# SPIS TRE**Ś**CI

W skrócie	2
Nauka i Technika	
Józef JONAK, Jerzy PODGÓRSKI, Jakub GAJEWSKI Badania numeryczne wpływu wartości kąta natarcia ostrza na proces formowania wióra podczas skrawania materiałów kruchych Numerical research the in uence of cutting edge rake angle to chip forming process	
during brittle materials cutting	5
Krzysztof KRAUZE, Zbigniew JANKOWSKI, Janusz BLASCHKE Określenie wartości oporów urabiania dla noża styczno-obrotowego na podstawie badań laboratoryjnych	
Cutting forces evaluation for tangentiar-rotational tool basing on laboratory experiments	9
Roman KULCZYCKI-ŻYHAJŁO, Waldemar KOŁODZIEJCZYK Przybliżone rozwiązanie zagadnienia kontaktowego wciskania paraboloidy w dwuwarstwową półprzestrzeń periodyczną	
Approximate solution of the contact problem of indentation of paraboloidal body into periodic two-layered half-space	15
Jerzy LIPSKI, Kazimierz ZALESKI Modelowanie rozkładu naprężeń własnych w przedmiotach obrabianych nagniatającym przepychaniem ślizgowym Modelling of recidual stracces distribution in workpiece past ballizing process	10
Aleksander NIEOCZYM, Jakub GAJEWSKI Pękanie zmęczeniowe łączników gwintowych	10
Fatique cracking of screwed connectors	22
Jerzy PODGÓRSKI, Józef JONAK, Piotr JAREMEK Analiza propagacji rysy w uwarstwionym materiale kruchym Analysis of the crack propagation in laminar brittle material	26
Rafał RUSINEK, Jerzy WARMIŃSKI Skrawanie toczeniem elementów o przekroju niekołowym	0.0
Non-circular cross-sectional elements turning	30
O pewnej metodzie oceny własności mechanicznych porowatych materiałów ceramicznych On a method of mechanical characteristics estimation of porous ceramics	34
Andrzej SEWERYN, Andrzej BUCZYŃSKI, Jarosław SZUSTA Modelowanie kumulacji uszkodzeń w zakresie złożonych obciążeń niskocyklowych Cz. I – Model umocnienia materiału	
Modeling of damage accumulation for non-proportional low-cycle fatigue Part I - Rule of hardening material	37

# SPIS TRE**Ś**CI

Andrzej SEWERYN, Andrzej BUCZYŃSKI, Jarosław SZUSTA
Modelowanie kumulacji uszkodzeń w zakresie złożonych obciążeń niskocyklowych Cz. II – Obliczanie trwałości zmęczeniowej
Modeling of damage accumulation for non-proportional low-cycle fatigue Part II - Calculation of fatigue life
Andrzej SEWERYN, Roman KULCZYCKI-ŻYHAJŁO, Zenon MRÓZ
Prognozowanie rozwoju mikropęknięć w ośrodkach kruchych poddanych obciążeniom ściskającym
Prediction of microcrack propagation in brittle bodies under compression loading
Marta SŁOWIK, Ewa BŁAZIK-BOROWA
Wyznaczanie momentu rysującego w betonowych elementach zginanych
Cracking moment in bending concrete elements
Zbigniew SZKUDLAREK, Jerzy PODGÓRSKI, Józef JONAK
Numeryczna symulacja procesu odspajania skały głowicą skrawająco - odłupującą
Andresi MADTA CZ. Antresi ÓMIÓ - Janselaw ZUDDZVCKI
Andrzej WARTACZ, Antoni SWIC, Jarosław ZUBRZYCKI Zużycie ostrza parzedzia, a zmiana parametrów toczenia w kolejnych zabiegach
The waste of tool blade, and a change of turning parameters in next cuts 58
Kazimierz 7ALESKI
Metoda badań właściwości smarnych cieczy obróbkowych
The metod of investigations of lubricating properties of cutting fluids
Andrzej ZNISZCZYŃSKI
Badanie wpływu geometrii oddziaływania narzędzi na proces odspajania większych brył skalnych
Influence of geometry of tool action on separating larger lumps of rocks
Miron CZERNIEC, Piotr JAREMEK
Analiza wpływu nacisku osiowego na zużycie uzbrojenia świdrów gryzowych
Axial thrust effect on drilling bits equipment wear analysis73
Tomasz SADOWSKI, Stephen HARDY, Eligiusz POSTEK
Modelowanie polikrystalicznej ceramiki z warstwami międzyziarnowymi w stanach jednoosiowego rozciagania
Modelling of polycrystalline ceramics material containing interfaces under uniaxial stress state 79

JONAK J., PODGÓRSKI J., GAJEWSKI J.: Badania numeryczne wpływu wartości kąta natarcia ostrza na proces formowania wióra podczas skrawania materiałów kruchych; EiN nr 4/2004, s. 5-8.

W artykule przedstawiono wyniki symulacji procesu skrawania anizotropowych ciał kruchych ostrzem o różnej wartości kąta natarcia. Analizę prowadzono z wykorzystaniem MES w analizie naprężeń oraz w oparciu o metodę "traconych elementów" dla analizy propagacji szczelin.

#### KRAUZE K., JANKOWSKI Z., BLASCHKE J.: Określenie wartości oporów urabiania dla noża styczno-obrotowego na podstawie badań laboratoryjnych; EiN nr 4/2004, s. 9-14.

Urabiając (frezując) próbę cementowo-piaskową nożem styczno-obrotowym mierzono i rejestrowano składowe siły oporu skrawania oraz masę urobku. W czasie urabiania zmieniano skokowo wartości parametrów skrawania oraz rodzaj skrawu. Opracowanie rezultatów badań oraz ich analiza pozwoliły na ustalenie wpływu parametrów skrawania i ustawienia noża na wartość oporów i energii urabiania.

#### KULCZYCKI-ŻYHAJŁO R., KOŁODZIEJCZYK W.: Przybliżone rozwiązanie zagadnienia kontaktowego wciskania paraboloidy w dwuwarstwową półprzestrzeń periodyczną; EiN nr 4/2004, s. 15-17.

Rozwiązano osiowo-symetryczne zagadnienie kontaktowe dotyczące wciskania paraboloidy nieodkształcalnej w dwuwarstwową półprzestrzeń periodyczną. Rozpatrzono dwa modele półprzestrzeni warstwowej: jednorodną półprzestrzeń anizotropową oraz półprzestrzeń składającą się z określonej liczby warstw połączonych z jednorodną anizotropową półprzestrzenią. Ustalono parametry, przy których półprzestrzeń warstwową można zastąpić jednorodną półprzestrzenią anizotropową.

### LIPSKI J., ZALESKI K.: Modelowanie rozkładu naprężeń własnych w przedmiotach obrabianych nagniatającym przepychaniem ślizgowym; EiN nr 4/2004, s. 18-21.

W pracy przedstawiono wyniki badań doświadczalnych rozkładu naprężeń własnych w przedmiotach obrabianych nagniatającym przepychaniem ślizgowym. Pomiary naprężeń przeprowadzono metodą mechaniczną. Do modelowania rozkładu naprężeń własnych zastosowano sztuczną sieć neuronową.

#### NIEOCZYM A., GAJEWSKI J.: Pękanie zmęczeniowe łączników gwintowych; EiN nr 4/2004, s. 22-25.

W artykule przedstawiono wpływ konstrukcji łącznika gwintowego na jego wytrzymałość w przypadku obciążeń statycznych i zmiennych. Określono miejsca pękania łącznika w zależności od jego podstawowych parametrów tj. średnicy i skoku gwintu oraz średnicy części nienagwintowanej.

#### PODGÓRSKI J., JONAK J., JAREMEK P.: Analiza propagacji rysy w uwarstwionym materiale kruchym; EiN nr 4/2004, s. 26-29.

W artykule przedstawiono wyniki analizy dotyczącej wpływu asymetrii wytrzymałości warstw, uwarstwionego materiału sprężysto- kruchego na mechanizm propagacji rys, w trakcie oddziaływania obciążenia niszczącego. Analizę prowadzono z wykorzystaniem Metody Elementów Skończonych w analizie naprężeń oraz metody traconych elementów do modelowania propagacji szczeliny. W analizie wykorzystano kryterium PJ[1] zniszczenia materiału, który użyto do opisu materiału o właściwościach zbliżonych do betonu.

#### RUSINEK R., WARMIŃSKI J.: Skrawanie toczeniem elementów o przekroju niekołowym; EiN nr 4/2004, s. 30-33.

W pracy przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych toczenia skrawaniem elementu metalowego o prostokątnym przekroju poprzecznym. Zaproponowano matematyczny opis takiego układu w postaci równań różniczkowych zawierających wzbudzenie parametryczne. W badaniach doświadczalnych wykazano związek pomiędzy częstością i amplitudą drgań a prędkością wrzeciona.

#### SAMBORSKIS., SADOWSKIT: O pewnej metodzie oceny własności mechanicznych porowatych materiałów ceramicznych; EiN nr 4/2004, s. 34-36.

W pracy przedstawiono wyniki badań doświadczalnych porowatej ceramiki poddawanej jednoosiowemu ściskaniu. Próby pozwoliły na określenie w przybliżeniu wpływu porowatości na początkowe stałe sprężyste a także na zmiany właściwości mechanicznych ceramiki związane z rozwojem uszkodzenia.

#### SEWERYN A., BUCZYŃSKI A., SZUSTA J.: Modelowanie kumulacji uszkodzeń w zakresie złożonych obciążeń niskocyklowych. Cz. I – Model umocnienia materiału; EiN nr 4/2004, s. 37-40.

Prezentowany opis kumulacji uszkodzeń przeznaczony jest do analizy trwałości elementów konstrukcyjnych eksploatowanych w warunkach wieloosiowych nieproporcjonalnych obciążeń. W części I przedstawiono metodę wyznaczania wartości składowych tensorów naprężenia i odkształcenia z wykorzystaniem modelu wielopowierzchniowego Mroza (Seweryn, 2004). Posłużyły one do obliczania trwałości zmęczeniowej, co zostało przedstawione w II części pracy. JONAK J., PODGÓRSKI J., GAJEWSKI J.: Numerical research the influence of cutting edge rake angle to chip forming process during brittle materials cutting; EiN nr 4/2004, s. 5-8.

The results of cutting anisotropic fragile substance simulations are presented in this article. Analysis using finally elements methods in stresses was described.

#### KRAUZE K., JANKOWSKI Z., BLASCHKE J.: Cutting forces evaluation for tangentiar-rotational tool basing on laboratory experiments; EiN nr 4/2004, s. 9-14.

The paper presents results of research and analysis influence of cutting parameters and tool settings on resistance and energy of mining. Measurements were preformed with tangential-rotational bit.

#### KULCZYCKI-ŻYHAJŁO R., KOŁODZIEJCZYK W.: Approximate solution of the contact problem of indentation of paraboloidal body into periodic two-layered half-space; EiN nr 4/2004, s. 15-17.

An axi-symmetric contact problem of the indentation of paraboloidal rigid body into a periodic two-layered half-space is solved. Two models of the laminated half-space are considered: a homogeneous anisotropic half-space and a half-space consisting of some quantity of layers bonded with the homogeneous anisotropic half-space. It is established the parameters for which the periodic two-layered half-space can be substituted with the homogeneous anisotropic half-space.

## LIPSKI J., ZALESKI K.: Modelling of residual stresses distribution in workpiece past ballizing process; EiN nr 4/2004, s. 18-21.

In this paper the results of the investigation on residual stresses distribution in work-piece after ballizing process has been presented. To measurement of residual stresses mechanical method has been accepted. The artificial neural network to modeling of residual stresses has been used.

#### NIEOCZYM A., GAJEWSKI J.: Fatique cracking of screwed connectors; EiN nr 4/2004, s. 22-25.

This paper presents influence of connector's screwed construction on resistance in case of static and dynamic load. There are determined cracking places of connector depend on primary parameters included diameter and lead of thread.

#### PODGÓRSKI J., JONAK J., JAREMEK P.: Analysis of the crack propagation in laminar brittle material; EiN nr 4/2004, s. 26-29.

In this paper an analysis has been presented concerning the influence of the strength asymmetry in laminar elastic-brittle material on the crack propagation mechanism when a destructive load is applied to a sample. The Finite Elements Method (FEM) was applied to stress analysis as well as the "lost" elements method being applied to the simulation of crack propagation. The analysis used the PJ[1] material failure criterion which was used for the description of a material which has properties close to the properties of rock or concrete.

## RUSINEK R., WARMIŃSKI J.: Non-circular cross-sectional elements turning; EiN nr 4/2004, s. 30-33.

Analysis of a turning process of a workpiece with a rectangular cross section is presented in the paper. Results of experimental investigations are shown. A mathematical model of parametric vibrations caused by stiffness changing is also proposed. A connection between vibrations frequency and rotational speed of a chuck is proved on the basis of experiment.

## SAMBORSKI S., SADOWSKI T: On a method of mechanical characteristics estimation of porous ceramics; EiN nr 4/2004, s. 34-36.

The paper deals with the experimental method of the mechanical properties estimation at the begining of deformation process (elastic behaviour) of the material as well as during the whole deformation stages. The idea of the method results from the observation of the unloading process of the material and analysis of the transversal strain stage.

# SEWERYN A., BUCZYŃSKI A., SZUSTA J.: Modeling of damage accumulation for non-proportional low-cycle fatigue. Part I - Rule of hardening material; EiN nr 4/2004, s. 37-40.

The paper presents the description of damage accumulation for analysis of fatigue life of structural elements under non-proportional loading states. Part I presents method for calculation components of stress and strain tensors using multisurface hardening rule proposed by Mróz. Those components have been used for calculation of fatigue life presented in the II part of this paper.

#### SEWERYN A., BUCZYŃSKI A., SZUSTA J.: Modelowanie kumulacji uszkodzeń w zakresie złożonych obciążeń niskocyklowych. Cz. II – Obliczanie trwałości zmęczeniowej; EiN nr 4/2004, s. 41-44.

Prezentowany opis kumulacji uszkodzeń przeznaczony jest do analizy trwałości elementów konstrukcyjnych eksploatowanych w warunkach wieloosiowych nieproporcjonalnych obciążeń. W części II przedstawiono metodę obliczania trwałości zmęczeniowej. Prawo kumulacji uszkodzeń sformułowano przyrostowo i związano bezpośrednio z krzywą wzmocnienia i cykliczną krzywą materiałową. Wartości składowych tensorów naprężenia i odkształcenia wyznaczono zgodnie z algorytmem zamieszczonym w części I.

#### SEWERYN A., KULCZYCKI-ŻYHAJŁO R., MRÓZ Z.: Prognozowanie rozwoju mikropęknięć w ośrodkach kruchych poddanych obciążeniom ściskającym; EiN nr 4/2004, s. 45-49.

W pracy zaproponowano model ośrodka z mikropęknięciami uwzględniający możliwość rozwoju mikropęknięć, występowanie kontaktu pomiędzy krawędziami mikropęknięcia, tarcie i poślizg w obszarze kontaktu oraz efekty dylatacyjne spowodowane chropowatością powierzchni mikropęknięcia. Ustalono warunki niekontrolowanego rozwoju mikropęknięć.

## SŁOWIK M., BŁAZIK-BOROWA E.: Wyznaczanie momentu rysującego w betonowych elementach zginanych; EiN nr 4/2004, s. 50-53.

W artykule przedstawiono wyniki badań własnych i obliczeń komputerowych dotyczących wyznaczania momentu rysującego w zginanych elementach betonowych. Na ich podstawie opisano zjawisko "mięknięcia" betonu w strefie zarysowania, za pomocą którego można wytłumaczyć uzyskiwanie zaniżonych wartości momentu rysującego wyznaczonego według teorii sprężystości.

#### SZKUDLAREK Z., PODGÓRSKI J., JONAK J.: Numeryczna symulacja procesu odspajania skały głowicą skrawająco - odłupującą; EiN nr 4/2004, s. 54-57.

W artykule przedstawiono wstępne wyniki analizy MES oddziaływania na skałę eksperymentalnej głowicy skrawająco- odłupującej. Stwierdzono silny wpływ siatki MES, na jakość i dokładność symulacji.

#### WARTACZ A., ŚWIĆ A., ZUBRZYCKI J.: Zużycie ostrza narzędzia, a zmiana parametrów toczenia w kolejnych zabiegach; EiN nr 4/2004, s. 58-61.

W artykule przedstawiono krótki przegląd podstaw teoretycznych zużycia narzędzi skrawających oraz wybrane wyniki badań wstępnych zużycia ostrza narzędzia w aspekcie zmian parametrów toczenia w kolejnych zabiegach.

#### ZALESKI K.: Metoda badań właściwości smarnych cieczy obróbkowych; EiN nr 4/2004, s. 62-65.

W artykule przedstawiono budowę nowego stanowiska do badań właściwości smarnych cieczy obróbkowych. Wymieniono zalety i wady tej metody badań. Podano też przykładowe wyniki badań przeprowadzonych tą metodą

### ZNISZCZYŃSKI A.: Badanie wpływu geometrii oddziaływania narzędzi

na proces odspajania większych brył skalnych; EiN nr 4/2004, s. 66-72. W artykule przedstawiono wyniki badań odspajania większych brył skalnych poprzez oddziaływanie narzędziem w kształcie klina w pobliżu progu skalnego. Określono wpływ parametrów oddziaływania narzędzia na wielkość sił odspajania, objętość odspajanych brył i energochłonność procesu.

## CZERNIEC M., JAREMEK P.: Analiza wpływu nacisku osiowego na zużycie uzbrojenia świdrów gryzowych; EiN nr 4/2004, s. 73-78.

Przedstawiono wyniki badań zużycia uzbrojenia świdra trójgryzowego w oparciu o opracowane modele kinetyki kontaktu tribologicznego z urabianą calizną. Przeprowadzono rozwiązanie numeryczne zagadnienia, gdzie oszacowano zużycie uzbrojenia na poszczególnych wieńcach gryza w zależności od wielkości nacisku osiowego działającego na przewód wiertniczy. Wyniki rozwiązania przedstawiono na wykresach.

### SADOWSKI T., HARDY S., POSTEK E.: Modelowanie polikrystalicznej ceramiki z warstwami międzyziarnowymi w stanach jednoosiowego rozciagania; EiN nr 4/2004, s. 79-82.

W pracy przedstawiono model polikrystalicznego materiału ceramicznego, w którym ziarna połączone są poprzez cienkie warstwy o innych własnościach mechanicznych. Powoduje to powstanie niejednorodnych rozkładów charakterystyk deformacji oraz koncentracje naprężeń inicjujące mikrouszkodzenia.

#### SEWERYN A., BUCZYŃSKI A., SZUSTA J.: Modeling of damage accumulation for non-proportional low-cycle fatigue. Part II - Calculation of fatigue life; EiN nr 4/2004, s. 41-44.

The paper presents the description of damage accumulation for analysis of fatigue life of structural elements under non-proportional loading states. Part II presents method for calculation of fatifue life. Damage accumulation rule has been formulated incrementally and connected with monotonic work-hardening curve and also with cyclic curve. Components of stress and strain tensors have been calculated using algorithm presented in part I.

#### SEWERYN A., KULCZYCKI-ŻYHAJŁO R., MRÓZ Z.: Prediction of microcrack propagation in brittle bodies under compression loading; EiN nr 4/2004, s. 45-49.

In the present paper model of a cracked body with account for microcrack propagation, friction and slip in the contact area and dilatancy effects caused by crack surface roughness is proposed. Compression stresses are considered in microcrack propagation process. It is defined the condition for non-controlled growth of microcracks.

## SŁOWIK M., BŁAZIK-BOROWA E.: Cracking moment in bending concrete elements; EiN nr 4/2004, s. 50-53.

In the paper the own investigation and numerical calculation concerning cracking moment in bending concrete elements have been presented. Based on them tensile softening in cracking zone of concrete has been described and the explanation of too low cracking moment taken from the elastic theory has been made.

# SZKUDLAREK Z., PODGÓRSKI J., JONAK J.: Numerical simulation of rock separation process by cutting prissing head; EiN nr 4/2004, s. 54-57.

In the article has been presented the results of the FEM analysis concerned of reactions results the cutting- prising head. Mesh type has been very important for results quality.

## WARTACZ A., ŚWIĆ A., ZUBRZYCKI J.: The waste of tool blade, and a change of turning parameters in next cuts; EiN nr 4/2004, s. 58-61.

In article was introduced the short review of theoretical bases' of cutting tools waste and the chosen results of preliminary investigation of waste blade tool in aspect of turning parameters changes in next cuts.

## ZALESKI K.: The metod of investigations of lubricating properties of cutting fluids; EiN nr 4/2004, s. 62-65.

In this paper a new tester intended for investigations of lubricating properties of cutting fluids has been presented. Advantages and disadvantages this method has been described. The exemplary results of investigations in this range have been presented.

## ZNISZCZYŃSKI A.: Influence of geometry of tool action on separating larger lumps of rocks; EiN nr 4/2004, s. 66-72.

This paper presents results of research of separating larger lumps or rocks through operating wedge-shaped tool in the vicinity of rock threshold. Also influence of parameters of tool action on separating forces quantities, volume of separated lumps and energy consumption of this process are determined.

#### CZERNIEC M., JAREMEK P.: Axial thrust effect on drilling bits equipment wear analysis; EiN nr 4/2004, s. 73-78.

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 with regard to axial thrust were performed.

# SADOWSKI T., HARDY S., POSTEK E.: Modelling of polycrystalline ceramics material containing interfaces under uniaxial stress state; EiN nr 4/2004, s. 79-82.

Ceramic polycrystalline materials show non-linear and complex response to applied loads due to their internal structure. The inter-granular layers significantely change the material response. The aim of the paper is to present a new constitutive model for the case of uniaxial tension of the polycrystalline materials, including the inter-granular metallic layers that create its internal structure. The quasi-static deformation process of this material include description of : elastic deformation of brittle grains, elasto-plastic deformation of inter-granular layers and deformation due to micro-porosity development in layers.

# NAUKA I TECHNIKA

Józef JONAK Jerzy PODGÓRSKI Jakub GAJEWSKI

## BADANIA NUMERYCZNE WPŁYWU WARTOŚCI KĄTA NATARCIA OSTRZA NA PROCES FORMOWANIA WIÓRA PODCZAS SKRAWANIA MATERIAŁÓW KRUCHYCH

## NUMERICAL RESEARCH THE INFLUENCE OF CUTTING EDGE RAKE ANGLE TO CHIP FORMING PROCESS DURING BRITTLE MATERIALS CUTTING

W artykule przedstawiono wyniki symulacji procesu skrawania anizotropowych ciał kruchych ostrzem o różnej wartości kąta natarcia. Badano proces propagacji szczeliny towarzyszącej odspajaniu przez ostrze większych elementów wióra. Analizę prowadzono z wykorzystaniem Metody Elementów Skończonych w analizie naprężeń oraz w oparciu o metodę "traconych elementów" dla analizy propagacji szczelin.

