymiarów liniowych.

c) Pomiar pola powierzchni obrysowanego konturem wykorzystywany jest szczególnie w przypadku obszarów o małym gradiencie barw w stosunku do tła, czyli tam gdzie zawodzą metody przekształcania obrazu w obraz binarny (rys.4).



Rys. 4. Pomiar pola powierzchni obrysowanego konturem

d) Pomiar kąta w systemie „MicroScan" sprowadza się do wskazania dwóch prostych tworzących kąt jak pokazano na rys.5.

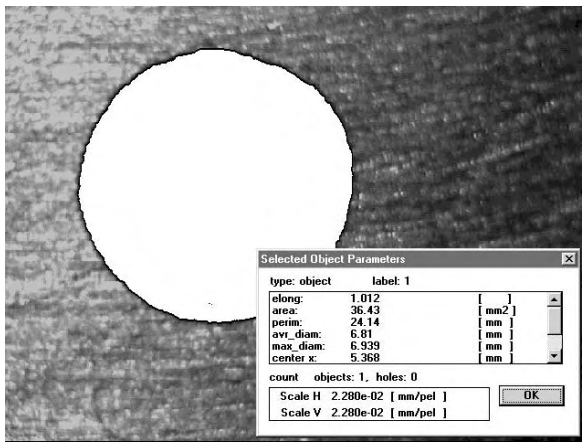


Rys. 5. Pomiar wartości kąta

e) Moduł działań na obrazach binarnych pozwala na pomiar ich podstawowych parametrów geometrycznych. Udostępnia również zestaw funkcji do selekcjonowania, dorysowywania i zmiany morfologii obiektów. Obraz binarny towarzyszący bieżącemu powstaje w wyniku progowania, lub zostaje wykreowany w samym edytorze obiektów.

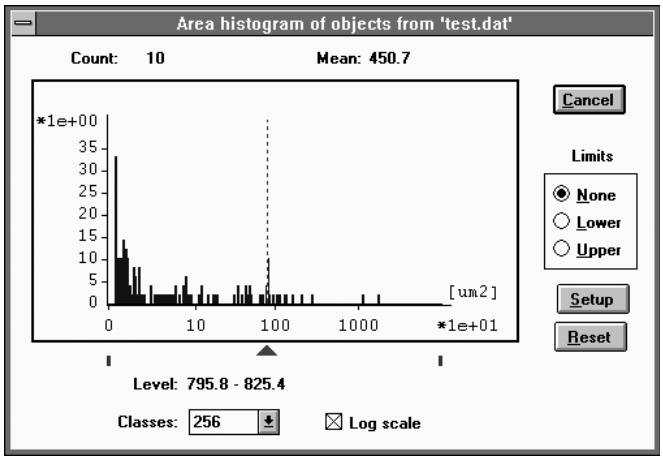
Pomiar obejmuje następujące cechy geometryczne obiektów (rys.6):

„area": pole powierzchni obiektu,
„perim": długość obwodu (konturu),
„avr_d": średnia średnica obiektu tzn. średnica koła o polu powierzchni równym danemu,
„max_d": maksymalna średnica obiektu. Określa najdłuższy ślad tego obiektu otrzymany z rzutów równoległych dla wszystkich możliwych kierunków płaszczyzny,
„ctr_x", „ctr_y": współrzędne środka geometrycznego obiektu,
„frt_x","frt_y": średnice fereta. Są to rozpiętości rzutów prostokątnych na kierunek poziomy i pionowy.



Rys. 6. Pomiar wielkości geometrycznych z wykorzystaniem funkcji identyfikacji

System „MicroScan" zaopatrzony jest również w moduł umożliwiający wyznaczanie wartości średniej i wyświetlanie histogramu danych pomiarowych zapisanych w plikach tworzonych w czasie pomiarów (rys.7).



Rys. 7. Dialog zawierający histogram danych pomiarowych z pliku „.dat" w skali logarytmicznej [9]

3. Podsumowanie

Systemy wizyjne są coraz częściej narzędziem służącym identyfikacji oraz pomiarom obiektów. Nie zawsze są to jednak narzędzia uniwersalne i niejednokrotnie chcąc je wykorzystać do określonych prac należy je odpowiednio do tego adaptować. Złożona budowa systemów często sprawia, że pojawiają się problemy dotyczące właściwego doboru narzędzi, którymi chcemy się posługiwać. Zaprezentowany system „MicroScan" tworzony był dla szerokiego grona odbiorców, nie tylko z dziedziny techniki. Wkomponowanie systemu w odpowiednio zbudowany tor pomiarowy daje możliwość wykorzystania jego możliwości.

Zaprezentowany tor pomiarowy szczególnie nadaje się do pomiaru elementów o małych wymiarach (do 20 mm) i złożonych kształtach, czyli tam gdzie tradycyjne techniki pomiarowe okazują się mało skuteczne. Przy wykorzystaniu tego toru można m.in. analizować stopień zużycia narzędzi czy też dokonywać pomiaru elementów o wymiarach nie przekraczających 0,03 mm. Szczególnie interesująca jest możliwość pracy systemu z wykorzystaniem obrazów binarnych, co znacznie poszerza możliwości jego zastosowania.

4. Literatura

[1] Domińczuk J., Kuczmaszewski J.: *Wybrane metody pomiaru pracy adhezji z wykorzystaniem komputerowej analizy obrazu*. III Ogólnopolska Konferencja Naukowo - Techniczna „POSTĘPY '99", Kraków 1999.