Słowa kluczowe: procesy skrawania, MES, materiały anizotorpowe

The results of cutting anisotropic fragile substance simulations are presented in this article. Analysis using finally elements methods in stresses was described.

Keywords: cutting process, FEM, anisotropic material

### 1. Wprowadzenie

Mechanika procesu skrawania materiałów kruchych jest do chwili obecnej znacznie słabiej poznana niż w przypadku skrawania materiałów plastycznych. Znajomość tego procesu a zwłaszcza możliwość jego symulacji jest istotna z wielu powodów.

W przypadku obróbki materiałów kruchych w procesach skrawania realizowanych w dzisiejszych technikach wytwarzania, ułatwiłoby to znacznie właściwy dobór geometrii ostrza, parametrów skrawania oraz naddatków technologicznych w poszczególnych operacjach technologicznych (obróbka wstępna, kształtująca lub wykończeniowa) tak, aby nie generować braków, z uwagi na penetrację szczeliny poniżej planowanej trajektorii skrawania. W przypadku technologii górniczej, pozwoliłoby to prowadzić proces pod kątem uzyskiwania maksymalnego zasięgu (w danych warunkach skrawania) odspojeń materiału, co jest istotne z punktu widzenia ograniczenia nadmiernego rozdrobnienia urobku kopaliny użytecznej (węgla).

Z przedstawionych powodów oraz z uwagi na ciągle rosnące znaczenie materiałów kruchych w dzisiejszej technice, ranga poruszanego problemu ciągle narasta, co z kolei uzasadnia prowadzenie prac w prezentowanym temacie.

Dotychczasowe badania laboratoryjne wykazują (np. [1]), że w procesie propagacji szczeliny towarzyszącej odspajaniu elementu wióra, istotną rolę pełni wartość kąta natarcia ostrza. Szczegółowe badania Sakaloglou [1] na materiale modelowym, pozwoliły stwierdzić, że dla głębokości skrawu h = 10mm, zmiana kąta natarcia w zakresie od 0° do 60°, wywołuje skrócenie zasięgu szczeliny pierwotnej (tym samym zmniejszenie długości wióra) z około 100mm dla  $\gamma = 0^{0}$ , do około 40mm dla  $\gamma = 60^{0}$ . Równocześnie też zmienia się kierunek penetracji szczeliny. Im większy kąt natarcia tym szczelina przed ostrzem penetruje bardziej w głąb materiału, a spada jej zasięg (rośnie tym samym grubość głównego elementu wióra), co ilustruje rys. 1

Również inne badania np. elastooptyczne (np. [2]), potwierdzają istotny wpływ kąta natarcia ostrza na kształt i zasięg szczeliny towarzyszącej formowaniu większego elementu wióra, co z kolei ilustruje rys. 2.



Rys. 1. Wpływ kąta natarcia ostrza na kształt i wymiary elementu wióra podczas skrawania materiału kruchego (te same warunki skrawania). Kształt krzywej ograniczającej element wióra od dołu, ilustruje kształt propagującej szczeliny towarzyszącej odspajaniu elementu [1]



Rys. 2. Wpływ wartości kąta natarcia ostrza, na propagację szczeliny przed ostrzem, w świetle badań elastooptycznych [2] Jak wynika z rys. 2, malejący kąt natarcia ostrza sprzyja wgłębnej penetracji szczeliny. Dla ujemnych wartości tego kąta, szczelina penetruje na dużą głębokość, poniżej założonej trajektorii krawędzi skrawającej (w tym przypadku równoległej do dłuższego boku rysunku).

Symulacje rozpatrywanego procesu są znacznie utrudnione, gdyż ilość czynników wpływowych, związanych np. z istotnymi parametrami opisującymi materiały kruche (w tym zwłaszcza skały) jest znaczna, a na dodatek, w rzeczywistych materiałach, właściwości te zmieniają się w sposób często losowy. Brak jest także równań konstytutywnych odpowiednio dokładnie opisujących zachowanie się materiałów kruchych pod obciążeniem. W efekcie poruszana tematyka jest do dzisiaj stosunkowo słabo poznana.

### 2. Przebieg symulacji

Do analizy przyjęto przypadek skrawania ortogonalnego. Założono nieskończoną szerokość ostrza, celem pominięcia w analizie wpływu oddziaływania bocznych powierzchni ostrza. Parametry geometryczne modelu, który był przedmiotem analizy, podane zostały na rys. 3. Oddziaływanie ostrza o określonej geometrii, na skałę, symulowano jako oddziaływanie obciążenia ciągłego na próg skalny o wysokości odpowiadającej głębokości skrawania danym ostrzem. Założono, że kontakt skały z ostrzem odbywa się tylko wzdłuż powierzchni natarcia, na długości wynikającej z pochylenia tej powierzchni oraz założonej głębokości skrawania (wysokości progu). Analizowano tym samym wpływ kierunku oddziaływania obciążenia zewnętrznego na próg skalny, na przebieg procesu propagacji szczeliny w trakcie niszczenia struktury materiału. Analizę prowadzono dla kąta oddziaływania obciążenia zewnętrznego  $\varphi = -15$  oraz  $15^{\circ}$ . W każdym przypadku wartość obciążenia zewnętrznego była taka sama, zmieniał się jedynie kierunek oddziaływania na próg skalny. Ujemną wartość kąta φ przyjęto w przypadku zwrotu obciążenia skierowanego przeciwnie do zwrotu osi OZ.

Do analizy wybrano warunek stanu granicznego PJ (zaproponowany przez Podgórskiego [4, 5]), który zakłada zależność wytężenia materiału od trzech niezmienników tensora naprężenia.

Charakterystyki materiałowe przyjęto odpowiednio: wytrzymałość na ściskanie  $f_c = 20$  MPa,  $f_{cc} = 22$  MPa,  $f_{0c} = 25$  MPa, oraz wytrzymałość na rozciąganie  $f_t = 2$  MPa. Moduł Younga E =  $2x10^4$  MPa, współczynnik Poissona v = 0,2.

Podobnie jak w innych analizach (np.[5]) przyjęto następującą procedurę analizy procesu pękania:

 wyznaczenie naprężeń od jednostkowego obciążenia,

### NAUKA I TECHNIKA



*Rys. 3. Parametry geometryczne modelu (dodatni kąt oddziaływania obciążenia*  $\varphi$ ) [3]

- wyszukanie elementu modelu, w którym wartość wytężenia wg przyjętego kryterium osiąga wartość największą,
- wyznaczenie wartości obciążenia, przy której spełnione wytężenie w wybranym elemencie osiąga wartość krytyczną,
- usuni
   çcie 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.

Standardowo, obliczenia przeprowadzono przy użyciu modułu SSAP0 systemu Algor oraz autorskiego oprogramowania Podgórskiego, którego zadaniem było sprawdzanie wytężenia, usuwanie "zniszczonych" elementów oraz rejestracja wartości obciążeń krytycznych.

### 3. Uzyskane wyniki symulacji

W wyniku przeprowadzonych analiz, uzyskano mapy odpowiednich naprężeń w okolicach symulowanego oddziaływania ostrza oraz trajektorie potencjalnych szczelin, towarzyszących odspajaniu elementu wióra, co ilustruje rys. 4.

Jak wynika z rys. 4a, oddziaływaniu obciążenia skierowanego w stronę powierzchni swobodnej (zwrot w kierunku osi OZ, kąt  $\varphi = 15^{\circ}$ ) towarzyszy szybka penetracja szczeliny w stronę tejże powierzchni, z minimalnym jedynie przekroczeniem trajektorii krawędzi skrawającej. Gdy kąt oddziaływania jest



*Rys. 4. Wpływ oddziaływania obciążenia ciągłego na próg skalny, na przebieg propagacji szczeliny oraz rozkład naprężeń*  $\sigma_{min}$  *w okolicach rozpatrywanego progu: a)*  $\varphi = 15^{\circ}$ , *b)*  $\varphi = -15^{\circ}$ 

odpowiednio mały ( $\varphi = -15^{\circ}$ ) zaobserwować można silną penetrację szczeliny w głąb materiału, daleko poniżej trajektorii krawędzi skrawającej.

### 4. Podsumowanie

Analiza przeprowadzona w pracy wykazuje widoczną zależność kierunku obciążenia zewnętrznego, na kształt i kierunek propagacji rys w materiale kruchym. Poprzez analogię, można przyjąć, że w podobny sposób zachodzić będzie oddziaływanie ostrza o określonej geometrii na skałę. Uzyskane wyniki są bardzo zbieżne z wynikami badań laboratoryjnych i przemysłowych, prowadzonych w różnych ośrodkach i różnymi metodami, nad kształtowaniem się trajektorii odspajania, zależnie od wartości kąta natarcia ostrza.

Analiza wykazała ponadto, iż problemy analizy szczelin, w których dominują obszary naprężeń ścinających i płaskie stany naprężenia mogą być rozwiązywane dostatecznie dokładnie przy użyciu opisanego kryterium PJ, Metody Elementów Skończonych i "metody traconych elementów". Dalsze dopracowanie metody może w przyszłości ułatwić znacząco symulację procesów skrawania różnorodnych materiałów kruchych, umożliwiając dobór warunków obróbki jak i prognozowanie efektów tej obróbki lub procesów urabiania w przypadku technik urabiania, w technologii górniczej.

### 5. Literatura

- [1] Sakaloglou E.: Theoretische und experimentalle untersuchungen zum trennwiderstand und zur spanbildung sprödelastischer materialien bei belastung durch keilmeissel unter besonderer berücksichtigung der meisselgeometrie. Diss. TH Aachen, 1984.
- [2] Wagner H.: Der Mechanismus der Spanentstehnung beim Zerspanen von Gesteinen. Rock Mechanics 3, pp. 159-174 (1971). Springer- Verlag 1971.
- [3] Podgórski J.: *The Influence Of The Layer Direction In Elastic-Brittle Material On The Progress Of Crack Propagation*, Journal of Mining Science, Kluwer Academic/Plenum Publishers. (2003, in press)
- [4] Podgórski J.: *General Failure Criterion for Isotropic Media*. Journal of Engineering Mechanics ASCE, 111(1985) 2, 188-201.
- [5] Podgórski J.: Influence Exerted by Strength Criterion on the Direction of Crack Propagation in the Elastic-Brittle Material. Journal of Mining Science, 38 (4), pp. 374- 380; Jul 2002.

\*\*\*\*\*

Praca powstała w ramach projektu badawczego nr 5T12A 015 23 finansowanego przez KBN "Badania numeryczne stanu strefy skrawania skał silnie anizotropowych

\*\*\*\*\*\*\*

### Dr inż. Jerzy PODGÓRSKI

Katedra Mechaniki Budowli Politechnika Lubelska e-mail: j.podgorski@pollub.pl

Dr hab. inż. Józef JONAK, prof. PL Mgr inż. Jakub GAJEWSKI Katedra Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechnika Lubelska e-mail: j.jonak@pollub.pl, j.gajewski@pollub.pl

## OKREŚLENIE WARTOŚCI OPORÓW URABIANIA DLA NOŻA STYCZNO-OBROTOWEGO NA PODSTAWIE BADAŃ LABORATORYJNYCH

## CUTTING FORCES EVALUATION FOR TANGENTIAR-ROTATIONAL TOOL BASING ON LABORATORY EXPERIMENTS

Urabiając (frezując) próbę cementowo-piaskową nożem styczno-obrotowym mierzono i rejestrowano składowe siły oporu skrawania oraz masę urobku. W czasie urabiania zmieniano skokowo wartości parametrów skrawania (głębokość, podziałka skrawania) oraz rodzaj skrawu (otwierający, półotwarty). Pomiary przeprowadzono dla trzech ustawień noża styczno-obrotowego wynikających z jego pozycji na frezującym organie ślimakowym. Opracowanie rezultatów badań oraz ich analiza pozwoliły na ustalenie wpływu parametrów skrawania i ustawienia noża na wartość oporów i energii urabiania.

Słowa kluczowe: urabianie, parametry skrawania

The paper presents results of research and analysis influence of cutting parameters and tool settings on resistance and energy of mining. Measurements were preformed with tangential-rotational bit.

Keywords: mining, cutting parameters

### 1. Wprowadzenie

Frezujący kombajn bębnowy przeznaczony do urabiania węgla w systemie ścianowym wyposażony jest w dwa frezujące organy ślimakowe. Organy te mają za zadanie urobić węgiel znajdujący się w ociosie ściany i przemieścić go na ścianowy przenośnik zgrzebłowy.

Obie te czynności (skrawanie, ładowanie) realizowane są jednocześnie. Proces ładowania zachodzi na skutek obrotu i odpowiedniego kształtu organu (płaty). Natomiast proces skrawania (frezowania) realizowany jest poprzez narzędzia skrawające, rozmieszczone na pobocznicy organu. Rozmieszenie tych narzędzi (układ nożowy) musi być takie, by następował prawidłowy proces skrawania (minimalizacja oporów urabiania i ich zmienności, założona trwałość narzędzi skrawających, organu, kombajnu, wymagany kształt czoła przodka). Oczywistym jest, że na rozmieszczenie noży w określonych miejscach (ustawienie) wpływ mają warunki górniczo-geologiczne oraz parametry konstrukcyjne i kinematyczne noży skrawających, organu i kombajnu. Narzędzia skrawające (noże styczne, promieniowe, styczno-obrotowe) na frezującym organie ślimakowym muszą być tak ustawione, by urabiały caliznę węglową na całej szerokości organu (zabiór) bez pozostawiania tzw. grzebieni. Jednocześnie każdy nóż w czasie skrawania winien posiadać prawidłowe ruchowe kąty skrawania [1, 2, 3, 4]. Spełnienie tego ostatniego warunku możliwe jest tylko wtedy, gdy zapewni się odpowiednie dla danego procesu frezowania parametry konstrukcyjne narzędzia skrawającego. Dlatego też parametry konstrukcyjne narzędzi skrawających winne być skorelowane z parametrami uchwytów, organu i maszyny urabiającej [3, 4].

Należy podkreślić, że proces ten można realizować na drodze empirycznej [3, 4] lub analitycznej. Jednak z uwagi na czas i koszty cennym jest określenie tych parametrów na drodze analitycznej poprzez opracowanie modelu fizycznego i matematycznego ustawienia noża na frezującym organie ślimakowym. Pozwoli to na drodze analitycznej określić ruchowe kąty skrawania (kąt przyłożenia, natarcia) jakie wystąpią przy określonych parametrach konstrukcyjnych i kinematycznych noża, uchwytu oraz organu urabiającego. Powyższe założenia i wymagania spełnia opisany w pracy [3, 4, 5] model oraz sposób wyznaczania ruchowych kątów skrawania narzędzi skrawających, a szczególnie noży styczno-obrotowych. Pozwala on wyznaczyć ruchowe kąty skrawania zarówno dla noży umieszczonych na tarczy odcinającej jak i części urabiająco-ładującej (płaty).

Jak to wcześniej zaznaczono określenie ruchowych kątów skrawania odbywa się na drodze analitycznej i dlatego koniecznym jest weryfikacja empiryczna tego modelu.

Temu celowi służyło przeprowadzenie badań laboratoryjnych, umożliwiających określenie wartości oporów urabiania noża styczno-obrotowego w funkcji parametrów skrawania oraz ustawienia narzędzia skrawającego.

### 2. Plan i metodyka badań

Weryfikacja metody wyznaczania ruchowych kątów skrawania wymaga spełnienia określonych warunków związanych z miejscem badań, aparaturą pomiarową i opracowaniem wyników. Dlatego też zdecydowano, że badania przeprowadzone będą na specjalnym stanowisku symulującym ruch noża, tak jak to ma miejsce na kombajnie ścianowym. Pozwoli to na zapewnienie powtarzalności skrawów pomiarowych i ułatwi pomiar i rejestrację założonych wielkości mierzonych.

Ilościowo i jakościowo proces skrawania opisują opory oraz energia jednostkowa urabiania. Dlatego też koniecznym jest w czasie badań mierzenie i rejestrowanie składowych siły oporu urabiania oraz masy urobku dla każdego skrawu. Umożliwi to statystyczne opracowanie wyników pomiarów i pozwoli ustalić korelację między składowymi siły oporów urabiania i energii jednostkowej a parametrami skrawania (podziałka i głębokość skrawania) oraz ustawieniami noża styczno-obrotowego (ruchowe kąty skrawania).

Mając powyższe na uwadze ustalono, że w czasie badań muszą być spełnione następujące wymagania:

- kinematyka skrawania noża styczno-obrotowego ma być identyczna jak w warunkach rzeczywistych,
- urabiana skała winna posiadać własności izotropowe,
- w czasie badań należy mierzyć i rejestrować przebiegi siły skrawania P<sub>s</sub>, siły docisku P<sub>d</sub> i siły bocznej P<sub>b</sub>,
- po każdym skrawie należy określić masę urobku,
- należy przeprowadzić badania wstępne dla określenia minimalnej liczby powtórzeń tych samych skrawów,

 parametry skrawania (wyjściowe) muszą być określone na podstawie badań analitycznych [5].

Przeprowadzone według powyższych wymagań badania winny jednocześnie zweryfikować ilościowo i jakościowo metodę analityczną pozwalającą wyznaczać ruchowe kąty skrawania dla narzędzi skrawających, a szczególnie noży styczno-obrotowych.

### 3. Przeprowadzenie badań

Planowane pomiary przeprowadzono zgodnie z wcześniej ustalonymi wymaganiami w laboratorium Katedry Maszyn Górniczych, Przeróbczych i Transportowych AGH na stanowisku do badania oporów urabiania pojedynczymi narzędziami skrawającymi.

Przedmiotowe stanowisko, przedstawione jest na rys. 1. Składa się ono z części mechanicznej, układu pomiarowego oraz hydraulicznego układu zasilającego ( $Q = 100 \text{ dm}^3/\text{min}, p_z = 16 \text{ MPa}$ ). Część mechaniczna składa się z ramy nośnej stabilizującej blok cementowo-piaskowy ( $\rho = 1494 \text{ kg/m}^3$ ,  $R_c = 2,63 \text{ MPa}$ ) i stanowiącej tor jezdny dla suportu narzędziowego. Suport narzędziowy posiada w dolnej części prowadniki współpracujące z ramą nośną, a w części górnej wał obrotowy napędzany hydraulicznym silnikiem wahadłowym. Na wale obrotowym posadowione jest ramię mogące być przemieszczane za pomocą przekładni gwintowej równolegle do osi wału (podziałka skrawania).



Rys. 1. Przyrząd badawczy (widok od czoła)

Równolegle wzdłuż osi podłużnej ramy nośnej może być przemieszczany cały suport narzędziowy również za pomocą przekładni gwintowej (głębokość skrawania). Ramię posadowione na wale obrotowym służy do umocowania tensometrycznego uchwytu pomiarowego. W uchwycie pomiarowym zainstalowano najczęściej stosowany nóż styczno-obrotowy, przedstawiony na rys. 2.



Rys. 2. Badany nóż styczno-obrotowy

Układ pomiarowy składa się z tensometrycznej głowicy pomiarowej, dwóch przetworników ciśnienia (zasilanie, spływ) oraz układu rejestrującego (komputer, karta pomiarowa, oprogramowanie).

Tak przygotowane stanowisko posłużyło do przeprowadzenia najpierw badań wstępnych, a potem do badań zasadniczych.

W ramach badań wstępnych przeprowadzono wzorcowanie głowicy pomiarowej w celu wyznaczenia stałych wzorcowania oraz pomiary umożliwiające określenie wymaganej liczby powtórzeń (trzy razy).

Wykonanie badań wstępnych umożliwiło przeprowadzenie badań zasadniczych. W wyniku przeprowadzonej analizy teoretycznej i uwzględniając możliwości konstrukcyjne stanowiska ustalono, że dla następujących ustawień noża:

- bez jego obrotu,
- dla obrotu względem osi y' o kąt  $\delta_{zx} = 22,5^{\circ}$ ( $t_z = 25$  mm),
- dla obrotu względem osi y' o kąt  $\delta_{zx} = 45^{\circ}$ ( $t_{z} = 45$  mm),
- dla obrotu względem osi z o kąt  $\delta_{xy} = 10^{\circ}$ ( $t_{e} = 70$  mm),
- dla obrotu względem osi z o kąt  $\delta_{xy} = 20^{\circ}$ ( $t_c = 140 \text{ mm}$ )

należy przeprowadzić badania zmieniając odpowiednio głębokość i podziałkę skrawania. Założono również, na podstawie analizy i możliwości konstrukcyjnych i kinematycznych stanowiska, że głębokość skrawania winna się zmieniać skokowo od 7 do 24 mm, a podziałka od 7 do 30 mm. Wartości tych parametrów winny być każdorazowo sprawdzane przymiarem liniowym po wykonaniu skrawu.

Przed rozpoczęciem pierwszego skrawu, odpowiadającemu ustawieniu noża na części urabiająco-ładującej (bez obrotu), przyrząd ustawiono w skrajnym położeniu. Zadano odpowiednią głębokość skrawania g i wykonano pierwszy skraw – otwierający. Po jego wykonaniu zważono urobek. Następnie, nie zmieniając głębokości skrawania, przesunięto nóż o ustaloną wartość podziałki t i wykonano kolejny skraw – półotwarty. Taki sam skraw, przy tej samej wartości podziałki, powtórzono jeszcze dwukrotnie, rejestrując pomiary. Po wykonaniu tych trzech skrawów zebrano oraz zważono urobek. Powyższe czynności powtórzono dla dwóch kolejnych, większych wartości podziałek. Następnie zwiększono głębokość skrawania i wykonano kolejnych 10 skrawów (1 otwierający i 9 półotwartych) - analogicznie, dla trzech wartości podziałki t. Te same czynności powtórzono dla kolejnej, jeszcze większej głębokości skrawania. Tym sposobem wykonano 30 skrawów. W dalszej części badań obrócono głowicę na podstawie względem osi y' o kąt  $\delta_{x} = 22,5^{\circ}$  i dla takiego ustawienia wykonano kolejnych 30 skrawów - analogicznie jak dla poprzedniego ustawienia. Następną serię skrawów wykonano dla jeszcze większego wychylenia noża względem osi y' – o kąt  $\delta_{x} = 45^{\circ}$ . By obrócić głowicę wraz z narzędziem względem osi z koniecznym było użycie specjalnych podkładek. Umieszczenie ich pomiędzy podstawą a głowicą pomiarową umożliwiło uzyskanie wychylenia noża o kąt  $\delta_{xy} = 10^{\circ}$  oraz  $\delta_{xy} = 20^{\circ}$ . Tym sposobem wykonano 150 skrawów – po 30 dla każdego ustawienia noża.