[2] Domińczuk J.: *Stanowisko laboratoryjne do badania właściwości adhezyjnych warstwy wierzchniej*. II Seminarium Naukowe - Rynkowe zorientowanie inżyniera produkcji, Gdańsk 1998.

[3] Domińczuk J.: *Stanowisko laboratoryjne do badania właściwości adhezyjnych warstwy wierzchniej.* II Seminarium Naukowe – Rynkowe zorientowanie inżyniera produkcji, Gdańsk 1998.

[4] Jakubiec W., Malinowski J.: *Metrologia wielkości geometrycznych*. WNT, Warszawa 1999.

[5] Kamieńska-Krzowska B., Domińczuk J., Kuczmaszewski J.: *Ocena przydatności toru pomiarowego z systemem „MicroScan" do analizy wielkości geometrycznych.* IX Konferencja Naukowo – Techniczna, „Metrologia w technikach wytwarzania maszyn", Częstochowa 2001.

[6] Materka A. (red.): *Elementy cyfrowego przetwarzania i analizy obrazów*. PWN, Warszawa ,1991.

[7] Owieczko W.: *Ocena wiarygodności przetwarzania danych w cyfrowym systemie analizy obrazu.* II Szkoła – Konferencje MWK'95, Zegrze k. Warszawy 1995.

[8] Pajzderski P., Iglantowicz T.: *Dokładność metody pomiarowej a niepewność pomiaru – próba analizy*. PAK 5, 2000.

[9] System cyfrowej analizy obrazu „MicroScan" v.1,3. Instrukcja obsługi Centrum Mikroskopii, Warszawa 1998.

[10] Turzewiecka D.: *Podstawowe zagadnienia niepewności.* PAK 9, 1998.

Miron Czerniec
Piotr Jaremek

OCENA OBLICZENIOWA ZUŻYCIA UZBROJENIA ŚWIDRÓW GRYZOWYCH

ANALYTICAL ESTIMATION OF DRILLING BITS EQUIPMENT WEAR

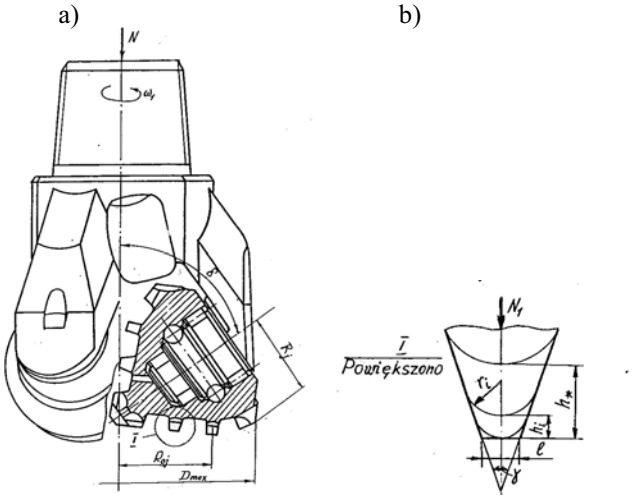
Przedstawiono wyniki badań zużycia uzbrojenia świdra trójgryzowego w oparciu o opracowany dla niego model kinetyki kontaktu tribologicznego z urabianą calizną. Przeprowadzono diagnozę obliczeniową wspomnianego parametru.

In the article are presented some results of tricone bit equipment wear tests basing oneself on worked out the model of tribological contact of this element with mining undisturbed soil. To confirm the validity of the model the numerical calculation of parameter mentioned above were performed.

1. Wprowadzenie

Jednym z ważniejszych czynników decydującym o wydajności i trwałości świdra jest zużycie ich uzbrojenia. Główną przyczyną zużywania się uzbrojenia świdra jest poślizg zębów względem calizny w otworze. Powstające przy tym zużycie zębów ma charakter zużycia ściernego w ośrodku smarnym jakim jest płuczka wiertnicza. Modelowanie matematyczne procesu zwiercania skał oraz symulacja na tej podstawie tak ważnego czynnika procesu jakim jest zużycie uzbrojenia świdra, pozwala na zoptymalizowany wybór narzędzia.

Rozpatrzymy świder trójgryzowy (rys.1a) z uzbrojeniem w postaci klina (rys.1b), który pod wpływem siły osiowej wgłębia się w calizną, a pod wpływem momentu obrotowego przetacza się względem niej z pewnym poślizgiem. Na skutek tego, wstępnie płaska po-



Rys. 1. Schemat świdra trójgryzowego

wierzchnia zęba o szerokości *l*, zaokrągla się. Zakładamy, że tworzy się przy tym powierzchnia cylindryczna zmiennego promienia r_i (rys.1b). W celu badania kinetyki procesu zużywania się zębów stosujemy równanie różniczkowe [1] :

$$\frac{1}{V}\frac{dh(x,t)}{dt} = \Phi^{-1}(\tau) \tag{1}$$

gdzie:
$h(x, t)$ - zużycie liniowe zębów,
V - prędkość poślizgu zęba względem calizny,
t - czas trwania procesu tribologicznego,
$\Phi(\tau)$ - funkcja wytrzymałości tarciowej materiału, przyjęta jako miara jego odporności na zużywanie się,
τ - jednostkowa siła tarcia, przyjęta jako charakterystyka obciążenia kontaktu tribologicznego.

Wartości dyskretne parametru $\Phi_j(\tau_j)$ (gdzie $j = 1, 2, 3,...$) określane są na drodze laboratoryjnych badań tribologicznych według wzoru:

$$\Phi_i(\tau_i) = \frac{L}{h_i} \tag{2}$$

gdzie:
$L = Vt$ - droga tarcia poślizgu,
h_i - zużycie liniowe próbki na drodze L przy obciążeniu jej siłą tarcia t_i.

Wartości $\Phi_i(\tau_i)$ mogą być aproksymowane następującą postacią funkcji:

$$\Phi(\tau) = A\left(\frac{\tau_t}{\tau}\right)^m \tag{3}$$

gdzie:
A, m - bezwymiarowe wskaźniki wytrzymałości tarciowej badanego materiału w skojarzeniu tribologicznym i przyjętych warunkach badania,
$\tau_t = 0.5\sigma_{0.2}$ - granica plastyczności materiału na ścinanie,
$\sigma_{0.2}$ - umowna granica plastyczności materiału na rozciąganie.

Obciążenie styku tribologicznego, którego charakterystyką - jak świadczą badania tribologiczne - jest τ, może być wyznaczone według prawa Coulomba, tzn:

$$\tau(x,h) = fp(x,h) \tag{4}$$

gdzie:
f - współczynnik tarcia ślizgowego, którego wartości ustala się podczas kontaktu materiału ze skałą, lub przyjmuje się z literatury,
p - naciski stykowe.

Uwzględniając w (1) wyrażenia (3,4), po rozdzieleniu zmiennych i scałkowaniu, otrzymano równanie na obliczanie czasu kontaktu tribologicznego w postaci:

$$t = \frac{A\tau_t^m}{V}\int_0^{h*}\left[fp(0,h)\right]^{-m} dh \tag{5}$$

Na obliczenie nacisków maksymalnych $p(0, h) = p_{max}$ stosuje się rozwiązanie zagadnienia stykowego, w którym cylinder (ząb zaokrąglony u wierzchołka) zmiennego promienia r_i (rys.1.b) jest wciskany siłą N_1 w jednorodną, izotropową, liniowo (sprężyście) odkształcalną półpłaszczyznę z właściwościami mechanicznymi skały. Rozwiązanie takiego zagadnienia znane jest w postaci [3]:

$$p_{i\max} = \sqrt{\frac{N_1 E}{r_i \pi \left(1-\nu^2\right)}} \tag{6}$$

gdzie:
E, ν - moduł Younga i liczba Poissona skały,
$N_1 = N/l_E$ - obciążenie jednostkowe zęba,
N - nacisk osiowy na świder,
l_{nj} - długość linii styku poszczególnych zębów,
$\tilde{n}_j$ - liczba zębów na każdym wieńcu, jednocześnie stykających się z calizną,

$l_\Sigma = \sum_1^{\tilde{n}_j} l_{nj}$ - długość sumarycznej linii styku zębów świdra z calizną [2].

Na podstawie analizy zależności geometrycznych (rys.1.b) ustalono, że:

$$r_i = \left(\frac{l}{2}\cos\frac{\gamma}{2} + h_i \sin\frac{\gamma}{2}\right)\left(1-\sin\frac{\gamma}{2}\right)^{-1} \tag{7}$$

Z uwzględnieniem podanego wzoru, funkcja (6) przybiera postać:

$$p_{i\max} = \sqrt{\frac{EN\left[1-\sin(0.5\gamma)\right]}{\pi\left(1-\nu^2\right)l_\Sigma\left[0.5l\cos(0.5\gamma)+h_i\sin(0.5\gamma)\right]}} \tag{8}$$

W celu określenia zużycia liniowego h_{ij} poszczególnych zębów, przeprowadzono na stanowisku badawczym wiercenie świdrem trójgryzowym (parametry konstrukcyjne podano w tabeli 1) granitu o wytrzymałości kontaktowej $P_k = 1860\ MPa$ i ścierności $a = 38\ mg$, oraz $E = 2{*}10^4\ MPa$, . Zęby stalowe świdra (stal 20HN3A τ_t = 385 MPa) osiągnęły po hartowaniu twardość HRC 58 ... 61. Siła osiowa działająca na świder wynosiła $N = 140\ KN$, a prędkość obrotowa $n_1 = 130\ obr/min$. Wiercenie granitu odbywało się przy płukaniu wodą w czasie 90 min. Co 10 min przeprowadzano pomiary zużycia liniowego h_{nij} wszystkich zębów. W efekcie badań wyliczono także średnie zużycie $\tilde{h}_{ij}$ zębów każdego wieńca (tabela 2).

Zgodnie z wynikami badań $\tilde{h}_{ij}$ według wzoru (8), obliczone zostały naciski p_{ijmax} na każdym wieńcu [5]. Zakładamy, że na każdym odcinku wiercenia średnie naprężenia wyniosą $\tilde{p}_{i,i+1} = \left(p_{i\max} + p_{(i+1)\max}\right)/2$.

Droga tarcia ślizgania zębów po cali˙nie została obliczona według metody podanej w literaturze [4].