W wyniku przeprowadzonych badań zarejestrowano, dla każdego skrawu, trzy składowe siły oporu urabiania ( $P_s, P_b, P_d$ ), wartości ciśnień na zasilaniu i spływie ( $p_z$  i  $p_z$ ) silnika wahadłowego oraz masę urobku.

### 4. Opracowanie i analiza wyników badań

Po przeprowadzeniu badań właściwych, koniecznym stało się opracowanie zarejestrowanych przebiegów sił i ciśnień. Taką możliwość dało oprogramowanie ESAM 3000, które w oparciu o otrzymane ze wzorcowania głowicy pomiarowej równania regresji, umożliwiło wyznaczenie średnich wartości składowych sił  $P_s$ ,  $P_b$ ,  $P_d$ , a także średnich wartości ciśnień na zasilaniu i spływie silnika wahadłowego ( $p_z$  i  $p_s$ ). Oprogramowanie to umożliwiło także obliczenie odchyleń standardowych dla zarejestrowanych przebiegów sił i ciśnień, a także ich współczynników zmienności, definiowanych jako stosunek tego odchylenia do wartości średniej mierzonej wielkości. Wszystkie powyższe wartości zostały wyznaczone dla każdego skrawu. Równań regresji interesujących wielkości poszukiwano za pomocą programu MS Excel 2000 aproksymując dane empiryczne do funkcji liniowych, potęgowych i wykładniczych.

Otrzymane równania regresji sił  $P_s$ ,  $P_b$ ,  $P_d$  oraz energii jednostkowej urabiania i odpowiadające im współczynniki korelacji przedstawione są poniżej, gdzie wartości g,  $t_s$  oraz t należy podstawiać w milimetrach:

### Skraw otwierający

obrót względem osi y':

$$P_s = 1,523 g^{1,535} t_s^{0,466} \qquad r = 0,89 \quad (1)$$

$$P_b = -50,765 \text{ g} - 17,053 t_s + 692,429 \text{ r} = 0,83 \quad (2)$$

$$P_d = 2,026 \ g^{1,476} \ t_s^{0,224}$$
 r = 0,82 (3)

 $E_j = 4,441 \cdot 0,981^g \ 0,996^{t_s}$  r = 0,11 (4)

• obrót względem osi z:

$$P_s = 10,036 \text{ g} + 0,068 t_s - 46,275 \qquad r = 0,95$$
(5)

$$P_b = -29,456 \text{ g} - 3,578 t_s + 344,713 \text{ r} = 0,91 \text{ (6)}$$

$$P_d = 29,67 \cdot 1,086^g \ 1,011^{t_s}$$
  $r = 0,95$  (7)

### Skraw półotwarty

obrót względem osi y':

$$P_s = -2,883 \text{ g} + 8,558 t + 3,683 t_s - 71,981 \text{ r} = 0,56 \quad (8)$$

$$P_{\rm b} = 25,086 \text{ g} - 16,273 t - 12,203 t_{\rm s} + 247,226 \text{ r} = 0,88 \text{ (9)}$$

$$P_d = 5,265 \ g^{-0,22} \ t^{1,181} \ t_s^{-0,064}$$
 r = 0,58 (10)

$$E_{j} = -0.08 \text{ g} + 0.041 t - 0.027 t_{s} + 2.908 \text{ r} = 0.56 (11)$$



Rys. 3. Zależność składowej stycznej P<sub>s</sub> siły urabiania od głębokości skrawania g oraz wychylenia noża t<sub>s</sub>, dla skrawu otwierającego, przy obrocie względem osi y'

• obrót względem osi z:

$$P_s = 0,191 g^{1,362} t^{0,768} t_s^{-0,071} \qquad r = 0,89 (12)$$

$$P_b = 30,729 g - 12,249 t - 2,992 t_s + 109,126 \qquad \mathbf{r} = \mathbf{0},\mathbf{88}$$
(13)

 $P_d = -2,671 \, g + 4,977 \, t - 0,094 \, t_s + 18,975 \qquad \mathbf{r} = 0,32 \ (14)$ 

 $E_j = 5,311 g^{0,341} t^{0,58} t_s^{-0,054}$  r = 0,28 (15)

Równania regresji oraz sporządzone na ich podstawie wykresy pozwoliły na dokonanie analizy umożliwiającej ustalenie wpływu parametrów skrawania, ustawienia noża (ruchowe kąty skrawania) i rodzaju skrawu na opory i energię jednostkową urabiania. Jednocześnie poszukiwano odpowiedzi na pytanie, czy określone na podstawie badań empirycznych i analitycznych ruchowe kąty skrawania mają przebiegi zgodne z wynikami przeprowadzonych badań własnych oraz badań innych autorów.

Przykładowe przebiegi sił w funkcji g i  $t_s$  przedstawiono na rys. 3 do 7. Potwierdzają one prawidłowość sformułowanych poniżej wniosków, które uzyskano na podstawie analizy teoretycznej i empirycznej.

Ustalono, że na ruchowe kąty skrawania mają wpływ parametry kinematyczne i konstrukcyjne noża, uchwytu i organu urabiającego [4, 5]. Natomiast na wartości składowej siły oporu urabiania wpływ mają g, t i  $t_s$  oraz rodzaj skrawu. Dodatkowo stwierdzono, że:

- siły P<sub>s</sub>, P<sub>b</sub> i P<sub>d</sub>, w przypadku skrawu otwierającego, wykazują ścisłą zależność od parametrów g oraz t<sub>s</sub> i można je opisać liniowymi, logarytmicznymi bądź wykładniczymi równaniami regresji,
- dla opcji skrawu półotwartego składową siłę boczną P<sub>b</sub> można opisać równaniami regresji



Rys. 4. Zależność składowej stycznej P<sub>s</sub> siły urabiania od głębokości skrawania g oraz wychylenia noża t<sub>s</sub>, dla skrawu otwierającego, przy obrocie względem osi z

### NAUKA I TECHNIKA



Rys. 5. Zależność składowej bocznej P<sub>b</sub> siły urabiania od głębokości skrawania g oraz wychylenia noża t<sub>s</sub>, przy podziałce t = 10 mm, dla skrawu półotwartego i obrotu noża względem osi y'



Rys. 6. Zależność składowej stycznej P<sub>s</sub> siły urabiania od głębokości skrawania g oraz wychylenia noża t<sub>s</sub>, przy podziałce t = 10 mm, dla skrawu półotwartego i obrotu noża względem osi z



Rys. 7. Zależność składowej bocznej P<sub>b</sub> siły urabiania od głębokości skrawania g oraz wychylenia noża t<sub>s</sub>, przy podziałce t = 10 mm, dla skrawu półotwartego i obrotu noża względem osi z

w zależności od parametrów g, t oraz  $t_s$  (zarówno przy obrocie względem osi y' jak z); w przypadku obrotu względem osi z dodatkowo zdołano uzyskać równanie logarytmiczne opisujące zmiany składowej stycznej urabiania  $P_s$  w funkcji trzech powyższych parametrów,

- niezależnie od sposobu wychylenia noża (wokół osi y' lub z), składowa boczna urabiania P<sub>b</sub>, zarówno dla skrawu otwierającego jak i półotwartego, wykazuje zależność liniową od parametrów g, ti t<sub>s</sub>; badania wykazały, że siła boczna P<sub>b</sub> zmienia zwrot, osiągając zarówno wartości dodatnie jak i ujemne,
- lepsze warunki skrawania, ze względu na niższe opory urabiania, występują przy obrocie noża względem osi z (niż przy obrocie względem osi y'),

 można przypuszczać, że dla obrotu noża względem osi y, opory urabiania są również większe niż w przypadku obrotu względem osi z, ze względu na zbyt niskie wartości ruchowego kąta przyłożenia α<sub>r</sub>.

### 5. Zakończenie

Przeprowadzone pomiary i uzyskane na tej podstawie wyniki oraz ich analiza pozwoliły pozytywnie zweryfikować metodę wyznaczania ruchowych kątów skrawania. Daje to możliwość analitycznego wyznaczania tych kątów bez konieczności badań empirycznych. Jednocześnie za pomocą tej metody można ustalić skutki wprowadzenia jakichkolwiek zmian w układzie nożowym frezującego organu ślimakowego.

### 6. Literatura

- [1] Jonak J.: *Teoretyczne podstawy urabiania skał stożkowymi nożami obrotowymi*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Lubelskiej, 1998
- [2] Jonak J.: Urabianie skał głowicami wielonarzędziowymi. Wydawnictwo "Śląsk", Katowice, 2001
- [3] Krauze K.: Zagadnienie ustawienia noży styczno-obrotowych na frezującym organie ślimakowym. Archiwum Górnictwa, nr 44, 3 (337–349), Kraków, 1999
- [4] Krauze K.: Urabianie skał kombajnami ścianowymi. Wydawnictwo "Śląsk", Katowice, 2000
- [5] Krauze K., Klempka R., Jankowski Z.: *Wpływ geometrii noża styczno-obrotowego na ruchowe kąty skrawania*. II Międzynarodowa konferencja "Techniki urabiania", Kraków, 2002

Prof. dr hab. inż. Krzysztof KRAUZE Dr inż. Janusz BLASCHKE

Katedra Maszyn Górniczych, Przeróbczych i Transportowych, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Robotyki Akademia Górniczo-Hutnicza e-mail: krauze@agh.edu.pl

Mgr inż. Zbigniew JANKOWSKI

Rudzki Phenix Business Sp. z o.o, Ruda Śląska

## PRZYBLIŻONE ROZWIĄZANIE ZAGADNIENIA KONTAKTOWEGO WCISKANIA PARABOLOIDY W DWUWARSTWOWĄ PÓŁPRZESTRZEŃ PERIODYCZNĄ

## APPROXIMATE SOLUTION OF THE CONTACT PROBLEM OF INDENTATION OF PARABOLOIDAL BODY INTO PERIODIC TWO-LAYERED HALF-SPACE

Rozwiązano osiowo-symetryczne zagadnienie kontaktowe dotyczące wciskania paraboloidy nieodkształcalnej w dwuwarstwową półprzestrzeń periodyczną. Rozpatrzono dwa modele półprzestrzeni warstwowej: jednorodną półprzestrzeń anizotropową oraz półprzestrzeń składającą się z określonej liczby warstw połączonych z jednorodną anizotropową półprzestrzenią. Ustalono parametry, przy których półprzestrzeń warstwową można zastąpić jednorodną półprzestrzenią anizotropową.

Słowa kluczowe: osiowo-symetryczne zagadnienie kontaktowe

An axi-symmetric contact problem of the indentation of paraboloidal rigid body into a periodic two-layered half-space is solved. Two models of the laminated half-space are considered: a homogeneous anisotropic half-space and a half-space consisting of some quantity of layers bonded with the homogeneous anisotropic half-space. It is established the parameters for which the periodic two-layered half-space can be substituted with the homogeneous anisotropic half-space.

Keywords: axi-symmetric contact problem

### 1. Sformułowanie zagadnienia

Zagadnienia teorii sprężystości dotyczące periodycznego ośrodka warstwowego często zastępuje się zagadnieniem dotyczącym jednorodnego ośrodka anizotropowego z właściwościami mechanicznymi obliczonymi na podstawie mechanicznych i geometrycznych (grubość) charakterystyk warstw [1-2]. Wnosi to określony błąd w rozwiązanie zagadnienia. Błąd ten w przypadku zagadnień kontaktowych zasadniczo zależy od stosunku grubości komórki periodyczności l i charakterystycznego liniowego wymiaru obszaru kontaktu a. W celu oszacowania popełnianego błędu rozwiążemy osiowo-symetryczne zagadnienie kontaktowe dotyczące wciskania nieodkształcalnej paraboloidy obrotowej w dwuwarstwową półprzestrzeń periodyczną (rys. 1). Rozpatrzymy dwa modele zagadnienia. Pierwszy model polega na zastąpieniu półprzestrzeni warstwowej jednorodną półprzestrzenia anizotropowa [1-2]. Rozwiązanie zagadnienia otrzymuje się w postaci zamkniętej [3]:

$$p(r)/p_0 = 1.5\sqrt{1-r^2}$$
,  $a_0^3 = 3PRA/8$  (1)

Drugi model polega na rozpatrywaniu określonej



Rys. 1. Schemat zagadnienia kontaktowego: p - ciśnie $nie kontaktowe, <math>p_0 = P/(\pi a_0^2)$  - średnie ciśnienie kontaktowe, P - siła docisku,  $a_0 - promień$ obszaru kontaktu w przypadku pierwszego podejścia, R - promień krzywizny w początkowym punkcie zetknięcia, A - parametr, który zależy od mechanicznych (E - moduł Younga i v - współczynnik Poissona) i geometrycznych (grubość) charakterystyk warstw [4]

ilości warstw (n komórek periodyczności) połączonych z jednorodną półprzestrzenią anizotropową [1,2]. Zagadnienie sprowadza się do spełnienia:

- 4n równań różniczkowych teorii sprężystości dla poszczególnych warstw;
- 2 równań różniczkowych teorii sprężystości dla półprzestrzeni anizotropowej;
- 8n-4 warunków brzegowych idealnego kontaktu mechanicznego na płaszczyznach łączących warstwy;
- 4 warunków brzegowych idealnego kontaktu mechanicznego na płaszczyźnie łączącej warstwy i jednorodną półprzestrzeń anizotropową;
- 2 warunków brzegowych na powierzchni półprzestrzeni;
- 2 warunków opisujących zanikanie rozwiązania w nieskończoności;
- warunku równowagi stempla.

Należy zaznaczyć, że jeden z warunków brzegowych na powierzchni półprzestrzeni ma różną postać w obszarze i poza obszarem kontaktu. Opisują on odpowiednio warunek ciągłości przemieszczeń pionowych i brak obciążenia poza obszarem kontaktu. Drugi warunek brzegowy na powierzchni półprzestrzeni opisuje brak naprężeń stycznych. Ciśnienie kontaktowe poszukujemy w postaci [4]:

$$p(r) p_0 = (\hat{p} + 1.25(3 - 2\hat{p})^2) \sqrt{1 - r^2}$$
(2)

automatycznie spełniającej warunek równowagi stempla. Zagadnienie dotyczące obciążenia półprzestrzeni zadanym ciśnieniem kontaktowym rozwiązujemy za pomocą przekształcenia całkowego Hankela. Rozwiązanie otrzymujemy w postaci całkowej. Uzyskane wzory zawierają dwa nieznane parametry kontaktowe:  $a/\alpha_0$  i  $\hat{p}$ , które obliczamy na podstawie algorytmu opisanego w pracy [5].

Na rysunku 2 przedstawiono zależność pomiędzy parametrami kontaktowymi  $a/\alpha_0$ i  $\hat{p}$  a bezwymiarową grubością komórki periodyczności  $\delta$  i stosunkiem pomiędzy modułami Younga warstw  $E_1/E_2$ . W przypadku wartości  $\delta < 0.1$  różnica pomiędzy rozwiązaniem (1) a rozwiązaniem (2) nie przekracza 2%. Największe odchylenie rozkładu ciśnienia kontaktowego od rozkładu typu Hertza obserwujemy przy  $\delta \approx 0.8$ . W przypadku, gdy na powierzchni półprzestrzeni leży bardziej sztywna warstwa, ciśnienie równomiernie rozkłada się w obszarze kontaktu. Gdy powierzchniowa warstwa jest mniej sztywna, otrzymujemy większą koncentrację ciśnienia w środku obszaru kontaktu w porównaniu z rozwiązaniem Hertza. Przy  $\delta \rightarrow 0.8$  rozwiązanie zagadnienia dąży do rozwiązania dotyczącego półprzestrzeni izotropowej mającej właściwości mechaniczne górnej warstwy.

### 2. Podsumowanie

Rozwiązano osiowo-symetryczne zagadnienie kontaktowe dotyczące wciskania paraboloidy nieodkształcalnej w dwuwarstwową półprzestrzeń periodyczną. Na podstawie uzyskanego rozwiązania wnioskujemy, że w przypadku, gdy stosunek grubości komórki periodyczności do promienia obszaru kontaktu jest mały (około 0.1), zagadnienie dotyczące półprzestrzeni warstwowej może być zastąpione zagadnieniem dotyczącym jednorodnej półprzestrzeni anizotropowej.



*Rys.* 2. Zależność parametrów kontaktowych od bezwymiarowej grubości komórki periodyczności ( $\eta = l_1/l_2 = \delta_1/\delta_2$ )

### 3. Literatura

- [1] Woźniak Cz.: A nonstandard method of modelling of thermoelastic periodic composites. Int. J. Engn. Sci., 25(1987)5, 483-499.
- [2] Matysiak S.J.: *Thermal stresses in a periodic two-layered composite weakened by an interface crack.* Acta Mechanica, 78(1989), 95-108.
- [3] Kulchytsky-Zhyhailo R., Matysiak S.: On three-dimensional problems of multilayered periodic elastic composites. J.Theor.Appl.Mech., 33(1995)4, 771-781.
- [4] Кульчицкий-Жигайло Р., Колодзейчик В.: Приближенное решение двумерной контактной задачи теории упругости о вдавливании параболического штампа в упругое слоистое полупространство. Трение и износ, 25(2004)2, 125-134.
- [5] Kulczycki R.: *Przestrzenne zagadnienia kontaktowe termosprężystości*. Rozprawy naukowe Nr 95. Wydawnictwo Politechniki Białostockiej, Białystok 2002 r.

### \*\*\*\*\*\*

Pracę wykonano w ramach projektu nr S/WM/1/03 realizowanego w Politechnice Białostockiej, finansowanego ze środków Komitetu Badań Naukowych. \*\*\*\*\*\*\*\*

> Dr hab. Roman KULCZYCKI-ŻYHAJŁO Mgr inż. Waldemar KOŁODZIEJCZYK

Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka e-mail: ksh@pb.bialystok.pl

## MODELOWANIE ROZKŁADU NAPRĘŻEŃ WŁASNYCH W PRZEDMIOTACH OBRABIANYCH NAGNIATAJĄCYM PRZEPYCHANIEM ŚLIZGOWYM

## MODELLING OF RESIDUAL STRESSES DISTRIBUTION IN WORKPIECE PAST BALLIZING PROCESS

W pracy przedstawiono wyniki badań doświadczalnych rozkładu naprężeń własnych w przedmiotach obrabianych nagniatającym przepychaniem ślizgowym. Pomiary naprężeń przeprowadzono metodą mechaniczną. Do modelowania rozkładu naprężeń własnych zastosowano sztuczną sieć neuronową.

Słowa kluczowe: rozkład naprężeń, sieć neuronowa

In this paper the results of the investigation on residual stresses distribution in work-piece after ballizing process has been presented. To measurement of residual stresses mechanical method has been accepted. The artificial neural network to modeling of residual stresses has been used.

Keywords: stresses distribution, neural network

### 1. Wprowadzenie

Dokładne otwory wykonywane są przeważnie metodami obróbki skrawaniem i ściernej (rozwiercanie, wytaczanie, przeciąganie, szlifowanie). Obróbka tymi metodami umożliwia zwykle utrzymanie się w granicach założonych przez konstruktora tolerancji wymiarów i kształtu oraz chropowatości powierzchni. Natomiast nie uzyskuje się zadowalającego stanu warstwy wierzchniej tak obrobionych otworów.

Poprawę właściwości warstwy wierzchniej można uzyskać po zastosowaniu, jako obróbki wykańczającej, nagniatającego przepychania ślizgowego (NPS), które polega na przepchnięciu przez obrabiany otwór narzędzia w kształcie kuli lub specjalnego przepychacza trzpieniowego. Po obróbce NPS następuje zwiększenie średnicy, zmniejszenie chropowatości powierzchni oraz poprawa właściwości fizycznych warstwy wierzchniej obrabianego otworu [2,5,7].

Ważną cechą fizyczną warstwy wierzchniej są naprężenia własne, które w znaczący sposób wpływają na trwałość zmęczeniową elementów maszyn. Wcześniejsze badania wykazały, że w warstwie wierzchniej otworów w elementach maszyn poddanych obróbce NPS za pomocą kulek stalowych konstytuowane są ściskające naprężenia własne [9].Naprężenia takie przyczyniają się do zwiększenia czasu pracy elementów narażonych na obciążenia zmienne. Z powyższych rozważań wynika, że dzięki obróbce NPS można osiągnąć lepszą jakość obrabianych przedmiotów, przy czym jakość ta zależy od parametrów technologicznych procesu. W celu efektywnego sterowania jakością obrabianych przedmiotów za pomocą parametrów technologicznych należy opracować model procesu. Do modelowania procesów mogą być stosowane sztuczne sieci neuronowe. Atrakcyjność stosowania tych sieci w zagadnieniach modelowania wynika głównie z ich możliwości aproksymacji nieliniowości oraz dostrajania przyjętej struktury w oparciu o dane eksperymentalne [4].

W pracy [5] opisano zastosowanie sieci neuronowych do modelowania procesu NPS, gdzie wielkościami zmiennymi wyjściowymi były:

- chropowatość powierzchni po obróbce,
- przyrost średnicy obrabianego otworu,
- siła przepychania.

Korzystając z modelu neuronowego opracowano koncepcję sterowania procesem NPS [6].

Biorąc pod uwagę znaczenie naprężeń własnych w warstwie wierzchniej elementów maszyn należy uznać za celowe uwzględnienie, przy ustalaniu warunków technologicznych nagniatającego przepychania ślizgowego, wartości konstytuowanych naprężeń własnych. Dlatego też podjęte zostały prace nad modelowaniem rozkładu naprężeń własnych w warstwie wierzchniej otworów obrabianych metodą NPS.

### 2. Metodyka badań i technika pomiarów

Badania rozkładu naprężeń własnych po nagniatającym przepychaniu ślizgowym przeprowadzono na próbkach ze stali konstrukcyjnej 45, w kształcie tulei, których średnica zewnętrzna była ponad dwukrotnie większa od średnicy wewnętrznej. Po obróbce mechanicznej próbki poddawano wyżarzaniu normalizującemu i odprężającemu. Badane tuleje mocowano w specjalnym przyrządzie i na maszynie wytrzymałościowej przez otwór przepychano kulkę łożyskową. Do smarowania stosowano olej maszynowy M40. Parametrami zmiennymi były: średnica otworu oraz wcisk względny, definiowany jako:

$$w_w = \frac{d_k - d_o}{d_o} 100\%$$
 (1)

gdzie:  $d_o$  – średnica otworu przed przepychaniem,  $d_k$  – średnica kulki.

Do wyznaczenia naprężeń własnych zastosowano metodę mechaniczną [3, 8], która polega na obliczaniu naprężeń na podstawie odkształceń cienkościennych próbek, spowodowanych występowaniem tych naprężeń. Tak, więc do pomiaru naprężeń własnych konieczne było wykonanie próbki o niewielkiej grubości (około 3 mm). W tym celu po obróbce NPS usuwano materiał z powierzchni zewnętrznych badanych próbek do uzyskania wymaganej grubości próbki.

Tak przygotowane próbki przecinano wzdłuż tworzącej i po zabezpieczeniu powierzchni zewnętrznych i bocznych poddawano trawieniu chemicznemu, rejestrując odkształcenia. Wartości naprężeń własnych obliczano według wzorów podanych w pracy [1].

### 3. Wyniki badań i opracowanie modelu

Pomiary naprężeń własnych przeprowadzono na 49 próbkach poddanych obróbce NPS. Średnica obrabianego otworu zmieniana była w granicach  $d_o = 20,234 - 36,350$  mm, a wcisk względny zmieniał się w zakresie  $w_w = 0,45 - 2,03\%$ . Typowy rozkład naprężeń własnych w warstwie wierzchniej próbek obrabianych metodą NPS przedstawiono na rys. 1. Jako wielkości charakteryzujące ten rozkład przyjęto głębokość zalegania ściskających naprężeń własnych  $H_{scisk}$  oraz wartość maksymalną (co do wartości bezwzględnej) tych naprężeń  $\sigma_{max}$ .

Do modelowania rozkładu naprężeń własnych w warstwie wierzchniej po obróbce NPS, opisywa-



Rys. 1. Rozkład naprężeń własnych w warstwie wierzchniej próbek obrabianych metodą NPS



Rys. 2. Wpływ średnicy otworu na głębokość zalegania naprężeń ściskających (a) i ich wartości maksymalnej (b) dla  $w_w = 1,9 \%$ 



Rys. 3. Wpływ wcisku względnego na głębokość zalegania naprężeń ściskających (a) i ich wartość maksymalną (b) dla  $d_a = 31 \text{ mm}$ 



Rys. 4. Wartość maksymalnych naprężeń σ<sub>max</sub> w funkcji dwu zmiennych: średnicy otworu przepychanego d<sub>o</sub> i wartości wcisku W<sub>w</sub>

nego za pomocą głębokości zalegania  $H_{scisk}$  i wartości maksymalnej  $\sigma_{max}$ , zastosowano sztuczną sieć neuronową, którą symulowano na komputerze za pomocą programu STATISTICA Neural Networks. Sieć trenowano w oparciu o przykłady uzyskane na drodze doświadczalnej. Dobre wyniki uzyskano dla sieci z jedną warstwą ukrytą i jednym neuronem w warstwie wyjściowej (symulowano dwie sieci – dla  $H_{scisk}$  i  $\sigma_{max}$ ). Warstwa wejściowa składała się z dwóch neuronów, odpowiadających średnicy otworu przed przepychaniem  $d_a$  i wciskowi względnemu  $w_w$ .

Opracowany model charakteryzuje się zdolnością uogólniania, co oznacza, że można przewidzieć wartości czynników wyjściowych odpowiadające takim wartościom czynników wejściowych, które nie występowały w zbiorze użytym do trenowania sieci. Przekroje powierzchni odpowiedzi wygenerowanej z opracowanego modelu, ilustrujące wpływ czynników wejściowych na wyjściowe, przedstawiono na rys. 2 i 3. Trójwymiarową ilustrację opracowanego modelu pokazano na rys. 4.

### 4. Podsumowanie

Przeprowadzone badania upoważniają do stwierdzenia, że sztuczna sieć neuronowa może być stosowana do modelowania rozkładu naprężeń własnych w warstwie wierzchniej przedmiotów obrabianych nagniatającym przepychaniem ślizgowym. Uzyskane wyniki wskazują, że ze względu na naprężenia własne należałoby zalecać stosowanie obróbki NPS z wciskiem względnym równym około 2 %. Można to tłumaczyć brakiem destrukcji warstwy wierzchniej w badanym zakresie parametrów technologicznych (destrukcję taką obserwuje się przy większych wciskach).

Opracowany przy użyciu sieci neuronowych model rozkładu naprężeń własnych może być wykorzystany do rozbudowy układu sterującego procesem NPS, co wpłynęłoby korzystnie na jakość obrobionych tą metodą elementów maszyn.

### 5. Literatura

- [1] Birger I.A.: Ostatoĉnye napriaženja. Maŝgiz, Moskva 1963.
- [2] Fattouh M.: Some Investigation on the Ballizing Process. Wear, 134(1989), 209 219.
- [3] Górecka R., Polański Z.: Metrologia warstwy wierzchniej. WNT, Warszawa 1983.
- [4] Korbicz J., Obuchowicz A., Uciński D.: Sztuczne sieci neuronowe. AOW PLJ Warszawa 1994.
- [5] Lipski J., Kuczmaszewski J., Zaleski K.: Zastosowanie sieci neuronowej do modelowania stanu warstwy wierzchniej po nagniatającym przepychaniu ślizgowym. Materiały III Międzynarodowej Konf. N-T Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej WW'96. Gorzów Wlkp. – Lubniewice 1996, 433 – 436.
- [6] Lipski J., Zaleski K.: Sterowanie procesem nagniatającego przepychania ślizgowego z zastosowaniem neuronowego modelu procesu. Materiały II Ogólnokrajowej Konf. N –T Jakość w budowie obrabiarek i technologii maszyn. Kraków 1997, 45 -51.
- [7] Nee A.Y.C.: On the Development of Ballizing Nomograms. Int. J. Mach. Tool Des. Res. 26(1986)3, 293 306.
- [8] Whithers P.J., Bhadeshia H.K.D.H.: *Residual Stress. Part 1 Measurement techniques*. Materials Science and Technology, 17(2001), 355 365.
- [9] Zaleski K.: *Wpływ nagniatającego przepychania ślizgowego na rozkład naprężeń własnych w warstwie wierzchniej obrabianego otworu*. Technologiczne systemy informacyjne w inżynierii produkcji i kształceniu technicznym. LTN, Lublin 2001, 333 338.

Dr hab inż. Jerzy LIPSKI prof. PL Katedra Organizacji Produkcji Wydział Zarządzania i Podstaw Techniki Politechnika Lubelska e-mail: j.lipski@pollub.pl

### Dr inż. Kazimierz ZALESKI

Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji Wydział Mechaniczny Politechnika Lubelska e-mail: k.zaleski@pollub.pl

# PĘKANIE ZMĘCZENIOWE ŁĄCZNIKÓW GWINTOWYCH FATIQUE CRACKING OF SCREWED CONNECTORS

W artykule przedstawiono wpływ konstrukcji łącznika gwintowego na jego wytrzymałość w przypadku obciążeń statycznych i zmiennych. Określono miejsca pękania łącznika w zależności od jego podstawowych parametrów tj. średnicy i skoku gwintu oraz średnicy części nienagwintowanej.

Słowa kluczowe: wytrzymałość zmęczeniowa, pękanie

This paper presents influence of connector's screwed construction on resistance in case of static and dynamic load. There are determined cracking places of connector depend on primary parameters included diameter and lead of thread.

Keywords: fatigue strenght, cracking

# 1. Wytrzymałość połączeń gwintowych przy obciążeniu statycznym

Przy obciążeniu statycznym połączenie gwintowe narażone jest na zmniejszenie zacisku w wyniku ścięcia linii śrubowej. Proces ten uzależniony jest od średnicy gwintu, grubości ścianek korpusu, oraz rodzaju materiału śruby i nakrętki.

Podstawowym konstrukcyjnym parametrem, określającym wytrzymałość linii śrubowej jest stosunek d/h i H/d (h – skok linii śrubowej gwintu, H – długość wkręcenia, d- średnica gwintu). Zależność H/d w zależności od siły osiowej dla wybranych śrub przedstawiono na rys. 1 [1].

Zależności efektywnych długości wkręcenia zostały przedstawione na diagramie (Rys.2) [5]. Pozwala on wybrać optymalne – z punktu widzenia wytrzymałości – rozmiary połączeń gwintowych. Długość wkręcenia zabezpieczająca równomierną wytrzymałość linii śrubowej na ścinanie i nagwintowanej części trzpienia śruby na rozciąganie, zależy od mechanicznych charakterystyk materiału nakrętki (korpusu) i śruby. Niebezpieczeństwo ścięcia linii śrubowej wzrasta w połączeniu śrub stalowych z elementami wykonanymi ze stopów lekkich i tworzyw sztucznych. Doświadczalnie stwierdzono, że równomierną wytrzymałość linii śrubowej i trzpienia można uzyskać zachowując stosunek  $d/h < (12 \div 16)$ .

W konstrukcjach połączeń, w których następuje mocowanie elementu za pomocą śruby z nakrętką wprowadzono pojęcie krytycznej wysokości nakrętki tj. wysokość, przy której osiąga się jednakową wytrzymałość gwintu i gładkiej części trzpienia na rozciąganie. Jeżeli wysokość nakrętki jest mniejsza od krytycznej, to rozrywanie zachodzi na niższych (bliżej w stosunku do oporowej powierzchni nakrętki) nitkach gwintu. Jeżeli większa - to po gładkiej powierzchni trzpienia. Wysokość krytyczna zależy od:  $d/d_c$  (d średnica gwintu,  $d_c$  - średnica trzpienia) oraz h/d. Według danych doświadczalnych [5] krytyczna wysokość nakrętki zawiera się w przedziale (0.8 - 1.25)d, mniejsze wartości odnoszą się do większych stosunków  $d/d_c$  i h/d, wyższe do mniejszych. Odstępując od warunku równej wytrzymałości na rozrywanie w celu obniżenia naprężeń gnących, zwiększa się wysokość nakrętki do wartości (1.5 - 1.6)d. W tym przypadku plastyczna deformacja w rzeźbie gwintu stanowiąca znaczny udział w szczątkowych deformacjach śrub



Rys. 1. Wytrzymałość połączenia gwintowego w zależności od długości wkręcenia (śruba dwustronna stalowa, korpus – stop magnezu)



Rys. 2. Diagram efektywnych długości wkręcania łączników gwintowych

Tab. 1. Stosunek długości gwintu naciętego na trzpieniu l do średnicy gwintu d w śrubie dwustronnej wkręconej w korpus w zależności od materiału korpusu.

Śruba dwustronna			Korpus <i>l/d</i>		
Stal	Stal	Duraluminium	Żeliwo	Siluminy	Brązy
R <sub>m</sub> [MPa]	30 - 40	36 - 40	18 - 25	16 - 20	20 - 25
400 - 500	0.8 - 0.9	0.8 - 0.9	1.4 -1.5	1.4 - 2.0	1.2 - 1.3
900 - 1000	1.6 - 2.0	1.6 - 2.0	2.0 - 2.5	2.0 - 2.5	2.0 - 2.5

w wyniku wzdłużnego obciążenia jest podstawową przyczyną osłabienia połączenia gwintowego.

W śrubach dwustronnych długość wkręcenia przyjmowana jest w zależności od materiału korpusu – tabela 1.

W celu obniżenia i wyrównania naprężeń w gwincie, zwiększa się jego średnicę d, w celu podwyższenia sprężystości i udarowej wytrzymałości śruby a także obniżenia masy, zmniejsza średnicę trzpienia  $d_c$  aż do uzyskania jednakowej wytrzymałości gwintu i trzpienia.

Warunek jednakowej wytrzymałości gwintu i trzpienia na rozrywanie przyjmuje postać [6]:

$$\frac{d_c}{d_r} = \sqrt{\frac{1}{k_e}} \tag{1}$$

gdzie:  $k_e$  - efektywny współczynnik koncentracji naprężeń we wrębach gwintu; dla średnich wartości:  $d_r$ =0.9 d , współczynnik  $k_e$  = 1.5-2.

### 2. Wpływ konstrukcji na wytrzymałość połączeń gwintowych przy zmiennych obciążeniach

Obciążenia zmienne w połączeniu śrubowym prowadzą do powstania złożonego stanu naprężeń, powoduje to szereg zmian charakterystycznych dla zmęczenia materiałów. Rozwijające się mikropęknięcia łączą się aż do zniszczenia elementu, pracującego w określonych warunkach obciążenia zmiennego. W takim elemencie, ognisko zmęczenia znajduje się w miejscu największego spiętrzenia naprężeń tzn. w bruzdach gwintu.

### Kształt śruby

W celu podwyższenia wytrzymałości zmęczeniowej połączenia gwintowego należy zmniejszyć zewnętrzne zmienne naprężenia w łączniku gwintowym przy równoczesnym zwiększeniu naprężeń w łączonych elementach [4]. Odbywa się to poprzez zwiększenie podatności śruby (głównie poprzez zmniejszenie gładkiej średnicy trzpienia śruby d<sub>c</sub>). Przyjmuje się [2]:

- $d_c/d_r = 0.8$  1.05 przy obciążeniach zmiennych,
- $d_c/d_r = 1.05$  1.15 przy obciążeniach statycznych.



Rys. 3. Zależność naprężeń amplitudowych od liczby cykli obciążeń dla trzpienia śruby o różnej konstrukcji

Tabela 2. Porównanie wytrzymałości śrub wybranej konstrukcji



Wpływ konstrukcji trzpienia śruby na liczbę cykli obciążeń przedstawiono na rys.3. [3]

Niebezpiecznym przekrojem jest przekrój w miejscu złączenia trzpienia z łbem śruby. W odpowiedzialnych konstrukcjach stosuje się eliptyczne promienie przejść lub zaokrąglenie utworzone poprzez dwa promienie , przy czym większy promień znajduje się przy cylindrycznej powierzchni trzpienia. Przyjmując za punkt odniesienia typową śrubę, w tabeli 2, przedstawiono wpływ kształtu przejścia na wytrzymałość zmęczeniową [2].

### Kształt nakrętki

Zwiększoną wytrzymałość zmęczeniową uzyskujemy poprzez zastosowanie nakrętek zapewniających równomierny rozkład naprężeń. Na podstawie obliczeń teoretycznych udowodniono [5], że zwiększenie wysokości nakrętki o  $(0.5 \div 0.6)d$  nie zwiększa w zauważalny sposób wytrzymałości zmęczeniowej połączenia śruba - nakrętka, przy czym obciążenie na pierwszym zwoju zwiększa się nieznacznie. Zwiększenie wysokości nakrętki od  $(0.7 \div 0.8)d$  do 2d zwiększa wytrzymałość zmęczeniową połączenia w zakresie 10 - 15%.

### 3. Literatura

- [1] Cebulki K., Kralka A.: *Problematyka kontroli momentu głowic wkręcających*. Technologia i Automatyzacja Montażu nr2, 1993.
- [2] Dobrowolski W.: Części maszyn (ros). Maszynostrojenije, Moskwa 1982.
- [3] Junkier G.: Schraubenverbindungen. VEB Verland Technik, Berlin, 1968.
- [4] Nieoczym A.: Wybrane zagadnienia wytrzymałościowe połączeń gwintowych. LTN, Lublin 2003.
- [5] Orłow P.: Podstawy konstruowania (ros). Maszynostrojenije, Moskwa 1987.
- [6] Schiffer K., Proste C.: Simulation of prestressed skrew joint In complex structures. Computer & Structures, vol64, 5/6, 1997.

Dr inż. Aleksander NIEOCZYM Mgr inż. Jakub GAJEWSKI Katedra Podstaw Konstrukcji Maszyn Wydział Mechaniczny Politechnika Lubelska e-mail: a.nieoczym@pollub.pl, j.gajewski@pollub.pl

## ANALIZA PROPAGACJI RYSY W UWARSTWIONYM MATERIALE KRUCHYM

## ANALYSIS OF THE CRACK PROPAGATION IN LAMINAR BRITTLE MATERIAL

W artykule przedstawiono wyniki analizy dotyczącej wpływu asymetrii wytrzymałości warstw, uwarstwionego materiału sprężysto- kruchego na mechanizm propagacji rys, w trakcie oddziaływania obciążenia niszczącego. Analizę prowadzono z wykorzystaniem Metody Elementów Skończonych w analizie naprężeń oraz metody traconych elementów do modelowania propagacji szczeliny. W analizie wykorzystano kryterium PJ[1] zniszczenia materiału, który użyto do opisu materiału o właściwościach zbliżonych do betonu.

Słowa kluczowe: materiał sprężysto- kruchy, MES, propagacja rysy

In this paper an analysis has been presented concerning the influence of the strength asymmetry in laminar elastic-brittle material on the crack propagation mechanism when a destructive load is applied to a sample. The Finite Elements Method (FEM) was applied to stress analysis as well as the "lost" elements method being applied to the simulation of crack propagation. The analysis used the PJ[1] material failure criterion which was used for the description of a material which has properties close to the properties of rock or concrete.

Keywords: elastic-brittle material, FEM, crack propagation

### 1. Wprowadzenie

Pękanie uwarstwionych, sprężysto- kruchych materiałów, jest przedmiotem badań w wielu dziedzinach dzisiejszej techniki. Wiąże się to z rozpowszechnieniem takich materiałów, począwszy od różnego rodzaju ceramiki technicznej, kompozytów czy wykorzystania niektórych skał w technologii wytwarzania. Odrębną grupę zagadnień dotyczą zagadnienia mechaniki budowli w tym podziemnych budowli inżynierskich.

Tematyka wpływu asymetrii wytrzymałości omawianych materiałów na ich właściwości (w tym na propagację rys), nie jest do końca dzisiaj poznana. Tak np. dopiero niedawno stwierdzono doświadczalnie, że dla tych samych kategorii skał (np. piaskowców), zmiana proporcji  $f_c/f_t$  (wytrzymałości na ściskanie do wytrzymałości na rozciąganie) określająca stopień asymetrii ich wytrzymałości, ma decydujące znaczenie dla kształtowania się obciążenia noży kombajnów chodnikowych. Dotychczas sądzono, że to głównie wytrzymałość na ściskanie decyduje o energochłonności procesu urabiania oraz obciążeniu ostrza noża urabiającego. Wśród innych czynników, mających decydujące znaczenie dla wytrzymałości ośrodków skalnych, wymienia się często uwarstwienie, szczelinowatość, wilgotność i szereg innych. Celem podjętych analiz, było określenie wpływu wielkości asymetrii wytrzymałości warstw "wtrącenia" o mniejszej wytrzymałości niż podstawowy materiał skalny, na propagację rys, w tak uwarstwionym materiale sprężysto-kruchym.

#### 2. Metoda badań

Model mechaniczny wykorzystany w analizie ilustruje rys. 1.

Jak wynika z rys. 1, w analizie założono równoległe do kierunku działającego obciążenia rozciągającego (p), usytuowanie warstw badanego materiału. Grubość (a) warstwy materiału podstawowego przyjęto 12mm. Grubość (b) warstw "słabszego" materiału przyjęto 4mm. Obciążenie działa na bok próbki o wysokości 100mm. Pozostałe wymiary ilustruje rys.1b. Część progu skalnego o wysokości h =11mm, oparta jest o podporę stałą, odbierającą możliwość przesuwu próbki zgodnie z działającym obciążeniem.



Rys. 1. Model mechaniczny obciążenia uwarstwionego materiału sprężysto-kruchego

Zagadnienie analizowano z wykorzystaniem Metody Elementów Skończonych (do analizy naprężeń) oraz przy wykorzystaniu metody "traconych elementów" do analizy propagacji rys.

W analizie zagadnienia wykorzystano warunek stanu granicznego PJ, zaproponowany w pracy [1], którego praktyczne wykorzystanie w zagadnieniach pękania materiałów opisano w pracy [2], stąd nie wymaga to zagadnienie szerszego komentarza.

Charakterystyki materiałowe przyjęto następująco (por.[1,2]):

- dla materiału podstawowego (warstwy o większej grubości) - wytrzymałość na ściskanie w stanie jednoosiowym  $f_c = 20$ MPa, a w stanie dwuosiowym  $f_{cc} = 22$ MPa,  $f_{0c} = 25$ MPa oraz wytrzymałość na rozciąganie  $f_i = 2$ MPa. Moduł Younga  $E = 2x10^4$ MPa, współczynnik Poissona v = 0,2.
- dla materiału warstwy "słabszej" (warstwa ciemna na rys. 1a), tworzącej np. wtrącenie (przerost, itp.) - rozpatrywano dwa przypadki wytrzymałości:
- a)  $f_c = 10$ MPa,  $f_{cc} = 11$ MPa,  $f_{0c} = 12,5$ MPa oraz wytrzymałość na rozciąganie  $f_t = 1$ MPa. Moduł Younga  $E = 1 \times 10^4$ MPa, współczynnik Poissona v = 0,22.
- b)  $f_c = 5$ MPa,  $f_{cc} = 5$ ,5MPa,  $f_{0c} = 6$ ,25MPa oraz wytrzymałość na rozciąganie  $f_t = 0$ ,5MPa. Moduł Younga  $E = 1 \times 10^4$ MPa, współczynnik Poissona v = 0,22.
- dla przyjętych parametrów, proporcja wytrzymałości  $f_{c1}/f_{c2}$  oraz  $f_{t1}/f_{t2}$ , dla badanych warstw materiałów wynosiła zatem 2 oraz 4.

Dla tak przyjętych danych materiałowych dokonano symulacji MES, wykorzystując moduł SSAP0 systemu ALGOR oraz własne oprogramowanie, którego zadaniem było sprawdzanie wytężenia, usuwanie "zniszczonych" elementów oraz rejestracja wartości obciążeń krytycznych.

### 3. Analiza wyników

W wyniku przeprowadzonych analiz, w propagacji rys, stwierdzono występowanie interesujących prawidłowości. Okazało się np., że w przypadku założenia dla "słabszej" warstwy materiału, wytrzymałości na rozrywanie dwukrotnie mniejszej niż wytrzymałość warstwy materiału podstawowego, wtedy propagacja rysy przebiegała wg schematu przedstawionego na rys. 2. Jak można zauważyć, w początkowym etapie rozwoju rysy, materiał pęka u podstawy progu, mniej więcej pod kątem 45 względem kierunku działania obciążenia (rys. 2a), do momentu osiągnięcia niżej leżącej warstwy o mniejszej wytrzymałości, dochodząc do jej dolnej granicy. W miarę wzrostu obciążenia, szczelina zaczyna propagować już jedynie wzdłuż granicy wspomnianych warstw.

W przypadku analizy dotyczącej materiału o nieco większej asymetrii wytrzymałości (rys.3) okazało się, że podobnie jak poprzednio, rysa zaczyna penetrować od podstawy progu, w warstwie materiału o większej wytrzymałości, pod kątem zbliżonym do 45<sup>0</sup> w stosunku do kierunku działania obciążenia (rys. 3a). Rysa ta nie osiąga jednak dolnej powierzchni tej warstwy, gdyż na pewnej głębokości ulega zatrzymaniu. W tym samym momencie pojawia się druga szczelina w niżej leżącej, "słabszej" warstwie materiału, która w pierwszej fazie rozwija się niemal prostopadle do tej warstwy. W kolejnych krokach obciążania materiału, szczelina zaczyna rozwijać się w dwóch przeciwległych kierunkach, wzdłuż dolnej i górnej granicy zniszczonej warstwy (rys. 3a).