Tab. 1. Parametry konstrukcyjne badanego świdra trójgryzowego

gryz/wieniec	$R_{oj}[mm]$	$R_j[mm]$	$n_j[szt.]$	$\gamma_j[stopni]$	$s_j[mm]$	$l_{nj}[mm]$	$L_{ij}[mm]$
I/1	143	92	20	42	29.7	18	67.42
I/2	103	73	17	44.9	28.3	10	57.24
I/3	65	45	12	43.6	25.7	10	47.30
I/4	17	13	5	41.4	25.4	27	29.86
II/1	145	92	19	42	31.3	13	68.11
II/2	110	80	19	43.8	27.9	12	58.79
II/3	78	55	14	43.7	26.2	10	50.85
II/4	40	28	7	43.3	27.3	10	39.21
III/1	140	90	21	42	28.3	27	66.80
III/2	90	64	16	44	26.5	10	53.98
III/3	55	38	10	44.3	25	10	44.28

Tab. 2. Średnie zużycie liniowe zębów gryza [mm]

	Czas trwania procesu ribologicznego[min.]									
gryz/wieniec	0	10	20	30	40	50	60	70	80	90
I/1	0	1	1.8	2.25	3	3.5	4	4.5	4.7	4.8
I/2	0	1.3	2	2.6	3.1	3.6	4.1	4.5	4.9	5.2
I/3	0	0.9	1.5	2	2.4	2.8	3.1	3.4	3.7	3.95
I/4	0	0.6	1.1	1.4	1.7	2	2.3	2.5	2.7	2.85
II/1	0	1	1.8	2.5	3.05	3.5	4	4.5	4.7	4.85
II/2	0	0.9	1.6	2.2	2.7	3.1	3.5	3.8	4.1	4.4
II/3	0	1.5	2.2	2.7	3.1	3.5	3.9	4.2	4.5	4.7
II/4	0	0.8	1.2	1.5	1.8	2.1	2.4	2.6	2.8	3
III/1	0	1.05	1.85	2.45	2.95	3.55	4.05	4.45	4.65	4.8
III/2	0	1	1.8	2.4	2.9	3.4	3.7	4	4.3	4.5
III/3	0	0.5	0.9	1.4	1.8	2.2	2.5	2.8	3	3.2

Obliczone według wzoru Simpsona wartości drogi tarcia w jednym obrocie gryza L_{1j} podano w tab.1. Uwzględniając ustalone wcześniej wartości $\tilde{h}_{ij}$ na każdym odcinku wiercenia, obliczono Φ_{ij}, a następnie zgodnie z (3) określono, że $A = 1.27*10^5$, $m = 10,8$ [5].

Obliczanie czasu ciągłego styku tribologicznego elementu (zęba), podczas którego osiągnięte zostanie jego zużycie dopuszczalne h_*, przeprowadza się według równania (5). Jednak podczas obracania się gryzów, ząb styka się ze skałą tylko w przeciągu pewnej części tego obrotu. Dlatego rzeczywisty czas pracy świdra T, jaki jest potrzebny aby zęby osiągnęły zużycie h_*, jest większy i oblicza się według wzoru:

$$T = \frac{t}{60\tilde{t}\,n_2}, \quad n_2 = \frac{30\omega_2}{\pi} \tag{9}$$

gdzie czas współpracy zęba z calizną przypadający na jeden obrót można określić:

$$\tilde{t} = \frac{60R_j}{n_1 n R_{oj}} \tag{10}$$

$n = \dfrac{2\pi R_j}{s_j}$ - ilość zębów na wieńcu,

s_j - skok między zębami.

Jeżeli do równania (5) podstawimy $p(0, h)$ w postaci (8), to po uwzględnieniu (9) i (10) otrzymamy funkcją trwałości uzbrojenia świdra T_j w postaci:

$$T_j = M(K - D) \tag{11}$$

gdzie:

$$M = \frac{R_{oj} A \tau_t^m}{30u^2 f^m R_j n_1 s_j}\left[\frac{\pi(1-\nu^2)_\Sigma}{NE\left(1-\sin\frac{\gamma}{2}\right)}\right]^{\frac{m}{2}}\left[\left(\frac{m}{2}+1\right)\sin\frac{\gamma}{2}\right]^{-1}$$

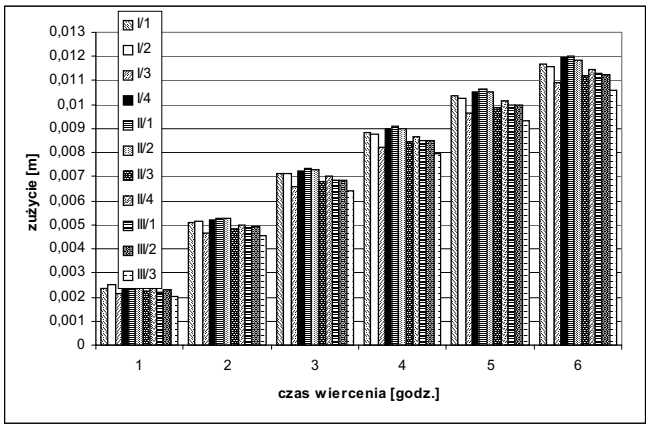
Przekształcając wyrażenie (11) otrzymamy wzór na obliczenie zużycia zębów świdra gryzowego:

$$h_j = \left[\left(\frac{T_*}{M} - D\right)^{\frac{2}{m+2}} - \frac{l}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\right]\sin^{-1}\frac{\gamma}{2} \tag{12}$$

gdzie: T_* - wybrana trwałość pracy świdra (czas pracy świdra).

2. Przykład

Obliczymy na każdym wieńcu średnie zużycie h_j zębów świdra, którego parametry konstrukcyjne podano w tab.1. Do obliczeń przyjmujemy następujące wartości T_*= 1,2,3....6 godz. Pozostałe dane do obliczeń: $N = 0.14\ MN$, $n_1 = 130\ obr/min$, $u = 1.57$, $f = 0.3$, $l_E = 0.002m$, $l = 0.002m$, $h_* = 0.01m$, skała - granit, wartości parametrów τ_s, A, m, E, ν podano powyżej. Wyniki rozwiązania numerycznego podano na rys.2. Analiza wykresu świadczy, że przyjęte zużycie dopuszczalne $h_* = 0.01m$, zostanie osiągnięte dla poszczególnych wieńców po około 5 godzinach pracy świdra.