### 4. Podsumowanie

Przeprowadzona analiza MES, jednoznacznie wykazała, że w przypadku uwarstwionych materiałów kruchych, mechanika procesu rozwoju rys zależy ściśle od wartości asymetrii wytrzymałości materiału warstw. Większa asymetria wytrzymałości warstw powoduje, ze materiał w warstwie "słabszej"



*Rys.* 2. Wyniki symulacji propagacji szczeliny w materiale uwarstwionym, dla  $f_{t1}/f_{t2} = 2$  (a- rozkład deformacji materiału [3], b- przebieg siły krytycznej w trakcie propagacji szczeliny)



*Rys. 3. Wyniki symulacji propagacji szczeliny w materiale uwarstwionym, dla*  $f_{t1}/f_{t2} = 4$  (*a- rozkład deformacji materiału* [3], *b- przebieg zmian siły krytycznej w trakcie propagacji szczeliny*).

łatwiej podlega zniszczeniu. W efekcie, cały materiał uwarstwiony, podlega szybciej rozwarstwieniu. W przypadku warstw "wtrącenia" o mniejszej różnicy wytrzymałości względem warstwy podstawowej, w początkowym okresie wzrostu obciążenia, materiał uwarstwiony pęka prostopadle do uwarstwienia. Celem poznania całego cyklu niszczenia materiału, obejmującego "wyjście" szczeliny na powierzchnię, niezbędne są jednak dalsze symulacje, o zwiększonym obszarze zagęszczenia siatki MES.

### 5. Literatura:

- [1] Podgórski J.: *General Failure Criterion for Isotropic Media*. Journal of Engineering Mechanics ASCE, 111(1985) 2, 188-201.
- [2] Podgórski J.: Influence Exerted by Strength Criterion on Direction of Crack Propagation in the Elastic-Brittle Material. Journal of Mining Science 38 (4); 374-380, July- August, 2002. Kluwer Academic/Plenum Publishers.
- [3] Podgórski J., Jonak J., Jaremek J.: The strength asymmetry effect in laminar rock like materials on crack propagation. Mine Planning and Equipment Selection- Hardygóra, Paszkowska & Sikora (eds). 2004 Taylor & Francis Group, London, ISBN 04 1535 937 6, pp. 129-131.

Artykuł opracowano w ramach grantu KBN nr 5 T12A 015 23

Dr inż. Jerzy PODGÓRSKI Katedra Mechaniki Budowli Politechnika Lubelska e-mail: j.pogorski@pollub.pl Dr inż. Piotr JAREMEK Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych Politechnika Lubelska e-mail: p.jaremek@pollub.pl

Dr hab. inż. Józef JONAK, prof. PL Katedra Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechnika Lubelska e-mail: j.jonak@pollub.pl

## SKRAWANIE TOCZENIEM ELEMENTÓW O PRZEKROJU NIEKOŁOWYM

## NON-CIRCULAR CROSS-SECTIONAL ELEMENTS TURNING

W pracy przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych toczenia skrawaniem elementu metalowego o prostokątnym przekroju poprzecznym. Zaproponowano matematyczny opis takiego układu w postaci równań różniczkowych zawierających wzbudzenie parametryczne. W badaniach doświadczalnych wykazano związek pomiędzy częstością i amplitudą drgań a prędkością wrzeciona.

Słowa kluczowe: toczenie, badania eksperymentalne, drgania parametryczne

Analysis of a turning process of a workpiece with a rectangular cross section is presented in the paper. Results of experimental investigations are shown. A mathematical model of parametric vibrations caused by stiffness changing is also proposed. A connection between vibrations frequency and rotational speed of a chuck is proved on the basis of experiment.

Keywords: turning process, experimental investigations, parametric vibrations

### 1. Wprowadzenie

Proces skrawania toczeniem jest bardzo popularną metodą wytwarzania. Najczęściej, obrabiane elementy posiadają przekrój kołowy, jednak czasami istnieje konieczność toczenia przedmiotów, których przekrój poprzeczny posiada inny kształt na pewnym odcinku długości. W takiej sytuacji sztywność elementu skrawanego może zmieniać się okresowo w czasie, przyczyniając się do powstania drgań parametrycznych.

Istnieje wiele opracowań związanych z procesem skrawania, jednak niezmiernie rzadko poruszany jest problem obróbki elementów o przekroju niekołowym, a jeszcze mniej popularne są prace zawierające wyniki doświadczalne. Należy tu jednak wyróżnić publikacje A.M. Abrao i D. Aspinwall, w której przedyskutowano wpływ kilku parametrów skrawania na wartości sił [1]. Podobny problem przedstawiono w pracy [4]. W tym przypadku badano cienki cylindryczny element. Poważnym wyzwaniem dla badaczy jest znalezienie drgań typu "chatter" lub chaotycznych na podstawie analizy sygnału pomiarowego. Próby takie podjęto w publikacjach [2,3]. Bardzo pomocne do tego jest badanie nieliniowych zachowań układu na podstawie modeli matematycznych z wykorzystaniem metod analitycznych [5,7]. Wstępne wyniki badań dotyczące sił podczas skrawania przedmiotu o przekroju prostokątnym zostały wykonane i opublikowane w artykule [6]. W niniejszej pracy przedstawiono problem wpływu podstawowych parametrów obróbki na amplitudę siły skrawania. Zaproponowano matematyczny model z uwzględnieniem wzbudzenia parametrycznego. Wykonano także analizę częstotliwościową uzyskanego sygnału pomiarowego.

### 2. Stanowisko badawcze

Stanowisko badawcze użyte w doświadczeniu składa się z toru do pomiaru sił i przemieszczeń. Siły są mierzone siłomierzem piezoelektrycznym typu 9257B firmy Kistler, który współpracuje ze wzmacniaczem ładunku typu 5017B. Do pomiaru przemieszczeń zastosowano dwa czujniki laserowe opto NCDT 1605/2. Sygnały pomiarowe były następnie kierowane do modułu "Sample and Hold" SC-2040, a stąd do przetwornika analogowo-cyfrowego NI6071E firmy National Instrument. Końcowym elementem toru pomiarowego jest komputer PC.

Przedmiotem obrabianym jest element wykonany ze sali 45 o prostokątnym przekroju poprzecznym, którego końcowa część posiada przekrój kołowy (Rys. 1a). Taki kształt powoduje okresową zmianę sztywności podczas obrotu wrzeciona. Z uwagi na fakt, że skrawanie odbywa się wyłącznie na kołowej części elementu, w procesie nie występuje ani zmiana głębokości skrawania ani uderzenie narzędzia o przedmiot, które pojawiłyby się w przypadku bezpośredniego skrawania części nieobrotowej elementu.

#### 3. Model matematyczny układu

Dwuwymiarowy model skrawania elementu ze zmienną sztywnością giętną (Rys. 1a) można zapisać w następującej formie:

### 4. Wyniki badań eksperymentalnych

W pierwszym etapie badań eksperymentalnych dokonano identyfikacji częstości drgań własnych, w drugim zaś oceny częstości drgań podczas reali-

$$m\ddot{y} + y(k_o + k_1\cos 2\omega t) + k_1z\sin 2\omega t + c_y\dot{y} = F_y(y,\dot{y},z,\dot{z},\omega) + B\sin\omega t$$

$$m\ddot{z} + z(k_o + k_1\sin 2\omega t) - k_1y\cos 2\omega t + c_z\dot{z} = F_z(z,\dot{z},\omega) + B\cos\omega t$$
(1)

gdzie, m – masa przedmiotu obrabianego; y, z - kierunki siły odporowej i skrawania;  $k_o$ ,  $k_i$  – współczynniki sztywności opisujące stałą i zmienną w czasie składową sztywność przedmiotu (zależne od momentów bezwładności przekroju);  $c_y$ ,  $c_z$  – stałe tłumienia;  $F_y$ ,  $F_z$  – nieliniowe siły odporowa i skrawania; B– siła bezwładności, wynikająca z przesunięcia środka masy przedmiotu obrabianego względem osi obrotu. Efekt ten jest spowodowany oddziaływaniem narzędzia na elastyczny element obrabiany oraz drganiami pojawiającymi się podczas obróbki. Ponieważ toczony jest element niekołowy, sztywność takiego przedmiotu będzie zmienna podczas obrotu wrzeciona. Częstość tych zmian jest dwukrotnie większa od prędkości kątowej  $\omega$ , co zapisano równaniem:

$$k(t) = k_a + k_1 \cos(2\omega t) \tag{2}$$

Oba kierunki drgań są ze sobą sprzężone poprzez zmianę sztywności i siłę bezwładności B wyrażoną zależnością:

$$B = m\omega^2 \sqrt{y^2 + z^2} \tag{3}$$

oraz poprzez nieliniową siłę odporową i skrawania. Zatem w modelu zdefiniowanym w powyższy sposób występuje wymuszenie parametryczne o częstości  $2\omega$ , wymuszenie siłą zewnętrzną z częstością  $\omega$ oraz samowzbudzenie wynikające z nieliniowości sił skrawania.

a)

zacji procesu skrawania. Sposób zamocowania oraz dokładne wymiary przedmiotu obrabianego pokazano na Rys. 1a.

Wykonując próbę pobudzenia impulsowego oszacowano sztywność przedmiotu zarówno w kierunku y, jak i z. Wynik takiego testu w postaci FFT dla kierunku z przedstawiono na Rys. 1b. Okazało się, że częstości drgań własnych w obu kierunkach są zbliżone do siebie bardziej niż wskazywałaby analiza teoretyczna i wynoszą 200 oraz 222Hz. Ponieważ jednak skrawanie odbywało się wyłącznie na kołowej części przedmiotu, która jest bardziej podatna w porównaniu z częścią o przekroju prostokątnym to różnica częstości (sztywności) w obu kierunkach (y i z) jest znacznie mniejsza od wyliczonej teoretycznie, wynikającej z wymiarów przekroju prostokątnego. Poza tym wykazano na przykładzie modelu, że istnieje wzajemne sprzężenie pomiędzy kierunkami y i z, dlatego pobudzając przedmiot do drgań w jednym kierunku nie jesteśmy w stanie "odseparować" drgań pochodzących od kierunku drugiego.

Właściwa próba toczenia przebiegała przy następujących parametrach technologicznych: posuw – 0.1mm/obr, głębokość skrawania – 1.2mm, częstotliwość próbkowania – 4000Hz, prędkość obrotowa 710obr/min i 1000obr/min. Na podstawie otrzymanego sygnału pomiarowego sporządzono szybką transformatę Fouriera (FFT) dla siły skrawania  $F_z$ (Rys. 2).





Rys. 1. Schemat przedmiotu obrabianego (a); częstości drgań własnych w postaci FFT (b)



Rys. 2. FFT dla sygnału siły skrawania F<sub>z</sub>

Widma częstotliwości sygnału pomiarowego uzyskanego podczas skrawania z prędkością wrzeciona wynoszącą 710obr/min (11.8Hz) oraz 1000obr/min (16.6Hz) przedstawiono odpowiednio na Rys. 2a, c, i Rys. 2b, d. Rys. 2a, b ukazują zakres częstotliwości od 0 do 800Hz, natomiast Rys. 2c i d przedstawiają powiększenie ukazując widmo częstości w zakresie mniejszych wartości odpowiadających prędkości obrotowej wrzeciona. Widoczne w widmach częstotliwość drgań przedmiotu obrabianego w obu wariantach skrawania (z różnymi prędkościami) są zbliżone i wynoszą około 333Hz. Nieco dalej występują piki odpowiadające częstościom 342Hz i 345Hz. Następne charakterystyczne częstotliwości są kolejnymi składowymi harmonicznymi będącymi wielokrotnością składowej podstawowej. Częstość drgań własnych elementu wyznaczona na podstawie próby impulsowej jest mniejsza od pików występujących w procesie



Rys. 3. Amplitudy sił (a) i przemieszczeń (b) w funkcji prędkości obrotowej n

skrawania. Wyjaśnieniem zaistniałej sytuacji jest fakt, że próbę pobudzenia impulsowego przeprowadzono w warunkach statycznych i bez uwzględnienia wpływu sztywności narzędzia skrawającego. Na powiększeniach Rys. 2c i d widoczne są wartości częstości odpowiadające prędkości kątowej wrzeciona  $\omega$ . Są one wynikiem działania siły bezwładności.

W trakcie doświadczenia zaobserwowano, że amplitudy drgań sił i przemieszczeń zależą miedzy innymi od prędkości obrotowej wrzeciona. Istnieją niebezpieczne zakresy prędkości, dla których drgania w układzie są wyraźnie większe. Takie wyniki pokazano na przykładzie sygnałów siły i przemieszczeń (Rys. 3a, b). W rejonie prędkości około 700-8000br/min widoczny jest wzrost amplitudy wszystkich mierzonych wartości, co jest również pokazane na Rys. 2 w postaci pików z zakresu 11-14Hz.

### 5. Podsumowanie

Z przedstawionych rezultatów badań wynika, że drgania parametryczne występujące przy skrawaniu elementów o przekroju nieobrotowym mogą mieć istotne znaczenie praktyczne dopiero przy skrawaniu z dużymi prędkościami obrotowymi. Wzrost drgań w analizowanym układzie przy prędkości obrotowej 700-800obr/min zdaniem autorów dowodzi istnienia obszarów niestabilnego toczenia zależnych od prędkości skrawania wynikających z efektu tarciowego.

Aby zaobserwować rezonans parametryczny konieczne jest skrawanie z prędkością obrotową zbliżoną do częstości drgań własnych przedmiotu obrabianego. Zaproponowany model matematyczny jest adekwatny do postawionego problemu i może mieć zastosowanie w wysokowydajnych procesach produkcyjnych. Widoczny udział częstości ω w widmie FFT wskazuje na oddziaływanie siły bezwładności.

### 6. Literatura

- [1] Abrao A.M., Aspinwall D.: *Cutting Forces Assessment when Turning Hardened Bearing Steel*. Journal of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, XVII(1995) 4, 353-359.
- [2] Gradisek J., Grabec I., Siegert S., Friedrich R.: *Stochastic Dynamics of Metal Cutting: Bifurcation Phenomena in Turning*. Mechanical Systems and Signal Processing, 16(2002)5, 831-840.
- [3] Marghitu D. B., Ciocirlan B. O., Craciunoiu N.: *Nonlinear Dynamics in Orthogonal Turning Process*. Chaos Solitons and Fractals, 12(2001), 2343-2352.
- [4] Mehdi K., Rigal J.-F., Play D.: Dynamic Behavior of a Thin-Walled Cylindrical Workpiece During the Turning Process, Part 2: Experimental Approach and Validation. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 124(2002), 569-580.
- [5] Nayfeh Ali H., Chin Char-Ming, Pratt J.: Perturbation Methods in Nonlinear Dynamics-Applications to Machining Dynamics. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 119(1997), 485-493.
- [6] Rusinek R.: Non-Circular Cross-sectional Elements Turning Process- Experimental Research. Problems of Technique, 2(2004), 147-152.
- [7] Wiercigroch M., Krivtsov A. M.: Frictional Chatter in Orthogonal Metal Cutting. Phil. Trans. The Royal Society, 359(2001), 713-738.

### \*\*\*\*\*\*

Praca naukowa finansowana ze środków Ministerstwa Nauki i Informatyzacji w latach 2003-2005 jako projekt badawczy nr 5 T07C 017 24 \*\*\*\*\*\*\*\*

> Mgr inż. Rafał RUSINEK Dr hab. inż. Jerzy WARMIŃSKI Katedra Mechaniki Stosowanej Wydział Mechaniczny Politechnika Lubelska e-mail: r.rusinek@pollub.pl, j.warminski@pollub.pl

## O PEWNEJ METODZIE OCENY WŁASNOŚCI MECHANICZNYCH POROWATYCH MATERIAŁÓW CERAMICZNYCH

## ON A METHOD OF MECHANICAL CHARACTERISTICS ESTIMATION OF POROUS CERAMICS

W pracy przedstawiono wyniki badań doświadczalnych porowatej ceramiki poddawanej jednoosiowemu ściskaniu. Próbki korundowe o porowatości do ok. 30% obciążano osiowo, następnie odciążano i ponownie obciążano z pewnym przyrostem obciążenia. Proces zatrzymywano w momencie zniszczenia próbki. Próby pozwoliły na określenie w przybliżeniu wpływu porowatości na początkowe stałe sprężyste a także na zmiany właściwości mechanicznych ceramiki związane z rozwojem uszkodzenia.

Słowa kluczowe: materiały ceramiczne, badania doświadczalne

The paper deals with the experimental method of the mechanical properties estimation at the begining of deformation process (elastic behaviour) of the material as well as during the whole deformation stages. The idea of the method results from the observation of the unloading process of the material and analysis of the transversal strain stage.

Keywords: ceramic material, experimental method

### 1. Wstęp

Materiały ceramiczne są obecnie szeroko wykorzystywane w wielu dziedzinach techniki: w metalurgii i przemyśle cementowym jako materiał ogniotrwały, w technice rakietowej, jądrowej, lotniczej, przemyśle samochodowym i energetycznym. Ważną grupę materiałów ceramicznych stanowią ceramiki porowate, zaliczane do materiałów wielofazowych, w których drugą fazą jest gaz zawarty w porach. Znajdują one zastosowanie jako filtry, materiały termoizolacyjne i powłoki ciepłochronne oraz dźwiękochłonne, a także wymurówki pieców [1,6].

W dotychczasowych badaniach w Polsce i na świecie początkowe cechy mechaniczne materiałów ceramicznych traktowano jako niezmienne, tzn. materiały te opisywano jako liniowo-sprężystokruche. Takie podejście stanowi duże uproszczenie, gdyż rzeczywiste materiały konstrukcyjne wykazują fizyczną nieliniowość, tzn. ich właściwości mechaniczne ulegają ewolucji w trakcie rozwoju procesu deformacji [3].

Materiały ceramiczne odznaczają się dobrymi właściwościami mechanicznymi oraz cieplnymi. Ze względu na kruchość ceramiki uzasadnione wydaje się poszukiwanie sposobu opisu zjawisk rozwoju mikrouszkodzeń oraz pękania omawianych materiałów w różnorakich warunkach obciążenia. Jedną z podstawowych ceramik polikrystalicznych jest porowaty tlenek glinu  $Al_2O_3$ . Otrzymuje się go przez spiekanie proszków  $Al_2O_3$  w temperaturze 1400 – 1900 °C. Uzyskany tą drogą materiał ceramiczny jest złożony z ziaren o wielkości 20 – 30 µm (rys. 1). Materiał lity (bez porów) posiada moduł Younga o wartości dochodzącej do 410 GPa [5]. W rzeczywistym materiale występują pory o średnicach 1 – 4 µm. Porowatość może zmieniać się w zakresie 0 –30% udziału objętościowego, powodując zmniejszenie sztywności.



Rys. 1. Zdjęcie mikroskopowe przełomu porowatej ceramiki korundowej

### 2. Nowa metoda badań

Praca niniejsza jest jedną z cyklu prac dotyczących nowej metody badawczej oceny zmian właściwości mechanicznych porowatych materiałów ceramicznych poddanych oddziaływaniu obciążeń mechanicznych. Polega ona między innymi na badaniach eksperymentalnych (quasi-statyczne obciążanie z odciążaniem, por. rys. 2.) połączonych ze szczegółową analizą zmian cech sprężystych materiału. Projekt obejmuje też modelowanie teoretyczne, które jest obecnie rozwijane. W części doświadczalnej ocenia się mikrostrukturę materiału zarówno przed ściskaniem, jak i po zniszczeniu. Pozwala to na ocenę sposobu pękania – poprzez ziarna lub po granicach ziaren.



Rys. 2. Schemat procesu obciążania – odciążania ceramiki

Według proponowanej metody, której schemat przedstawia rysunek 2, można określić między innymi moduły sprężystości podłużnej w każdej fazie procesu obciążania próbki ceramicznej. Można określić zarówno początkowy moduł Younga  $E_M$ , który jest funkcją gęstości, jak też poszczególne moduły sieczne  $(E_{SI})$ oraz tzw. moduły odciążania  $(E_{UI})$  dla każdego i-tego "piku" wykresu  $\sigma - \varepsilon$ . Pozwala to na zdefiniowanie prostego parametru uszkodzenia [4] w formie skalarnej, zgodnie z zależnością:

$$D = I - \frac{E_U}{E_M(p)} \tag{1}$$

Wyliczanie modułów odciążenia  $E_U$  przeprowadza się na podstawie znajomości odkształceń całkowitych  $\varepsilon^{pi}$  oraz trwałych, tzn. pozostających po odciążeniu  $\varepsilon^{di}$ dla poszczególnych "pików". Odkształcenie czysto sprężyste definiuje się jako:

$$\varepsilon^{ei} = \varepsilon^{pi} - \varepsilon^{ei} \tag{2}$$

Na tej podstawie łatwo wyliczamy moduł odciążenia:

$$E_U = \frac{\sigma^{pi}}{\epsilon^{ei}} \tag{3}$$

gdzie  $\sigma^{pi}$  oznacza maksymalne naprężenie normalne dla i-tego piku siły obciążającej.

Dodatkowe informacje o odkształceniach próbki i ewolucji jej cech wytrzymałościowych można uzyskać mierząc obok odkształceń osiowych, również odkształcenia obwodowe. Porównanie jednych i drugich daje informacje o współczynniku przewężenia poprzecznego (v). Według teorii Kachanova, przy założeniu braku interakcji porów, współczynnik Poissona można wyrazić w postaci następującej:

$$v(p) = \frac{1}{3} + \frac{v_0 - \frac{1}{3}}{1 + 3p}$$
(4)

gdzie  $v_0$  odnosi się do materiału bez porów.

Szczegółowa analiza mikroskopowa, która jest obecnie prowadzona pozwala na ocenę struktury wewnętrznej materiału przed ściskaniem oraz po zniszczeniu i dostarcza niezbędnych danych do modelowania mikromechanicznego.

#### 3. Badania eksperymentalne

### 3.1 Materiał badawczy

Badania przeprowadzono na próbkach  $Al_2O_3$  wykonanych przez spiekanie w Instytucie Technologii Materiałów Elektronicznych w Warszawie. Dla próbek o zawartości porów do około 30% temperatura spiekania wynosiła 1400 - 1730°C, a czas spiekania 1,5 godziny. Mniejszym zawartościom porów odpowiadała wyższa temperatura spiekania. Próbki ceramiczne miały kształt cylindrów o wysokości ok. 50mm i średnicy ok. 14mm. Materiał lity (bez porów) posiadał moduł Younga ( $E_0$ ) rzędu 400GPa.