Rys. 2. Wykres zużycia wieńców gryza w zależności od czasu trwania procesu wiercenia

3. Literatura

[1] Andrejkiw A. E., Czerniec M. W. : *Ocenka kontaktnogo wzaimodiejstwija truszczichsja detalej maszin*. - Kijew, Nauk. Dumka, 1991. - 170 s.
[2] Aleksejew Ju. F.: *Ispolzowanije dannych po mechaniczeskim i abraziwnym swojstwam gornych porod pri burenii skważin*. Moskwa, Nedra, 1968. - 176 s.
[3] Spiwak A. J., Popow A. N.: *Razruszenije gornych porod pri burenii skważin*. Moskwa, Nedra,1986.
[4] Szamansurow J. J, Stjeklanow B. L.: *Kinematika szaroszecznych dołot*. Taszkent, FAN, 1977. - 102s.
[5] Czerniec M., Jaremek P.: *Badanie trwałości uzbrojenia świdrów gryzowych i ich efektywności*. Rocznik AGH, Wiertnictwo Nafta Gaz, tom 16/1999.

Dariusz MAZURKIEWICZ

ANALIZA PROCESU SKRAWANIA MATERIAŁÓW KRUCHYCH POCHODZENIA NATURALNEGO Z WYKORZYSTANIEM METODY ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH

NATURAL BRITTLE MATERIALS CUTTING PROCESS ANALYSIS WITH THE USE OF FINITE ELEMENT METHOD

W artykule przedstawiono wyniki badań mających na celu określenie optymalnych wartości parametrów geometrycznych układu wieloostrzowego stosowanego w przypadku skrawania materiałów kruchych pochodzenia naturalnego. Analizę oparto na wynikach uzyskanych w trakcie modelowania procesu z zastosowaniem Metody Elementów Skończonych. Ponadto podano wytyczne konstrukcyjne dla głowic wieloostrzowych zbrojonych nożami typu NKP-2w stanowiące wynik prowadzonych prac o charakterze empirycznym i analitycznym.

The paper presents some results of author's researches, which aim was to determine optimal values of cutting heads geometrical parameters used for natural brittle materials cutting process with more than one tool. The analysis was based on the process modeling with the use of Finite Element Method. There are also presented some suggestions for described geometrical parameters values when the NKP-2w cutting tool is used during the process. These suggestions are based on several results of author's empirical and analytical researches.

1. Wprowadzenie

Metoda Elementów Skończonych (MES) należy do grupy metod numerycznych [1]. Pozwala ona między innymi na efektywne rozwiązywanie skomplikowanych problemów technicznych, stanowiąc jednocześnie doskonałe narzędzie wspierające typowe metody badań empirycznych. Podstawowa ideą MES stosowanej do rozwiązywania złożonych zagadnień jest zastosowanie uproszczonego modelu analizowanego procesu, obiektu itp. Oczywiście należy mieć tutaj świadomość, że podejście takie powoduje w rezultacie otrzymanie jedynie przybliżonego, a nie dokładnego rozwiązania. Niemniej jednak, z powodu braku jakichkolwiek innych metod poszukiwania rozwiązania, wynik przybliżony może być w wielu przypadkach uznany za w zupełności satysfakcjonujący.

Dzieje się tak między innymi w przypadku zastosowania MES do analizy procesu skrawania materiałów kruchych pochodzenia naturalnego. Prowadzone w tym zakresie badania laboratoryjne są z reguły skomplikowane, kosztowne i czasochłonne. Uzyskiwane w ten sposób wyniki są często niekompletne lub obejmują jedynie ograniczony obszar badawczy, zwłaszcza w przypadku szybko zmiennych problemów kontaktowych. Dlatego też zastosowanie w tego typu pracach metod numerycznych, zwłaszcza Metody Elementów Skończonych pozwala na uzyskanie wyników niedostępnych dla typowych badań laboratoryjnych.

2. Skrawanie w układzie wieloostrzowym

Analizując dostępną literaturę prezentującą wyniki prac prowadzonych w zakresie skrawania materiałów kruchych, zwłaszcza pochodzenia naturalnego, znajdziemy szereg informacji o samym procesie, jak i jego parametrach. Prace badawcze są bowiem typowo skierowane w stronę uzyskania konkretnych informacji o tym specyficznym typie procesu skrawania, co wynika przeważnie z potrzeb technologicznych. W ten sposób pragniemy uzyskać wiedzę pozwalająca na konstruowanie doskonalszych i trwalszych narzędzi i głowic skrawających, czy też na optymalny dobór technologii skrawania i parametrów procesu.

Jednym z typowych zagadnień badawczych jest w tym przypadku dążenie do lepszego poznania charakterystyki pracy układów wieloostrzowych, kiedy o efektywności procesu decyduje nie pojedyncze narzędzie, ale odpowiednio ze sobą współpracujący zestaw ostrzy stanowiący zbrojenie typowej głowicy skrawającej. Jest bowiem ogólnie wiadomym, że w przypadku skrawania materiałów kruchych pochodzenia naturalnego głowicami wieloostrzowymi niezwykle istotna jest nie tylko konstrukcja samej głowicy, ale również geometria poszczególnych ostrzy oraz sposób ich rozmieszczenia [3]. Wiążę się to z koniecznością takiego usytuowania noży na głowicy, aby uzyskać jak najlepsze efekty ich wzajemnej współpracy wpływając tym samym na obniżenie energochłonności procesu oraz podwyższenie jego efektywności.