### 3.2 Metodyka badań

Na próbkach naklejono tensometry w celu pomiaru odkształceń osiowych i promieniowych (obwodowych). Zastosowano tensometry foliowe firmy "Vishay" typu EA-06-240LZ-120 oraz EA-06-240LZ-350. Każdy z czterech tensometrów naklejonych na próbce pracował w układzie ćwierć-mostka Wheatstone'a. Zbieranie danych pomiarowych odbywało się za pomocą systemu "Esam Traveller" firmy "Vishay", składającemu się z ośmiokanałowego mostka tensometrycznego sprzężonego z komputerem PC i sterowanego odpowiednim oprogramowaniem.

Próbki obciążano za pomocą uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej Zwick Z100 sterowanej programem komputerowym "Test Expert" firmy "Zwick". Obciążanie prowadzono, zgodnie ze schematem z rys. 2. Prędkość odkształcania utrzymywano na poziomie 0,5mm/min, tak aby proces deformacji przebiegał quasi-statycznie. Wyniki badań przedstawiono poniżej.

### 4. Dyskusja

Wyniki badań wskazują na znaczący wpływ początkowej zawartości porów na stałe sprężyste materiału ceramicznego (por. Rys. 3). Dają one niższe wartości współczynnika Poissona w porównaniu z podejściem teoretycznym zaproponowanym przez Kachanowa [2], gdzie założono idealnie sferyczne kształty porów i ich jednorodne rozkłady w linowosprężystym kontinuum. Rzeczywiste polikrystaliczne materiały ceramiczne należy traktować jako materiały o wysokim stopniu niejednorodności. Również pory mają kształty zarówno sferyczne jak i bardziej złożone. Ponadto na strukturę materiału polikrystalicznego znaczący wpływ wywierają granice pomiędzy ziarnami, których cechy mechaniczne różnią się od cech samych ziaren. Powyższe czynniki powodują pewną rozbieżność oszacowanych danych doświadczalnych z porównywanym podejściem teoretycznym, gdzie przedmiotem analizy był porowaty ośrodek idealnie sprężysty. Jednakże w obydwu przypadkach widoczny jest nieznaczny wzrost współczynnika Poissona wraz ze wzrostem zawartości porów [2].

### 5. Podsumowanie

Prowadzone obecnie badania zmierzają do stworzenia nowej metody badawczej, mającej na celu szybką ocenę zarówno wpływu porowatości początkowej, jak też stanu degradacji struktury na cechy sprężyste ceramiki. Połączenie wyników badań z modelowaniem teoretycznym pozwoli na szybką ocenę wytrzymałości ceramicznych elementów konstrukcyjnych narażonych na częste zmiany obciążenia.



Rys. 3. Wpływ zawartości porów na wsp. Poissona dla porowatej ceramiki korundowej

### 6. Literatura

- [1] Davidge R.W.: Mechanical Behaviour of Ceramics, Cambridge University Press, London 1979.
- [2] Kachanov M.: On the Effective Moduli of Solids with Cavities and Cracks, Int. J. Fracture, Vol. 59, R17-R21, 1993.
- [3] Krajcinovic D.: *Damage Mechanics*, Elsevier, Amsterdam 1996.
- [4] Lemaitre J.: A Course on Damage Mechanics, Springer, Berlin 1996.
- [5] Munz D., Fett T.: Ceramics. Mechanical Properties, Failure Behaviour, Materials Selection, Springer, Berlin 1999.
- [6] Pampuch R.: *Materialy ceramiczne*. Zarys nauki o materialach nieorganiczno-niemetalicznych, PWN, Warszawa 1988.

#### \*\*\*\*\*\*

Autorzy wyrażają podziękowanie Komitetowi Badań Naukowych za sfinansowanie przeprowadzenia badań w ramach projektu badawczego KBN nr 3 T08D 027 26.

\*\*\*\*\*\*

### Mgr inż. Sylwester SAMBORSKI

Katedra Mechaniki Stosowanej Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska

### Dr hab. inż. Tomasz SADOWSKI

Katedra Stereomechaniki Inżynierskiej Wydział Inżynierii Budowlanej i Sanitarnej, Politechnika Lubelska e-mail: s.samborski@pollub.pl, t.sadowski@pollub.pl
# MODELOWANIE KUMULACJI USZKODZEŃ W ZAKRE-SIE ZŁOŻONYCH OBCIĄŻEŃ NISKOCYKLOWYCH CZ. I – MODEL UMOCNIENIA MATERIAŁU

# MODELING OF DAMAGE ACCUMULATION FOR NON-PROPORTIONAL LOW-CYCLE FATIGUE PART I - RULE OF HARDENING MATERIAL

Prezentowany opis kumulacji uszkodzeń przeznaczony jest do analizy trwałości elementów konstrukcyjnych eksploatowanych w warunkach wieloosiowych nieproporcjonalnych obciążeń. W części I przedstawiono metodę wyznaczania wartości składowych tensorów naprężenia i odkształcenia z wykorzystaniem modelu wielopowierzchniowego Mroza (Seweryn, 2004). Posłużyły one do obliczania trwałości zmęczeniowej, co zostało przedstawione w II części pracy.

Słowa kluczowe: obciążenie nieproporcjonalne, umocnienie

The paper presents the description of damage accumulation for analysis of fatigue life of structural elements under non-proportional loading states. Part I presents method for calculation components of stress and strain tensors using multisurface hardening rule proposed by Mróz. Those components have been used for calculation of fatigue life presented in the II part of this paper.

Keywords: fatigue, non-proportional loading, hardening

#### 1. Wprowadzenie

Obserwacje rezultatów wielu badań eksperymentalnych wskazują, że uszkodzenia eksploatacyjne elementów konstrukcyjnych, rozpatrywane w zakresie niskocyklowej wytrzymałości, inicjowane są i rozwijają się głównie w wyniku lokalnego uplastycznienia materiału, w strefach, gdzie występuje największe spiętrzenie naprężeń i odkształceń. W wyniku realizacji wielu prac teoretycznych i eksperymentalnych (Ellyin i Kujawski, 1984; Defalias i Popow, 1976) zaobserwowano powiązanie trwałości zmęczeniowej z gęstością energii rozproszonej oraz ze zmianą właściwości plastycznych zachodzących w materiale podczas plastycznego płynięcia. Związki te występują zarówno w warunkach obciążeń jednoosiowych i proporcjonalnych, jak też wieloosiowych i nieproporcjonalnych.

#### 2. Model umocnienia materiału

Analiza zachowania materiału poddanego działaniu nieproporcjonalnych wymuszeń wiąże się z wykorzystaniem przyrostowych związków fizycznych. Przyjęto zasadę addytywności składowych tensorów przyrostów odkształcenia sprężystego i plastycznego  $(d\varepsilon_{ii}^{e} i d\varepsilon_{ij}^{p})$ :

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{e} + d\varepsilon_{ij}^{p}, \qquad (1)$$

gdzie:  $d\varepsilon_{ij}$  – składowe tensora przyrostu stanu odkształcenia.

Przyrosty odkształcenia sprężystego reprezentowane będą uogólnionym prawem Hooke`a, zaś opis przyrostów odkształcenia plastycznego przyjęto zgodnie z gradientowym prawem płynięcia, stowarzyszonym z powierzchnią plastyczności:

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} d\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} d\sigma_{kk} \delta_{ij} + d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$$
(2)

gdzie:  $d\sigma_{ij}$  - składowe tensora przyrostu naprężenia,  $d\lambda$  - współczynnik proporcjonalności, *E*, *v* - moduł Younga i współczynnik Poissona. W powyższych zależnościach zastosowano konwencję sumacyjną Einsteina. Powierzchnia plastyczności f = 0 może być określona warunkiem Hubera-von Misesa:

$$f = \frac{3}{2} \left( s_{ij} - \alpha_{ij} \right) \left( s_{ij} - \alpha_{ij} \right) - R^2 = 0$$
 (3)

gdzie R - rozmiar powierzchni plastyczności, a  $\alpha_{ij}$  - składowe tensora określającego translację powierzchni plastyczności, wynikającą ze wzmocnienia kinematycznego.

Wartość skalara  $d\lambda$  określamy na podstawie warunku zgodności (df = 0) oraz przyjętego prawa kinematycznego wzmocnienia materiału, a mianowicie:

$$d\lambda = \frac{\partial f / \partial \sigma_{kl} \, d\sigma_{kl}}{C \, \partial f / \partial \sigma_{kl} \, \partial f / \partial \sigma_{kl}} \tag{4}$$

Symbol *C* oznacza stałą materiałową związaną z modułem plastycznym (rys. 1), określonym nachyleniem krzywej materiałowej  $(d\sigma/d\varepsilon)$ , do którego należy aktualny stan naprężenia materiału:

$$\frac{2}{3}\frac{1}{C} = \frac{d\varepsilon}{d\sigma} - \frac{1}{E} = \frac{1}{E_p}$$
(5)

Prezentowane związki odnoszą się do historii obciążeń złożonych z proporcjonalnych lub nieproporcjonalnych przyrostów stanu naprężenia. W przypadkach, gdy wymuszenie zewnętrzne reprezentują dowolne przyrosty stanu odkształcenia materiału, poszukiwane przyrosty stanu naprężenia wyznaczymy posługując się, jak poprzednio, zasadą addytywności. W obszarze odkształceń sprężystych wykorzystujemy uogólnione prawo Hooke`a. Składowe tensora przyrostu odkształcenia plastycznego określamy na podstawie gradientowego prawa płynięcia, w którym wartość skalarnego współczynnika d $\lambda$  uzyskujemy sumując w liczniku iloczyny odpowiednich składowych pochodnej cząstkowej  $\partial f/\partial \sigma_{kl}$  i znanych składowych przyrostu stanu odkształcenia d $\varepsilon_{kr}$ . Wykorzystując warunek zgodności (df = 0) i warunek plastycznej nieściśliwości materiału ( $d\varepsilon_{kk}^{\ \ p}=0$ ), otrzymamy:

$$d\sigma_{ij} = \frac{E}{1+\nu} d\varepsilon_{ij} + \frac{\nu E}{(1+\nu) (1-2\nu)} \bullet$$

$$\bullet (d\varepsilon_{11} + d\varepsilon_{22} + d\varepsilon_{33}) \delta_{ij} - \frac{E}{1+\nu} d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$$
(6)

oraz

$$d\lambda = \frac{\frac{E}{1+\nu} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} d\varepsilon_{kl}}{\left(C + \frac{E}{1+\nu}\right) \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}}}$$
(7)

Charakter obciążenia oraz przewidywane zachowanie uplastycznionego materiału powodują, że obliczanie wartości składowych tensorów naprężenia i odkształcenia prowadzone jest przyrostowo, najczęściej z wykorzystaniem modelu wielopowierzchniowego, zaproponowanego przez Mroza (1967). Sformułował on dwa postulaty. Pierwszy postulat dotyczy podziału przestrzeni naprężeń na obszary związane ze stałymi modułami plastycznymi. Są one ograniczone sąsiednimi powierzchniami plastyczności. W przypadku jednoosiowych obciążeń cyklicznych postulat ten prowadzi do wieloliniowej reprezentacji krzywej cyklicznego rozciągania (rys. 1), najczęściej opisywanej wzorem Ramberga-Osgooda. W przypadku płaskiego stanu naprężenia, gdy materiał poddano działaniu dwóch składowych naprężeń normalnych  $\sigma_1$  i  $\sigma_2$ , kolejne powierzchnie plastyczności przecinają się z płaszczyzną  $\sigma_3 = 0$  i tworzą na płaszczyźnie  $(\sigma_1, \sigma_2)$  rodzinę elips o równaniach:

$$\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2 - R_{(i)}^2 = 0$$
 (8)



Rys. 1. Wieloliniowa reprezentacja krzywej Ramberga-Osgooda i ślady przecięcia powierzchni plastyczności płaszczyzną  $\sigma_3 = 0$ 

Ślady przecięcia tych powierzchni płaszczyzną  $\sigma_3 = 0$ , pokazano na rysunku 1.

Drugi postulat opiszemy z uwzględnieniem modyfikacji zaproponowanej przez Garuda (1981). Wiąże się on z kinematycznym wzmocnieniem materiału i dotyczy prawa translacji powierzchni plastyczności, traktowanych jako sztywne obiekty geometryczne. Autor przyjął, że punkt opisujący aktualny stan naprężenia  $\sigma^a$ , leżący na powierzchni plastyczności  $f^{(i)} = 0$ , oraz punkt  $\sigma^{f}$ , opisujący fikcyjny stan naprężenia na powierzchni  $f^{(i+1)} = 0$ , są związane kierunkiem przyrostu stanu naprężenia  $\Delta \sigma$  (rys. 2). Wektor translacji powierzchni plastyczności  $f^{(i)} = 0$  wyznacza się z warunku styczności powierzchni  $f^{(i)} = 0$  oraz  $f^{(i+1)} = 0$ w punkcie  $\sigma^{f}$ . Powyższe założenie tożsamościowo spełnia warunek zgodności i jest wystarczające do wyznaczenia kierunku i modułu wektora hipotetycznego przemieszczenia powierzchni:

$$\Delta \alpha_{kl}^{h} = \alpha_{kl}^{h} - \alpha_{kl}^{(i)} = \left[ \alpha_{kl}^{(i+1)} + \left( 1 - \frac{R_{(i)}}{R_{(i+1)}} \right) \left( \sigma_{kl}^{f} - \alpha_{kl}^{(i+1)} \right) \right] - \alpha_{kl}^{(i)}$$
(9)

gdzie  $\sigma_{kl}^{f} = \sigma_{kl}^{a} + k_{\alpha} \Delta \sigma_{kl}$ . Wartość skalara  $k_{\alpha}$  oznacza większy pierwiastek równania:

$$\left|\sigma_{kl}^{a} + k_{\alpha}\Delta\sigma_{kl} - \alpha_{kl}^{(i+1)}\right| = R_{(i+1)}$$
(10)

 $\sigma_2$ 

W przypadku płaskiego stanu naprężenia, gdy materiał obciążono naprężeniami normalnymi  $\sigma_1 \neq 0$ ,  $\sigma_2 \neq 0$  oraz  $\sigma_3 = 0$ , równanie to przyjmie postać:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1^a + k_a \ \Delta \sigma_1 - \alpha_1^{(i+l)} \end{pmatrix}^2 - \begin{pmatrix} \sigma_1^a + k_a \ \Delta \sigma_1 - \alpha_1^{(i+l)} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_2^a + k_a \ \Delta \sigma_2 - \alpha_2^{(i+l)} \end{pmatrix} + \\ + \begin{pmatrix} \sigma_2^a + k_a \ \Delta \sigma_2 - \alpha_2^{(i+l)} \end{pmatrix} = R_{(i+1)}^2$$
(11)

Rzeczywisty wektor translacji powierzchni  $f^{(i)} = 0$ wyznaczamy poszukując odpowiedniego udziału hipotetycznego przemieszczenia  $x_{\alpha} \Delta \alpha^{h}$ , który stowarzyszony jest z analizowanym przyrostem stanu naprężenia  $\Delta \sigma$  i spełnia warunek zgodności (rys. 2). Współrzędne środka powierzchni  $f^{(i)} = 0$  w nowym położeniu, zapiszemy w postaci:

$$\alpha_{kl}^{\prime(i)} = \alpha_{kl}^{(i)} + x_{\alpha} \,\,\Delta\alpha_{kl}^{\,h} \tag{12}$$

Posługując się warunkiem zgodności, poszukiwaną wartość skalarnego parametru  $x_{\alpha}$  określimy jako mniejszy pierwiastek równania:

$$\left|\sigma_{kl}^{a} + \Delta\sigma_{kl} - \alpha_{kl}^{(i)} - x_{\alpha}\Delta\alpha_{kl}^{h}\right| = R_{(i)}$$
(13)

Rozwinięcie powyższego równania dla przypadku płaskiego stanu naprężenia, gdy  $\sigma_1 \neq 0$ ,  $\sigma_2 \neq 0$  oraz  $\sigma_3 = 0$ , prowadzi do postaci prezentowanej przy poszukiwaniu wartości skalara  $k_a$ .



Rys. 2. Prawo translacji powierzchni plastyczności



Rys. 3. Graficzna reprezentacja: a) wstępnego obciążenia, b) odciążenia materiału

Na rysunku 3 przedstawiono sekwencje obciążania i odciążenia materiału oraz odpowiadające tym stanom powierzchnie plastyczności. Jak widać zasada Masinga i efekt Baushingera są spełnione w sposób naturalny.

## 3. Literatura

- [1] Mróz Z.: On the description of anisotropic workhardening, J. Mech. Phys. Solids, 15, pp.163-175,1967.
- [2] Garud Y.S.: *A new approach to the evaluation of fatigue under multiaxial loadings*, J. Engng. Mater. Technol., Asme, 103, pp.118-125, 1981.
- [3] Seweryn A. (red.): Modelowanie zagadnień kumulacji uszkodzeń i pękania w złożonych stanach obciążeń, Wyd. PB, Białystok 2004.
- [4] Ellyin F., Kujawski D.: *Plastic strain energy in fatigue failure*, J. Pressure Vessel Technology, Trans. ASME, v.106, pp.342-347, 1984.
- [5] Defalias Y.F., Popow E.P.: *Plastic internal variables formalism of cyclic plasticity*, J. Appl. Mechanics, v.98, 4, pp. 645-651, 1976.

\*\*\*\*\*\*

Pracę wykonano w ramach projektu badawczego nr S/WM/1/03 realizowanego w Politechnice Białostockiej, finansowanego ze środków Komitetu Badań Naukowych. \*\*\*\*\*\*\*\*\*

# Prof. dr hab. inż. Andrzej SEWERYN Mgr inż. Jarosław SZUSTA

Katedra Mechaniki Stosowanej Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka e-mail: seweryn@pb.białystok.pl, szusta@pb.białystok.pl

## Dr inż. Andrzej BUCZYŃSKI

Instytut Maszyn Roboczych Ciężkich Wydział Samochodów i Maszyn Roboczych Politechnika Warszawska e-mail: abu@simr.pw.edu.pl

# MODELOWANIE KUMULACJI USZKODZEŃ W ZAKRESIE ZŁOŻONYCH OBCIĄŻEŃ NISKOCYKLOWYCH CZ. II – OBLICZANIE TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ

# MODELING OF DAMAGE ACCUMULATION FOR NON-PROPORTIONAL LOW-CYCLE FATIGUE PART II - CALCULATION OF FATIGUE LIFE

Prezentowany opis kumulacji uszkodzeń przeznaczony jest do analizy trwałości elementów konstrukcyjnych eksploatowanych w warunkach wieloosiowych nieproporcjonalnych obciążeń. W części II przedstawiono metodę obliczania trwałości zmęczeniowej. Prawo kumulacji uszkodzeń sformulowano przyrostowo i związano bezpośrednio z krzywą wzmocnienia i cykliczną krzywą materiałową. Wartości składowych tensorów naprężenia i odkształcenia wyznaczono zgodnie z algorytmem zamieszczonym w części I.

Słowa kluczowe: trwałość zmęczeniowa, kumulacja uszkodzeń

The paper presents the description of damage accumulation for analysis of fatigue life of structural elements under non-proportional loading states. Part II presents method for calculation of fatifue life. Damage accumulation rule has been formulated incrementally and connected with monotonic work-hardening curve and also with cyclic curve. Components of stress and strain tensors have been calculated using algorithm presented in part I.

Keywords: fatigue life, damage accumulation

#### 1. Prawo kumulacji uszkodzeń

Postulowane prawo kumulacji uszkodzeń sformułujemy przyrostowo i uzależnimy od aktualnej wartości pierwszego niezmiennika tensora naprężenia (pierwsze podejście), aktualnej wartości miary kumulacji uszkodzeń oraz od wartości przyrostu gęstości energii dysypowanej w materiale podczas działania przyrostu obciążenia powodującego plastyczne płynięcie, a mianowicie:

$$d\omega_p = A_p \ \Psi_p(I_1, \omega_p) \ dw^p \tag{1}$$

gdzie:  $d\omega_p$  - przyrost miary kumulacji uszkodzeń spowodowany rozwojem odkształceń plastycznych,  $I_1 = \sigma_{kk}$  - pierwszy niezmiennik tensora naprężenia, a  $dw^p$  - przyrost gęstości energii dysypowanej w materiale, który dany jest zależnością:

$$dw_p = \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p \tag{2}$$

Zmienna materiałowa  $A_p$  opisuje ewolucję właściwości plastycznych materiału w zależności od aktualnego stanu naprężenia. Można ją utożsamiać z modułem plastycznym (rys. 1 i wzór (5) - cz.I), a mianowicie:

$$A_{p} = \frac{1}{C^{(i)}} = \frac{3}{2} \frac{1}{E_{p}^{(i)}} = \frac{3}{2} \left[ \frac{\varepsilon^{(i+1)} - \varepsilon^{(i)}}{\sigma^{(i+1)} - \sigma^{(i)}} - \frac{1}{E} \right]$$
(3)

Funkcja kumulacji uszkodzeń  $\Psi_p$  jest zależna od dwóch parametrów: pierwszego niezmiennika tensora naprężenia  $I_1$  oraz miary kumulacji uszkodzeń  $\omega_p$ . Można ją przedstawić w następującej postaci:

$$\Psi_p(I_1, \omega_p) = \left(\frac{3\sigma_c^*(1-\omega_p)}{3\sigma_c^*(1-\omega_p)-I_1}\right)^{-1/c}$$
(4)

gdzie  $\sigma_c = \sigma_c^* (l - \omega_p)$  jest aktualną wartością normalnych naprężeń niszczących dla materiału zależną od miary kumulacji uszkodzeń, a c jest wykładnikiem

. .

krzywej zmęczeniowej odkształceń plastycznych. Do obliczeń można przyjąć  $\sigma_c^* = \sigma_f \operatorname{lub} \sigma_c^* = \sigma_f'$ , gdzie  $\sigma_f'$ -współczynnik krzywej wytrzymałości zmęczeniowej (Seweryn, 2004), a  $\sigma_f$ - naprężenia krytyczne podczas rozciągania.

Zaprezentowane powyżej prawo kumulacji uszkodzeń jest bezpośrednio powiązane zarówno z krzywą wzmocnienia, jak i cykliczną krzywą wytrzymałości zmęczeniowej. Dotyczy to nie tylko wykorzystania przyrostu energii dysypowanej w materiale, ale także zastosowania modułu plastycznego oraz wykładnika krzywej zmęczeniowej odkształceń plastycznych.

Warunek inicjacji szczeliny można zapisać podobnie do przypadku prognozowania kruchego pękania elementów konstrukcyjnych, a mianowicie:

$$R_{f\sigma} = \max_{(n)} R_{\sigma} \left( \frac{\sigma_n}{\sigma_c}, \frac{\tau_n}{\tau_c} \right) = 1$$
(5)

gdzie wartość naprężeń niszczących dla ścinania  $\tau_c$  jest funkcją miary kumulacji uszkodzeń i może być utożsamiana z naprężeniami krytycznymi przy skręcaniu  $\tau_f$ (jeżeli płaszczyzna złomu pokrywa się z płaszczyzną maksymalnych naprężeń tnących) lub współczynnikiem wytrzymałości zmęczeniowej na skręcanie  $\tau_f'$ , a mianowicie:  $\tau_c = \tau_c^* (l - \omega_p) = \tau_f (l - \omega_p)$ . Postać naprężeniowej funkcji pękania  $R_\sigma$  jest zależna od właściwości materiału.