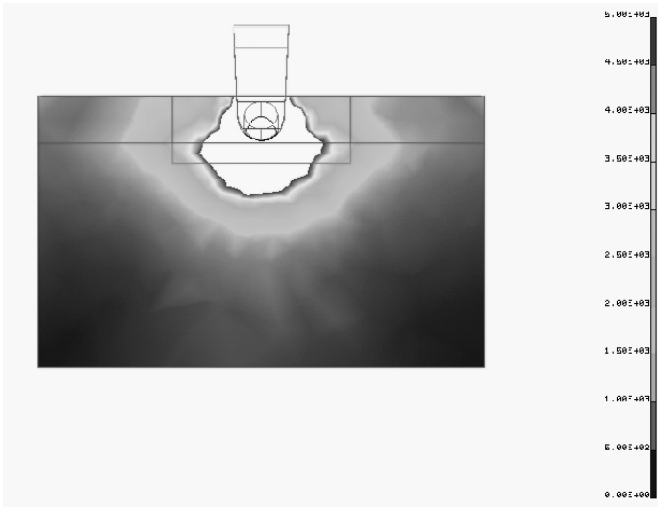
Podejście takie wynika między innymi z faktu, że dla określonego materiału kruchego możliwe jest ustalenie takich wartości parametrów geometrycznych głowicy wieloostrzowej, by uzyskać optymalną efektywność pracy maszyny przy możliwie niskim poborze mocy. Parametry geometryczne głowicy wieloostrzowej rozumiane są tutaj jako odpowiednia dla danych warunków kombinacja wartości głębokości skrawania oraz podziałki poprzecznej i kątowej rozmieszczenia noży.

Tak postawiona tez została uprzednio udowodniona w oparciu o odpowiednie badania laboratoryjne parametrów skrawania materiałów kruchych pochodzenia naturalnego w układzie trzech ostrzy skrawających [2, 3, 4, 5]. Badania laboratoryjne prowadzone przez autora dostarczyły wielu informacji o specyfice procesu skrawania zarówno w skali mikro, jak i makro. Niezbędne jednak okazało się głębsze poznanie istoty procesu i zależności występujących podczas wzajemnej współpracy ostrzy skrawających. Cel ten został między innymi osiągnięty na drodze badań modelowych wieloostrzowego skrawania materiałów kruchych pochodzenia naturalnego z zastosowaniem Metody Elementów Skończonych (MES).

3. Wyniki modelowania procesu skrawania w układzie wieloostrzowym z zastosowaniem MES

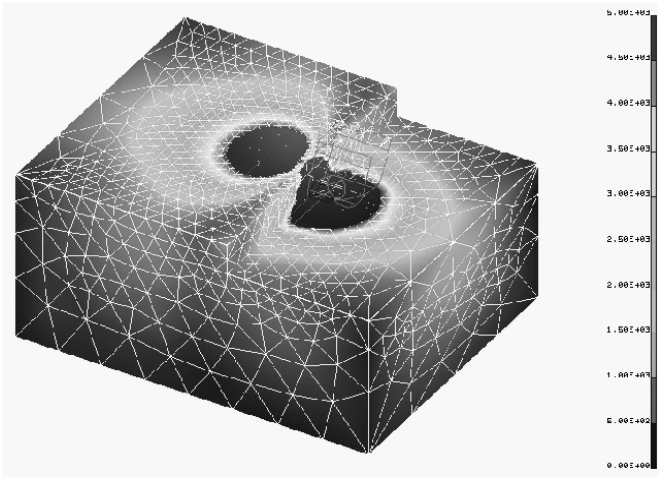
Problem skrawania skał głowicami wieloostrzowymi przy zastosowaniu głowic wieloostrzowych był w tym przypadku analizowany jako zagadnienie trójwymiarowe przy wykorzystaniu zarówno metody opisu przemieszczeniowego, jak i metody opisu siłowego. Naj-

lepsze wyniki, to jest najbliższe warunkom rzeczywistym uzyskano w przypadku zastosowania do analizy metody przemieszczeniowej. Dla danego przypadku zarówno materiał narzędzia, jak i skrawanej skały zostały przyjęte jako liniowe. Modelowanie rozpoczęto od analizy zagadnienia dla przypadku skrawania pojedynczym ostrzem (rys. 1, rys. 2), przechodząc kolejno do przypadku skrawania materiału skalnego przy zastosowaniu układu trzech współpracujących narzędzi (rys. 3).



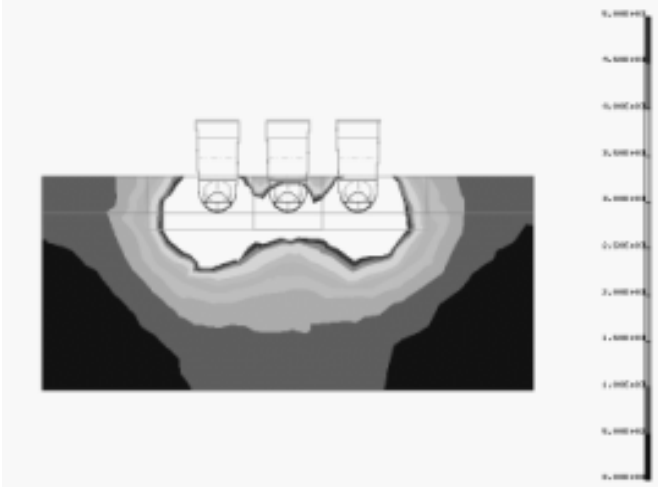
Rys. 1. Przykładowe wyniki analizy procesu skrawania skał z zastosowaniem MES dla przypadku pojedynczego ostrza skrawającego (przekrój w płaszczyźnie x-y)