Można także zaproponować prostszy warunek inicjacji szczeliny, a mianowicie:

$$\omega_{p} = 1 \tag{6}$$

W tym przypadku inicjacja szczeliny nastąpi wówczas, gdy miara kumulacji uszkodzeń wywołanych odkształceniami plastycznymi osiągnie wartość krytyczną.

Zaproponowany opis kumulacji uszkodzeń zweryfikowano wykorzystując dane materiałowe odnoszące się do stali SAE1045 (Leese i inni, 1989). Testy numeryczne wykonano dla dwóch podstawowych typów obciążenia. W pierwszym przypadku próbki poddano działaniu cyklicznemu jednoosiowemu symetrycznemu rozciąganiu - ściskaniu. Proces obciążenia sterowano przyrostami stanu naprężenia. Wyniki przeprowadzonych obliczeń porównano z danymi doświadczalnymi (tabela 1a).

Drugi test polegał na symetrycznym skręcaniu próbek. Tak jak poprzednio, sterowanie procesu obciążenia realizowano stosując przyrosty stanu naprężenia, tak aby zachować tę samą amplitudę mierzoną naprężeniem zredukowanym Hubera - von Misesa. Wyniki obliczeń podano w tabeli 1b. Tab. 1. Wyniki obliczeń numerycznych i badań doświadczalnych stali SAE 1045 dla: a) jednoosiowego symetrycznego rozciągania – ściskania; b) symetrycznego skręcania

a)				
	$N_{f}$	$\sigma_{_{ea}}$	$N_f$ (I pod.)	$N_f$ (II pod.)
	(eksp.)	[MṔa]	$\Psi_p(I_p,\omega_p)$	$\Psi_{pp}(R_{f\sigma},\omega_p)$
	10	720	8	6
	30	650	24	17
	70	600	59	42
	200	546	166	118
	500	500	403	292
	1500	453	1454	1116
	5000	405	2187	1646

b)

$\begin{array}{c c} N_f & \sigma_{eq} \\ (eksp.) & [MPa] \end{array}$		$N_{f} \text{ (I pod.)} \\ \Psi_{p}(I_{p}, \omega_{p})$	$N_f$ (II pod.) $\Psi_{pp}(R_{f\sigma}, \omega_p)$	
4	720	13	4	
10	650	46	15	
26	600	108	37	
70	546	287	107	
160	500	645	255	
480	453	2222	1150	
1400	405	3190	1525	

Kolejne obliczenie numeryczne wykonano dla przypadku obciążeń złożonych. Przewidywaną trwałość, w zakresie wybranych obciążeń nieproporcjonalnych, porównano z wynikami badań eksperymentalnych Bauma i innych (2003) (tabela 2a, b). Konfiguracje pętli oraz odpowiednie wartości amplitud składowej normalnej i składowej stycznej naprężenia pokazano na rysunku 1.

Drugie podejście do modelowania kumulacji uszkodzeń w zakresie obciążeń niskocyklowych (gdy występują trwałe odkształcenia materiału) polega na uzależnieniu przyrostu miary kumulacji uszkodzeń  $d\omega_p$  od wartości przyrostu energii dysypowanej  $dw^p$ oraz naprężeniowego współczynnika pękania  $R_{f\sigma}$ , a mianowicie

$$d\omega_p = A_p \ \Psi_p(R_{f\sigma}, \omega_p) \ dw^p \tag{7}$$

W tym wypadku funkcję kumulacji uszkodze<br/>ń $\Psi_p$ można przedstawić w następującej postaci:

$$\Psi_{p}(R_{f\sigma},\omega_{p}) = \left(1 - \frac{1}{3}R_{f\sigma}(\sigma_{n},\tau_{n},\omega_{p})\right)^{1/c}$$
(8)

gdzie naprężeniowy współczynnik pękania jest zdefiniowany zależnością (5). Tab. 2. Zestawienie wyników obliczeń numerycznych i badań doświadczalnych liczby cykli  $N_f$  dla stali do budowy rurociągów dla: a) różnych dróg obciążania; b) symetrycznego rozciągania-ściskania stali

a)

Typ obciążenia	a)	b)	c)	d)
Eksperyment	2880	2640	1648	kilkaset tysięcy
$N_{f} (\text{pod. I}) \\ \Psi_{p}(I_{p}, \omega_{p})$	1214	1214	933	×
$ \frac{N_f \text{(pod. II)}}{\Psi_p(R_{fg}, \omega_p)} $	1364	1364	1160	×
b)				

-,	· /								
	$N_{f}$	$\sigma_{_{ea}}$	$N_f$ (I pod.)	N <sub>f</sub> (II pod.)					
	(eksp.)	[MPa]	$\Psi_p(I_p,\omega_p)$	$\Psi_p(R_{f\sigma},\omega_p)$					
	425	560	563	499					
	478	546	584	518					
	855	490	894	791					
	1569	450	1412	1247					
	3109	420	2465	2176					
	4918	406	3764	3322					

Bardzo ważną rolę w drugim podejściu odgrywa dobór postaci naprężeniowej funkcji pękania  $R_o(\sigma_n, \tau_n, \omega_p)$ , mając do dyspozycji wartości: naprężeń krytycznych dla monotonicznego rozciągania (lub współczynnika krzywej wytrzymałości zmęczeniowej dla cyklicznego rozciągania  $\sigma_f$ ') oraz współczynnika krzywej wytrzymałości zmęczeniowej dla cyklicznego skręcania  $\tau_f$ ', a nie znając orientacji płaszczyzn krytycznych, na których nastąpiła inicjacja szczeliny zmęczeniowej. Zasada doboru naprężeniowej funkcji pękania przedstawiona została na rysunkach 2a, b. W przypadku stali SAE 1045 (gdy  $\sigma_f' = 948$  MPa,  $\tau_f' = 505$  MPa) otrzymujemy dwa graniczne koła Mohra (rys. 2a). Obwiednia tych kół jest bliska warunkowi maksymalnych naprężeń tnących.

W przypadku stali przeznaczonej do budowy rurociągów graniczne koła Mohra dla rozciągania i czystego ścinania przedstawione zostały na rysunku 2b. Obwiednią tych kół może być w przybliżeniu warunek maksymalnych naprężeń normalnych. W ogólnym przypadku (rys. 2c) obwiednię tę można opisać warunkiem składającym się z dwóch części:

- a) warunkiem eliptycznym w strefie dodatnich naprężeń normalnych (o półosi poziomej równej σ<sub>t</sub>', a pionowej τ<sub>t</sub>');
- b) warunkiem naprężeń tnących Treski w strefie ujemnych naprężeń normalnych (o wartości krytycznych naprężeń tnących równych  $\tau_f$ ').

Wyniki obliczeń za pomocą przedstawionego powyżej drugiego podejścia przedstawiono w tabelach 1 i 2. Należy zwrócić uwagę na fakt poprawienia dokład-



Rys. 1. Analizowane historie obciążeń nieproporcjonalnych

ności prognozowania wytrzymałości zmęczeniowej w przypadku obciążenia cyklicznym skręcaniem.

#### 2. Podsumowanie

Prezentowana metoda obliczeniowa przeznaczona jest do oceny trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych poddanych działaniu dowolnych niskocyklowych obciążeń zewnętrznych. Algorytm



Rys. 2. Graniczne koła Mohra i postacie funkcji R<sub>σ</sub> dla: a) stali SAE 1045; b) stali do budowy rurociągów; c) przypadek ogólny

numeryczny zawiera dwa bloki obliczeniowe. Pierwszy, wiążący historię obciążenia z historią stanu naprężenia i odkształcenia zawiera związki konstytutywne oraz prawo kinematycznego wzmocnienia, wykorzystujące model wielopowierzchniowy Mroza z uwzględnieniem modyfikacji Garuda. Drugi blok algorytmu przeznaczony jest do obliczania zmian miary kumulacji uszkodzeń i zawiera funkcję kumulacji uszkodzeń oraz kryterium pękania materiału. Te dwa moduły obliczeniowe łączy historia stanu naprężenia i odkształcenia materiału, która wynika z obliczeń wykonanych w pierwszym bloku i stanowi podstawowy zbiór danych wejściowych konieczny do oceny trwałości obliczonej w drugim bloku.

Niewątpliwą zaletą modelu jest stosunkowo mała liczba parametrów materiałowych, które w większości przypadków można wyznaczyć w bezpośredni sposób

## 3. Literatura

- [1] Leese, Gail E. (Edt.) and Socie, Darrrell (Co-edt.), *Multiaxial Fatigue*: Analysis and Experiments, Ae-14, 1989, ISBN: 0-89883-780-4.
- [2] Baum C., Ott W., Buczyński A., Trautmann K-H., Nowack H.: *Further evaluation of the advaneced prediction method EVICD for arbitrary multiaxial loading*, First Int. Conference on Fatigue Damage of Materials-Experiment and Analysis, 14-16, July, Toronto, Canada.
- [3] Seweryn A. (red.): Modelowanie zagadnień kumulacji uszkodzeń i pękania w złożonych stanach obciążeń, Wyd. PB, Białystok 2004.

\*\*\*\*\*\*

Pracę wykonano w ramach projektu badawczego nr S/WM/1/03 realizowanego w Politechnice Białostockiej, finansowanego ze środków Komitetu Badań Naukowych. \*\*\*\*\*\*\*\*

## Prof. dr hab. inż. Andrzej SEWERYN Mgr inż. Jarosław SZUSTA

Katedra Mechaniki Stosowanej Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka e-mail: seweryn@pb.bialystok.pl, szusta@pb.bialystok.pl

## Dr inż. Andrzej BUCZYŃSKI

Instytut Maszyn Roboczych Ciężkich Wydział Samochodów i Maszyn Roboczych Politechnika Warszawska e-mail: ebu@simr.pw.edu.pl

w testach monotonicznego i cyklicznego rozciągania oraz monotonicznego lub cyklicznego skręcania.

# PROGNOZOWANIE ROZWOJU MIKROPĘKNIĘĆ W OŚRODKACH KRUCHYCH PODDANYCH OBCIĄŻENIOM ŚCISKAJĄCYM

# PREDICTION OF MICROCRACK PROPAGATION IN BRITTLE BODIES UNDER COMPRESSION LOADING

W pracy zaproponowano model ośrodka z mikropęknięciami uwzględniający możliwość rozwoju mikropęknięć, występowanie kontaktu pomiędzy krawędziami mikropęknięcia, tarcie i poślizg w obszarze kontaktu oraz efekty dylatacyjne spowodowane chropowatością powierzchni mikropęknięcia. Analizowano wpływ obciążeń ściskających na rozwój mikropęknięć. Ustalono warunki niekontrolowanego rozwoju mikropęknięć.

Słowa kluczowe: mikropęknięcia, materiały kruche

In the present paper model of a cracked body with account for microcrack propagation, friction and slip in the contact area and dilatancy effects caused by crack surface roughness is proposed. Compression stresses are considered in microcrack propagation process. It is defined the condition for non-controlled growth of microcracks.

Keywords: microcrack, brittle material

#### 1. Model matematyczny

Analiza procesu pękania elementów konstrukcyjnych napotyka szczególne trudności w przypadku występowania defektów w obszarach ściskanych. Problem ten zajmuje ważne miejsce w mechanice skał, betonu lub kompozytów. Bardzo istotny jest kontakt powierzchni szczelin oraz wywołane nim siły tarcia. Chropowatość powierzchni szczeliny może wywoływać także dylatację krawędzi szczeliny. Efekt ten powinien być uwzględniany w analizie zarówno warunków propagacji szczeliny, jak i zmian podatności materiału. Interesujące modele materiału z mikropęknięciami przedstawiono w pracach [1-8]. Określono w nich np. strefy występowania poślizgu związane z efektem tarcia na powierzchni szczeliny, a także wpływu chropowatości powierzchni szczeliny na warunki jej propagacji.

W niniejszej pracy przedstawimy model ciała z mikropęknięciami, w którym zmienną opisującą stan uszkodzenia będzie charakterystyczny rozmiar mikropęknięcia zależny od wybranej płaszczyzny fizycznej. Przedmiotem rozważań jest ośrodek niejednorodny zawierający mikropęknięcia o określonej orientacji (co zostało pokazane na rysunku 1), jak również mikropęknięcia o dowolnej orientacji. Pierwszy przypadek występuje w zagadnieniach dotyczących niektórych rodzajów kompozytów warstwowych, drugi natomiast dla betonu. Interesować nas będzie zachowanie takiego ośrodka przy poddaniu go obciążeniom ściskającym.



Rys. 1. Schemat zagadnienia (ośrodek zawierający mikropęknięcia o określonej orientacji)

Główna idea rozważań polega na zastąpieniu niejednorodnego ośrodka pewnym jednorodnym ośrodkiem zastępczym, którego równania konstytutywne uwzględniają:

- możliwość rozwoju mikropęknięć;
- możliwość występowania kontaktu pomiędzy krawędziami mikropęknięcia;
- tarcie i poślizg w obszarze kontaktu;
- efekty dylatacyjne spowodowane chropowatością powierzchni mikropęknięcia.

Model opiera się na następujących założeniach [4,9]:

- 1. Tensor odkształceń całkowitych  $\varepsilon$  może być podany w postaci sumy tensora odkształceń sprężystych  $\varepsilon^{e}$  oraz tensora odkształceń wywołanych mikropęknięciami  $\varepsilon^{d}$ .
- 2. Tensor odkształceń sprężystych jest powiązany z tensorem naprężeń  $\sigma$  znanymi zależnościami prawa Hooke'a.
- 3. Tensor odkształceń wywołanych mikropęknięciami ma postać:
  - w przypadku określonej orientacji mikropęknięć

$$\varepsilon^{d} = m_{V} \left[ \varepsilon_{n}^{d} n \otimes n + sym(\gamma_{n}^{d} \otimes n) \right]$$
(1)

 w przypadku dowolnej orientacji mikropęknięć

$$\varepsilon^{d} = \frac{m_{V}}{2\pi} \iint_{\Omega} [\varepsilon_{n}^{d} n \otimes n + sym(\gamma_{n}^{d} \otimes n)] d\Omega \qquad (2)$$

gdzie  $\varepsilon_n^d$ ,  $\gamma_n^d$  – odkształcenie normalne i styczne w płaszczyźnie, w której występują mikropęknięcia, n – jednostkowy wektor normalny do tej płaszczyzny,  $m_v$  – liczba mikropęknięć w objętości reprezentatywnej, – półsfera o promieniu jednostkowym.

4. Odkształcenia  $\varepsilon_n^d$  i  $\gamma_n^d$  są uzależnione od składowych wektora naprężeń na płaszczyźnie mikropęknięcia (normalnej  $\sigma_n$  i stycznej  $\tau_n$ ) oraz nacisków kontaktowych  $p_n$  i sił tarcia  $f_n$  (w przypadku występowania kontaktu pomiędzy krawędziami mikropęknięcia):

$$\varepsilon_n^d = c_n \alpha_n^3 (\sigma_n - p_n), \ \gamma_n^d = c_t \alpha_n^3 (\tau_n - f_n)$$
(3)

gdzie  $\alpha_n = a_n/a_o$  jest wymiarem mikropęknięcia odniesionym do wymiaru początkowego,  $c_n$  i  $c_i$  są współczynnikami podatności wzdłużnej i poprzecznej wywołanej mikropęknięciami.

5. Warunek propagacji mikropęknięć na wybranej płaszczyźnie fizycznej ma postać:

$$\Phi_d = G_n - R(\alpha_n) = 0 \text{ oraz } d\Phi_d = 0$$
 (4a)

$$G_n = \frac{3}{2} \alpha_n^2 \left[ c_n \left( \sigma_n - p_n \right)^2 + c_t \left( \tau_n - \mathbf{f}_n \right) \cdot \left( \tau_n - \mathbf{f}_n \right) \right]$$
(4b)

gdzie  $G_n$  – intensywność uwalnianej energii odkształcenia,  $R(\alpha_n)$  – dodatnia funkcja opisująca odporność materiału na rozwój mikropęknięć.

6. W przypadku zaistnienia kontaktu krawędzi mikropęknięcia ma miejsce związek pomiędzy normalnym a stycznym odkształceniem w płaszczyźnie fizycznej:

$$\varepsilon_n^d = \left| \gamma_n^d \right| t g \varphi \tag{5}$$

gdzie φ jest kątem pomiędzy płaszczyzną nierówności krawędzi mikropęknięcia a płaszczyzną mikropęknięcia. Kąt ten nazwiemy kątem dylatacji.

7. Na powierzchni nierówności występuje tarcie. Warunek tarcia ma postać:

$$\hat{\Phi_s} = \left| \hat{\mathbf{f}}_n \right| + \hat{p}_n t g \psi \le 0 \tag{6}$$

gdzie  $\hat{p}_n$ ,  $\hat{\mathbf{f}}_n$  – naciski kontaktowe i siła tarcia na powierzchni nierówności krawędzi mikropęknięcia,  $\hat{p}_n \hat{\mathbf{n}} + \hat{\mathbf{f}}_n = p_n \mathbf{n} + \mathbf{f}_n$ ,  $\hat{\mathbf{n}}$  – jednostkowy wektor normalny do powierzchni nierówności,  $\hat{\mathbf{n}} \cdot \mathbf{n} = cos(\varphi)$ ,  $\psi$  – kąt tarcia.

8. Poślizg na powierzchni nierówności jest wówczas, gdy

$$\hat{\Phi_s} = d\hat{\Phi_s} = 0 \tag{7}$$

#### 2. Wyniki obliczeń w przypadku jednoosiowego ściskania ośrodka z mikropęknięciami

Na podstawie analizy przedstawionego powyżej modelu można wnioskować, że w przypadku jednoosiowego ściskania ośrodka z mikropęknięciami o dowolnej orientacji, naprężenie krytyczne, przy którym następuje niestabilna propagacja mikropęknięć jest równe:

$$\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_c} = \frac{2\eta \cos(\varphi + \psi)}{1 - \sin(\varphi + \psi)} \quad \eta = \frac{1 + \rho tg\phi tg(\varphi + \psi)}{\sqrt{\rho ((+ \rho tg^2 \phi))}}$$

$$\rho = \frac{c_t}{c_n} \tag{8}$$

gdzie  $\sigma_c$  jest naprężeniem, przy którym następuje niekontrolowane pękanie w przypadku jednoosiowego rozciągania.

Pękanie następuje na płaszczyznach fizycznych określonych kątem  $\delta_c$  danym zależnością:

$$\delta_c = \pi/4 + (\varphi + \psi)/2 \tag{9}$$

Jeśli mikropęknięcia mają określony kąt orientacji, naprężenie ściskające, przy którym następuje niekontrolowana propagacja mikropęknięć, jest większe od wartości obliczonej na podstawie wzoru (8). Jego wartość wynosi:

$$\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_c} = \frac{\eta \cos(\varphi + \psi)}{\cos\delta \sin(\delta - \varphi - \psi)}$$
(10)

gdzie  $\delta$  jest kątem pomiędzy wektorem prostopadłym do płaszczyzny mikropęknięć a przyłożonym obciążeniem (rys. 1).

Obliczenia numeryczne zostały przeprowadzone, gdy funkcja odporności materiału na rozwój mikropęknięć ma postać:

$$R(\alpha_n) = \kappa (\alpha_n - 1)^{1/m} \qquad m = \frac{1}{2} \alpha_c / (\alpha_c - 1)$$
$$\kappa = \frac{3}{2} c_n [\sigma_c \alpha_c (\alpha_c - 1)^{1/\alpha_c - 1}] \qquad (11)$$

gdzie  $\alpha_c$  jest krytyczną wielkością mikropęknięcia.

Rozpatrzymy najpierw przypadek jednoosiowego ściskania ośrodka z mikropęknięciami o określonej orientacji. Na rysunku 2 pokazane są krzywe obciążenia-odciążenia dla trzech kątów orientacji mikropęknięć. Krzywa obciążenia jest nieliniowa, a krzywa odciążenia składa się z dwóch liniowych odcinków. W części nieliniowej mamy wzrost wielkości poślizgu i propagację mikropęknięć. Należy zaznaczyć, że teoretyczne obciążenie zostało doprowadzone do momentu niestabilnego wzrostu mikropęknięć. Najwyższy punkt na wykresie daje nam wartość obciążenia, przy którym następuje niekontrolowany wzrost mikropęknięć.

Gdy zaczynamy odciążenie, siła tarcia maleje od wartości granicznej do zera, a po zmianie kierunku rośnie do wartości granicznej. Nie ulega w tym czasie zmianie wielkość poślizgu na powierzchniach mikropęknięć. Ilustruje to prostoliniowy odcinek nachylony pod kątem  $\pi/4$  do osi współrzędnych. Gdy siła tarcia ponownie osiąga wartość graniczną, wielkość poślizgu maleje aż do zera. Przedstawia to drugi odcinek prostoliniowy. Na rysunku 3 są pokazane krzywe obciążenia-odciążenia przy stałej sumie kątów tarcia i dylatacji.



Rys. 2. Krzywe obciążenia-odciążenia w przypadku jednoosiowego ściskania dla różnych wartości kąta obciążenia  $\delta$ 

Wyniki obliczeń w przypadku ośrodka z mikropęknięciami o dowolnej orientacji zostały przedstawione na rysunkach 4-6. Na rysunkach 4 i 5 pokazano rozkład rozmiaru mikropęknięcia w stanie krytycznym



Rys. 3. Krzywe obciążenia-odciążenia w przypadku jednoosiowego ściskania dla stałej wartości sumy kątów tarcia i dylatacji



Rys. 4. Zależność wymiaru mikropęknięcia od orientacji płaszczyzny fizycznej dla różnych wartości parametru m



Rys. 5. Zależność wymiaru mikropęknięcia od orientacji płaszczyzny fizycznej dla różnych wartości sumy kątów tarcia i dylatacji

Eksploatacja i Niezawodność nr 4/2004



Rys. 6. Krzywe obciążenia-odciążenia w przypadku jednoosiowego ściskania ośrodka z mikropęknięciami o różnej orientacji dla różnych wartości parametrów zagadnienia

dla różnych wartości tych parametrów. Jak już zaznaczyliśmy poprzednio, płaszczyznę fizyczną, na której mikropęknięcia osiągnęły wartość krytyczną, określa kąt:  $\delta_c = \pi/4 + (\varphi + \psi)/2$ . Należy także zwrócić uwagę, że na pewnych płaszczyznach (dla  $\delta < \varphi + \psi$ ) mikropęknięcia nie propagują (pozostają zamknięte).