W ten sposób możliwe było przeprowadzenie dodatkowej analizy przedmiotowego zagadnienia uzyskując nowe informacje o przebiegu procesu skrawania, na przykład określając zasięg obszaru skruszenia bocznego, czy też propagacji pęknięć dla różnych warunków procesu skrawania. Ponadto zastosowanie MES miało w tym przypadku równie duże znaczenie, jako narzędzie wizualizacji dotychczasowych wyników oraz wyników modelowania komputerowego. Dzięki temu możliwa jest obserwacja tego, czego specyfika procesu skrawania skał nie pozwala zaobserwować w warunkach naturalnych, czy nawet laboratoryjnych. Ponadto posiadając wcześniejsze wyniki badań empirycznych możemy je porównać z efektami uzyskanymi w wyniku modelowania MES.



Rys. 2. Przykładowe wyniki analizy procesu skrawania skał z zastosowaniem MES dla przypadku pojedynczego ostrza skrawającego (widok przestrzenny)

W ten sposób możemy nie tylko uzyskać nowe informacje o analizowanym procesie, ale również przeprowadzić weryfikację ewentualnego błędu modelowania, stanowiącego różnicę pomiędzy obiektem fizycznym a jego modelem matematycznym, odnosząc uzyskane wyniki do odpowiednich wyników identycznych badań laboratoryjnych.



Rys. 3. Przykładowe wyniki analizy procesu skrawania skał z zastosowaniem MES - przekrój obiektu płaszczyzną x-y dla układu trzech ostrzy reprezentujących uproszczony model głowicy wieloostrzowej

4. Podsumowanie

Na podstawie wyników wcześniejszych badań laboratoryjnych oraz uzupełniającego modelowania procesu skrawania w układzie wieloostrzowym z wykorzystaniem MES przeprowadzono dogłębną analizę wpływu wartości podziałki kątowej, podziałki poprzecznej oraz głębokości skrawania. Badania empiryczne i analityczne oraz uzyskane w ich efekcie wyniki potwierdzają słuszność postawionej wcześniej tezy. Wynika z nich jednoznacznie, że możliwe jest takie dobranie wielkości parametrów skrawania materiałów kruchych głowicami wieloostrzowymi, aby zapewnić grupowe oddziaływanie noży oraz unikać wykonywania skrawania w układzie wymagającym użycia dużych sił skrawania. Dla przykładu na podstawie przeprowadzonych badań dla przypadku skrawania nożami typu NKP-2w zaleca się stosowanie podziałki poprzecznej z zakresu 40-60 mm, podziałki kątowej o wartości 6-8^0 oraz głębokości skrawania nie mniejszej niż 15 mm i nie większej niż 25 mm. W konsekwencji uzyskujemy mniejsze wartości sił skrawania na poszczególnych nożach układu, a co za tym idzie – mniejsze obciążenie głowicy skrawającej, bardziej równomierną pracę całej maszyny oraz znacznie mniejszy pobór mocy. Dodatkową korzyścią może być ponadto minimalizacja zapylenia wytwarzanego w czasie procesu skrawania.

Niezwykle istotne dla uzyskanych wyników było zastosowanie analizy opartej na MES. Zakres pomiarów laboratoryjnych ze względu na czasochłonność oraz koszta badań był dość ograniczony. Wyniki uzyskane w trakcie analizy MES potwierdziły słuszność opracowanego modelu, porównywanego z wcześniejszymi wynikami badań laboratoryjnych. Model ten został następnie zastosowany do analizy uzupełniającej poza zakresem wartości analizowanych parametrów geometrycznych stosowanych w badaniach laboratoryjnych. Możliwe jest dalsze wykorzystanie opracowanego modelu w zależności od aktualnych potrzeb.

5. Literatura

[1] Singiresu S. Rao: *The Finite Element Method in Engineering. Butterowrth and Heinemann Publishing*. Boston 1999.
[2] Mazurkiewicz D.: *Empirical and analytical models of cutting process of rocks.* Journal of Mining Science by Kluwer Academic/Plenum Publishers, Vol. 36, No. 5. 2000, pp.: 481-486
[3] Mazurkiewicz D., Lutek K.: *Multi-pick head geometrical parameters influence on cutting process*. The Second International Congress „Mechanical Engineering Technology '99". Sofia (Bulgaria), 1999.
[4] Mazurkiewicz D.: *Computer Aided Modeling and Simulations in Rock Cutting Process Analysis*. Maintenance and Reliability - Journal of the Polish Academy of Sciences and the Polish Maintenance Society. Nr. 6, 2000, pp.:. 27-40
[5] Mazurkiewicz D.: *Empiricieskije i analiticieskije modeli processa riezanija gornych porod.* Fiziko-Tehnicieskie Problemy Razrabotki Poleznyh Iskopajemyh, Rossijskaja Akademija Nauk, (Journal of the Soviet Academy of Science published in Russian language), No. 5/2000, pp.: 75-81.

****

Artykuł prezentuje wyniki prac uzyskanych w trakcie realizacji projektu badawczego KBN (PB-1505/T12/99/16)

****

WYKAZ AUTORÓW

Adam Adamowicz
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka

Adam Tomczyk
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka

Aleksander Kisała
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Andrzej Łukaszewicz
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka

Andrzej Seweryn
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka

Andrzej Teter
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Andrzej Zniszczyński
Katedra Podstaw Konstrukcji Maszyn
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Dariusz Mazurkiewicz
Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Dariusz Prostański
CMG KOMAG

Ewa Błazik-Borowa
Katedra Mechaniki Budowli
Wydział Inżynierii Budowlanej i Sanitarnej
Politechnika Lubelska

Grzegorz Litak
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Jacek Domińczuk
Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Jan Maciejewski
Instytut Podstawowych Problemów Techniki
Polska Akademia Nauk

Andrzej Jarzębowski
Instytut Podstawowych Problemów Techniki
Polska Akademia Nauk

Jarosław Zubrzycki
Katedra Podstaw Techniki
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Jerzy Józwik
Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Jerzy Lipski
Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Jerzy Podgórski
Katedra Mechaniki Budowli
Wydział Inżynierii Budowlanej i Sanitarnej
Politechnika Lubelska

Jerzy Warmiński
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Józef Jonak
Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Kazimierz Szabelski
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Kazimierz Zaleski
Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Krzysztof Kotwica
Katedra Maszyn Górniczych, Przeróbczych i Transportowych
Wydział Inżynierii Mechanicznej i Robotyki
Akademia Górniczo-Hutnicza w Krakowie

Marta Słowik
Katedra Konstrukcji Budowlanych
Wydział Inżynierii Budowlanej i Sanitarnej
Politechnika Lubelska

Miron Czerniec
Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Piotr Gospodarczyk
Katedra Maszyn Górniczych, Przeróbczych i Transportowych
Wydział Inżynierii Mechanicznej i Robotyki
Akademia Górniczo-Hutnicza w Krakowie

Piotr Jaremek
Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Rafał Rusinek
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Sylwester Samborski
Katedra Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

Witold Biały
Katedra Podstaw Systemów Technicznych
Wydział Organizacji i Zarządzania, Politechnika Śląska Gliwice

Zenon Mróz
Instytut Podstawowych Problemów Techniki
Polskiej Akademii Nauk

KONFERENCJE

INFORMACJA

na temat Ogólnopolskiej Konferencji
"Zagadnienia Mechaniki Pękania i Skrawania Materiałów",
która odbyła się w Kazimierzu Dolnym nad Wisłą
w dniach 23-24 listopada 2001r.

W dniach 23-24 listopada 2001roku, pod patronatem JM Rektora Politechniki Lubelskiej prof. Kazimierza Szabelskiego, w Kazimierzu Dolnym nad Wisłą, odbyła się II Ogólnopolska Konferencja nt.: "Zagadnienia Mechaniki Pękania i Skrawania Materiałów", zorganizowana przez Katedrę Podstaw Inżynierii Produkcji, przy współudziale Katedry Mechaniki Technicznej oraz Katedry Mechaniki Budowli Politechniki Lubelskiej oraz IPPT w Warszawie.

Cel konferencji:

Celem konferencji była prezentacja osiągnięć, wymiana doświadczeń oraz integracja zespołów badawczych i naukowych zajmujących się problemami pękania i skrawania materiałów.

Tematyka konferencji:

Tematyka konferencji obejmowała zagadnienia mechaniki pękania i skrawania materiałów konstrukcyjnych, często stosowanych w praktyce przemysłowej. Obszarem zainteresowania konferencji byłą szeroko rozumiana aplikacja wiedzy z zakresu mechaniki pękania i skrawania materiałów, do praktyki inżynierskiej.

Gościem honorowym Konferencji, był prof. zw. dr hab. inż. Walery Szuścik.

Zgłoszono 22 referaty, z czego 19 wygłoszono, 2 zostały zaprezentowane i omówione przez Komitet (z uwagi na pilny wyjazd autorów), 1referat został ostatecznie wycofany.

Tematykę referatów podzielono na trzy grupy: zagadnienia teoretyczne dotyczące warunków propagacji szczeliny, zagadnienia dotyczące aplikacji wiedzy do zagadnień pękania materiałów kruchych i anizotropowych w procesach skrawania, oraz zagadnienia mechaniki skrawania materiałów metalowych.

Komitet Naukowy Konferencji:

Przewodniczący:
prof. zw. dr hab. inż. Zenon Mróz

Członkowie:
prof. zw. dr hab. inż. Adam Klich
prof. dr hab. inż. Marian Dolipski
prof. zw. dr hab. inż. Zygmunt Drzymała
dr hab. inż. Józef Jonak, prof. Pol. Lub.
dr hab. inż. Krzysztof Krauze, prof. AGH
dr hab. inż. Józef Kuczmaszewski, prof. Pol. Lub.
dr hab. inż. Andrzej Seweryn, prof. Pol. Białostockiej
dr inż. Tomasz Sadowski

Komitet Organizacyjny:

Przewodniczący:	dr hab. inż. Józef Jonak, prof. Pol. Lub.
Z-ca przewodniczącego:	dr inż. Jerzy Podgórski
Sekretarz:	mgr inż. Jerzy Józwik
Członkowie:	mgr inż. Jacek Domińczuk, mgr inż. Teresa Krolopp

W Konferencji wzięło udział ponad 30 osób. Na sesji zamykającej obrady Konferencji postanowiono, że kolejne spotkanie poświęcone zagadnieniom mechaniki pękania i skrawania materiałów odbędzie się w 2004 roku.

dr hab. inż. Józef Jonak, prof. Pol. Lub.