Na rysunku 6 pokazane są krzywe obciążenia-odciążenia dla różnych wartości parametrów modelu. Krzywa obciążenia jest zawsze nieliniowa, chyba że mikropęknięcia nie występują. Należy także zaznaczyć, że krzywa odciążenia nie jest już kombinacją dwóch odcinków liniowych. Spowodowano jest to tym, że zmniejszenie poślizgu wygenerowanego przy obciążeniu zaczyna się na różnych płaszczyznach fizycznych przy różnych poziomach obciążenia.

#### 2. Podsumowanie

W niniejszej pracy przedstawiony został nowy model obliczeniowy, w którym niejednorodny ośrodek z mikropęknięciami zastąpiono anizotropowym ośrodkiem jednorodnym. Zaproponowany model matematyczny uwzględnia:

• propagację mikropęknięć;

- występowanie kontaktu pomiędzy brzegami mikropęknięć;
- występowanie poślizgów w strefie kontaktu;
- efekty dylatacyjne wywołane chropowatością brzegów mikropęknięcia.

Otrzymane za pomocą zaproponowanych zależności teoretyczne krzywe jednoosiowego rozciągania oraz ściskania materiału mają charakter nieliniowy.

Model umożliwia także analizę procesów pękania materiału, a w szczególności pozwala na określenie:

- obciążenia krytycznego powodującego niestabilny wzrost mikropęknięć;
- płaszczyzny fizycznej, na której może nastąpić pękanie.

Przedstawione zależności mogą być w prosty sposób rozbudowane tak, aby uwzględniać np. powstawanie trwałych odkształceń po odciążeniu materiału w teście jednoosiowego ściskania. Efekt ten można uzyskać poprzez wprowadzenie krytycznej długości poślizgu i związanego z nim "przeskoku" na sąsiednią nierówność.

## 3. Literatura

- [1] Andrieux S., Bamberger Y., Marigo J.J.: *Un modéle de materiau microfissuré pour les bétons et les roches*. J. Méc. Theor. Appl., (1986)5, 471-513.
- [2] Ballarini R., Plesha M.E.: *The effect of crack surface friction and roughness on crack tip stress fields*, Int. J. Fract., 34(1987), 195-207.
- [3] Bazant Z. P., Gambarova P.: Rough crack in reinforced concrete, J. Struct. Div. ASCE, 106(1980), 821-846.
- [4] Gambarotta L., Lagomarsino S.: A mikrocrack damage model for brittle materials. Int. J. Solids Struct., 30(1993), 177-198.
- [5] Kachanov M.: *A microcrack model of rock inelasticity*. Part 1: Frictional sliding on microcracks, Mech. Mater., (1982)1, 19-28.
- [6] Kachanov M.: A microcrack model of rock inelasticity. Part 2: Propagation of microcracks, Mech. Mater., (1982)1, 29-41.
- [7] Mróz Z., Seweryn A.: *Non-local failure and damage evolution rule: application to a dilatant crack model*, J. de Physique IV, (1998)8, Pr8-257-268.
- [8] Salvadurai A.P.S.: *Boundary element modelling of geomaterial interfaces*, In. Mechanics of Geom. Interfaces (eds Salvadurai A.P.S., Boulon M.J.), Elsevier Sci. 173-197.
- [9] Seweryn A., Kulchytsky-Zhyhailo R., Mróz Z.: On the modeling of bodies with microcracks taking into account of contact of their boundaries. Appl. Problems Mech. Math., (2003)1, 141-149.

\*\*\*\*\*\*\*

Pracę wykonano w ramach projektu badawczego nr S/WM/1/03 realizowanego w Politechnice Białostockiej, finansowanego ze środków Komitetu Badań Naukowych.

\*\*\*\*\*\*

Prof. dr hab. inż. Andrzej SEWERYN Dr hab. Roman KULCZYCKI-ŻYHAJŁO Katedra Mechaniki Stosowanej Wydział Mechaniczny Politechnika Białostocka e-mail: seweryn@pb.bialystok.pl, ksh@pb.bialystok.pl

Prof. zw. dr hab. inż. Zenon MRÓZ Instytut Podstawowych Problemów Techniki Polskiej Akademii Nauk

Eksploatacja i Niezawodność nr 4/2004

# WYZNACZANIE MOMENTU RYSUJĄCEGO W BETONOWYCH ELEMENTACH ZGINANYCH

# CRACKING MOMENT IN BENDING CONCRETE ELEMENTS

W artykule przedstawiono wyniki badań własnych i obliczeń komputerowych dotyczących wyznaczania momentu rysującego w zginanych elementach betonowych. Na ich podstawie opisano zjawisko "mięknięcia" betonu w strefie zarysowania, za pomocą którego można wytłumaczyć uzyskiwanie zaniżonych wartości momentu rysującego wyznaczonego według teorii sprężystości.

Sowa kluczowe: pękanie, analizy komputerowe, teoria sprężystości

In the paper the own inwestigation and numerical calculation concerning cracking moment in bending concrete elements have been presented. Based on them tensile softening in cracking zone of concrete has been described and the explanation of too low cracking moment taken from the elastic theory has been made.

Keywords: cracking, numerical calculation, elastic theory

#### 1. Wprowadzenie

W obecnie obowiązujących przepisach normowych zarówno polskich [1] jak i zaleceniach międzynarodowych [2] podany wzór do wyznaczania momentu rysującego w zginanych elementach z betonu ma postać:

$$\mathbf{M}_{\rm cr} = \mathbf{f}_{\rm ctm} \mathbf{W}_{\rm l} \tag{1}$$

gdzie:  $f_{ctm}$  – średnia wytrzymałość betonu na rozciąganie,  $W_1 = bh^2/6$  – wskaźnik wytrzymałości przekroju na zginanie w fazie I.

Powyższy wzór wynika z założenia sprężystej pracy betonu przy rozciąganiu. Jednak wyniki badań własnych [3] jak i innych badaczy np. [4], [5] dotyczące elementów zginanych wskazują, że moment rysujący jest  $1,5 \div 2,0$  razy większy od iloczynu wytrzymałości betonu na rozciąganie osiowe i wskaźnika  $W_i$ .

W literaturze można znaleźć różne wyjaśnienia tego zjawiska. Pierwsze podejście do zagadnienia opiera się na założeniu sprężystej pracy betonu w strefie rozciąganej i przyjęciu, że w skrajnych włóknach naprężenia w chwili zarysowania są wyższe od wytrzymałości betonu na osiowe rozciąganie i osiągają wartość nazywaną wytrzymałością betonu na rozciąganie przy zginaniu  $f_{ctf}$ 

W drugim podejściu zakłada się, że beton rozciągany ma właściwości plastyczne a wykres naprężeń po stronie włókien rozciąganych elementu przyjmuje stałą wartość. Graniczna wartość odkształcenia wynosi  $2f_{cm}/E_{cm}$ . Według tej hipotezy moment rysujący oblicza się przy użyciu sprężysto-plastycznego wskaźnika wytrzymałości  $W_{fp}$ , którego wartość w przypadku elementu niezbrojonego wynosi  $W_{fp}=0,292bh^2$  i jest większa o 75% od wskaźnika  $W_{f}$ .

Knauff w pracy [5] wykazał błędność powyższego podejścia i podał sposób interpretacji wyników badań elementów poddanych działaniu momentu zginającego i siły osiowej oparty na statystycznej teorii zniszczenia materiałów kruchych. Na podstawie przeprowadzonych analiz, Knauff wskazał na istnienie wpływu skali elementu na wielkość momentu rysującego. Inne wyjaśnienie wpływu efektu skali na wielkość sił rysujących w elementach z betonu można uzyskać przy zastosowaniu mechaniki pękania. Szerokie opracowania z tego zakresu przedstawili między innymi: Bažant, Pfeiffer [6], Hillerborg, Moder, Petterson [7], Carpinteri [8]. Na ich podstawie można zauważyć następujące prawidłowości:

- wraz ze wzrostem wymiarów elementu siły rysujące maleją,
- spadek sił rysujących uwidacznia się ze wzrostem wytrzymałości betonu,
- w elementach o stosunkowo małych wymiarach tak zwana wytrzymałość na rozciągania przy zginaniu jest większa od wytrzymałości na osiowe rozciąganie.

#### 2. Zastosowanie nieliniowej mechaniki pękania do wyznaczania sił rysujących

W ramach nieliniowej mechaniki pękania można wyróżnić wiele modeli stosowanych przy analizie konstrukcji. Ideę modelu Peterssona (por. [7]), dotyczącego zarysowania betonu, pokazano na rys. 1.



Rys. 1. Model zarysowania betonu rozciąganego [7]

Pęknięcie tworzy się, gdy naprężenie w wierzchołku rysy osiągnie wytrzymałość betonu na rozciąganie  $f_{ctm}$ . Naprężenie nie spada wtedy od razu do zera, ale maleje wraz ze zwiększaniem się szerokości rozwarcia rysy w i osiąga wartość zerową dopiero przy szerokości rysy  $w=w_i$ . W tej części rysy gdzie  $w < w_i$ , istnieje strefa zarysowania (mikrospękań), w której istnieją jeszcze więzy pozwalające na przenoszenie naprężeń. W związku z tym, że przy otwieraniu rysy należy pokonać te więzy, absorbowana jest również energia. Ilość energii potrzebnej do utworzenia rysy o powierzchni jednostkowej wynosi:

$$G_F = \int_0^{w_f} \sigma \, dw \tag{2}$$

co odpowiada powierzchni ograniczonej osiami układu współrzędnych i wykresem  $\sigma$ -*w*, otrzymanym w próbie osiowego rozciągania (rys. 2.a). Przy zastosowaniu proponowanego modelu do analiz numerycznych krzywa  $\sigma(w)$  może być zastąpiona prostszymi funkcjami np. liniową (rys. 2.b). Wykorzystując powyżej przedstawiony model betonu w obliczeniach komputerowych można dokładniej prześledzić i opisać proces powstawania rys w zginanych elementach betonowych. W dalszej części artykułu zaprezentowano wyniki badań własnych oraz wyniki obliczeń, na podstawie których dokonano próby wyjaśnienia większej rysoodporności betonowych elementów zginanych niż wynikałoby to z teorii sprężystości.

#### 3. Wyniki badań i obliczeń komputerowych

Badania doświadczalne, które zostały przeprowadzone w laboratorium WIBiS, dotyczyły zginanych belek betonowych wolno podpartych o długości 3m, rozpiętości 2,7m i przekroju 0,15 × 0,30m. Wykonano 3 belki z betonu o następujących cechach: wytrzymałość na ściskanie  $f_{cm}$ =20,54 MPa, wytrzymałość na rozciąganie $f_{cm}$ =1,48MPa, moduł sprężystości betonu  $E_{cm}$ =22118MPa, energia pękania  $G_{r}$ =82,95Nm/m<sup>2</sup>.

Stanowisko badawcze zostało zaprojektowane w ten sposób, aby możliwa była obserwacja pracy belki w zakresie pokrytycznym. Obciążenia zadawano w postaci 2 sił skupionych skierowanych do góry, przyłożonych w 1/3 rozpiętości belki. Zastosowano metodę obciążania polegającą na wymuszaniu przemieszczeń. W wyniku przyjęcia odwróconego schematu obciążenia i po uwzględnieniu wpływu ciężaru własnego największe wartości momentów zginających uzyskano w przekrojach, gdzie przyłożone było obciążenie zewnętrzne. W pobliżu jednego z tych przekrojów powstawała też rysa niszcząca, która przebiegała prostopadle do osi belki.

Uzyskany w badaniach średni moment rysujący wyniósł  $M_{cr,E}$ =5,08kNm i był większy o 52,5% od wartości teoretycznego momentu rysującego, wyznaczonego na podstawie wzoru (1)  $M_{cr,T}$ =3,33kNm.

W celu dokładniejszego przeanalizowania rozkładu naprężeń w przekroju powstawania rysy w badanych belkach wykonano analizy numeryczne za pomocą programu ALGOR opartego na metodzie elementów skończonych (MES). Zamodelowano ele-



*Rys. 2. Typowy wykres* σ–*w otrzymywany w próbie osiowego rozciągania a), zależność* σ–*w przyjmowana do analiz numerycznych b)* 

ment odpowiadający połowie belki badawczej ze strefą zarysowania w przekroju najbardziej wytężonym. Po przeprowadzeniu analizy wpływu szerokości strefy zarysowania  $w_c$  na wyniki obliczeń (por. [9]) przyjęto  $w_c=10$ mm. Cechy betonu w obliczeniach MES są takie same jak w belkach badawczych. Do opisu właściwości betonu poddanego rozciąganiu użyto zależności  $\sigma-\varepsilon$  i  $\sigma$ -w wg zaleceń CEB-FIP [10] (rys.3). W [11] wykazano, że taki opis pracy betonu lepiej koresponduje z wynikami badań doświadczalnych niż liniowa funkcja  $\sigma$ -w pokazana na rys 2.b.

W wyniku obliczeń zostały wyznaczone przemieszczenia węzłów i składowe naprężeń. W obliczeniach zarysowanie nastąpiło przy sile zewnętrznej P=5,19kN, co po uwzględnieniu ciężaru własnego daje moment  $M_{cr,MES}=5,18$ kNm. Uzyskana wartość jest niewiele większa od momentu rysującego uzyskanego podczas badań. Na podstawie obliczeń komputerowych sporządzono wykres naprężeń normalnych na wysokości belki w przekroju zarysowania (rys. 4).

Na podstawie uzyskanego wykresu naprężeń (rys. 4) można prześledzić przebieg procesu powstawania rysy i tzw. "mięknięcia" betonu w strefie zarysowania. W skrajnych włóknach rozciąganych (górnych) już przy sile *P*=3,1kN naprężenie osiągnęło wartość równą wytrzymałości betonu na rozciąganie  $\sigma_{xx}=f_{ctm}$  a mimo to możliwe było dalsze obciążanie belki. W kolejnych etapach obciążania wartość naprężenia w betonie w skrajnych włóknach rozciąganych zmniejszała się do zera. Jednocześnie, w coraz to bardziej oddalonych włóknach betonu wartość naprężenia osiągała maksimum  $\sigma_{xx}=f_{ctm}$  a potem również malała.

#### 4. Podsumowanie

Wykonane obliczenia komputerowe oraz wyniki badań własnych potwierdzają możliwość uzyskiwania wyższych momentów rysujących w elementach zginanych niż wynikałoby to z teorii sprężystości - wzór (1). Wyjaśnienie tego faktu można znaleźć przy zastosowaniu nieliniowej mechaniki pękania. "Miękniecie" betonu przy rozciąganiu zachodzi, gdy jest możliwość przejęcia nadmiaru wytężenia z włókien najbardziej wytężonych na włókna mniej wytężone znajdujące się w ich sąsiedztwie. Zjawisko stopniowego rozwoju mikrozarysowania i przenoszenia naprężeń może zatem wystąpić w przekrojach zginanych. Nie występuje natomiast w przekrojach rozciąganych osiowo, w których cały przekrój w strefie zarysowania jest tak samo wytężony.



Rys. 3. Model betonu rozciąganego według [10]: a) beton niezarysowany; b) beton zarysowany



Rys. 4. Wykres naprężeń normalnych w przekroju przez rysę

## 5. Literatura

- [1] PN-B-03264:2002 Konstrukcje betonowe, żelbetowe i sprężone. Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [2] Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1, 2001.
- [3] Słowik M.: Analiza nośności elementów z betonu słabo zbrojonego z uwzględnieniem stanów granicznych użytkowania. Rozprawa doktorska, Lublin, 2000.
- [4] Dąbrowski K.: *Prostokątne elementy zginane z betonu słabo zbrojonego*. Towarzystwo Naukowe Ekspertów Budownictwa w Polsce, Warszawa, 1962.
- [5] Knauff M.: *Tensile Strength of Concrete in Elements Subjected to Combined Bending and Axial Force*. CEB 27-th Plenary Session, Warsaw, June 1990, 59-67.
- [6] Bažant Z.P., Pfeiffer P.A.: Determination of Fracture Energy from Size Effect and Brittlenes Number. ACI Materials Journal, Nov.-Dec. 1987, 463-480.
- [7] Hillerborg A., Modeer M., Petersson P. E.: *Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements.* Cement and Concrete Research, Vol. 6, 1976, 773-782.
- [8] Carpinteri A.: *Cracking of Strain-Softening Materials*. Numerical Methods in Theoretical and Applied Fracture Mechanics. CISM, Udine, 1992.
- [9] Słowik M., Błazik-Borowa E.: The Influence of the Width of the Fracture Process Zone on Numerical Calculations Concerning Concrete Beams. 33-rd Solid Mechanics Conference, Zakopane 2000, Volume of Abstracts, 361-362.
- [10] CEB-FIP Model Code 1990 Bulletin d'information No. 196.
- [11] Słowik M., Błazik-Borowa E.: Weryfikacja doświadczalna wybranych modeli betonu rozciąganego. XLV Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB, Krynica 1999, Problemy Naukowo-Badawcze Budownictwa, Tom 4, 59-66.

## Dr inż. Marta SŁOWIK

Katedra Konstrukcji Budowlanych WIBiS, Politechnika Lubelska e-mail: m.slowik@pollub.pl

## Dr inż. Ewa BŁAZIK-BOROWA Katedra Mechaniki Budowli WIBiS, Politechnika Lubelska e-mail: e.blazik-borowa@pollub.pl

# NUMERYCZNA SYMULACJA PROCESU ODSPAJANIA SKAŁY GŁOWICĄ SKRAWAJĄCO - ODŁUPUJĄCĄ

# NUMERICAL SIMULATION OF ROCK SEPARATION PROCESSBY CUTTING PRISSING HEAD

W artykule przedstawiono wstępne wyniki analizy MES oddziaływania na skałę eksperymentalnej głowicy skrawająco-odłupującej. Stwierdzono silny wpływ siatki MES, na jakość i dokładność symulacji.

Słowa kluczowe: MES, urabianie, głowica skrawająca

In the article has been presented the results of the FEM analysis concerned of reactions results the cutting- prising head. Mesh type has been very important for results quality.

Keywords: FEM, mining, cutting head

#### 1. Wprowadzenie

Od szeregu lat poszukuje się skutecznych metod zwiększenia ilości grubych sortymentów węgla pozyskiwanych w procesie urabiania głowicami frezującymi. Jednym z postulowanych rozwiązań jest budowa głowic tzw. skrawająco- odłupujących. Obszerne badania, aczkolwiek nie pozwalające jeszcze na zadowalające wyjaśnienie mechaniki procesu urabiania tymi głowicami, zostały przeprowadzone w Niemczech [6]. Jedno z badanych rozwiązań konstrukcyjnych głowic ilustruje rys. 1.

Obserwowane trajektorie odspojeń skały w trakcie urabiania, ilustruje z kolei rys. 2.

Jak wynika z rysunku 2, w rozpatrywanym przekroju obserwowano głównie prostoliniowe trajektorie odspojeń, nachylone pod pewnym kątem względem kierunku skrawania.



Rys. 1. Głowica ferezująco- odłupująca, wg [6]



Rys. 2. Trajektorie odspojeń obserwowane w trakcie badań [6]

#### 2. Analiza numeryczna oddziaływania badanej głowicy na skałę

Z uwagi na skąpy materiał badawczy prezentowany w literaturze, oraz próby laboratoryjne prowadzone w CMG KOMAG, powstała koncepcja przeprowadzenia szczegółowych badań numerycznych procesu odspajania, w oparciu o Metodę Elementów Skończonych).

Celem badań numerycznych było między innymi zbadanie mechanizmu formowania wióra, poznanie rozkładów naprężeń i dyslokacji w strefie oddziaływania eksperymentalnej głowicy, opracowanie modelu oddziaływania tej głowicy na materiał skalny. Model ten poddany zostanie także weryfikacji w badaniach doświadczalnych.

Przyjęto założenie, że badania powinny doprowadzić do określenia warunków mechanicznych tworzenia dużych odłamków skalnych. Może to być podstawą do optymalizacji i doskonalenia postaci konstrukcyjnej opisywanej, eksperymentalnej głowicy frezująco- odłupującej.

Z uwagi na bardzo skąpą literaturę istniejącą w poruszanym temacie, na etapie poszukiwań modelu oddziaływania badanej głowicy na skałę, rozpatrzono dwa przypadki (rys. 3). Analizę prowadzono w płaszczyźnie przekroju osiowego głowicy, poprowadzonego równolegle do spągu. W pierwszym przypadku założono (rys. 3a), że we wrębie wykonanym przez noże usytuowane na tarczy podcinającej 1, występuje nacisk p powstający w wyniku istnienia na tychże nożach, tzw. składowej odporowej (prostopadle do dna bruzdy), co wynika z teorii urabiania narzędziami skrawającymi. Przyjęto zatem, że istnienie wspomnianego nacisku może mieć istotne znaczenie dla miejsca inicjacji jak i kierunku propagacji szczeliny towarzyszącej powstawaniu elementu wióra. Założono także, że tarcza odłupująca oddziałuje na powstały próg skalny z siłą P, odchyloną od normalnej do powierzchni tej tarczy, o kąt tarcia skały i tarczy ( $\varphi$ ).

W drugim przypadku przyjęto uproszczenie, polegające na odrzuceniu wpływu nacisku noży na dno wrębu, jako mało istotne, z uwagi na układ sił oraz asymetrię wytrzymałości skały ( $f_c/f_r$  często waha się w przedziale 10÷15 i więcej). Przyjęto zatem, że na powstały (w wyniku działania tarczy podcinającej) próg skalny, działa jedynie siła naporu tarczy odłupującej.

W przyjętym modelu oddziaływania głowicy frezująco- odłupującej założono wstępnie (rys.3), że odspojenie następuje wzdłuż linii prostej, pod kątem  $\alpha$ względem kierunku posuwu głowicy. Wstępnie założono także, że punkt inicjacji szczeliny zlokalizowany będzie w narożu wrębu, położonym bliżej swobodnej powierzchni skały (powierzchni obrobionej), co jest niejako zgodne z prezentowanym w literaturze modelem łamania występów skalnych pod działanie siły skupionej (rys. 4).









Rys. 3. Model obciążenia progu skalnego głowicą frezująco- odłupującą: a) z uwzględnieniem nacisku noży na dno wrębu, b) oddziaływanie tylko tarczą odłupującą (a- grubość progu skalnego, P- siła oddziaływania tarczy odłupującej na próg skalny, β- kąt tarczy odłupującej, φ- kąt tarcia skały o pobocznicę tarczy odłupującej, N- normalna do tworzącej tarczy odłupującej, T- siła tarcia tarczy odłupującej o skałę, F<sub>c</sub>- składowa siły odspajania zgodna z kierunkiem posuwu głowicy, F<sub>n</sub>- składowa siły odspajania, normalna do kierunku posuwu głowicy)



Rys. 4. Trajektoria szczeliny towarzyszącej łamaniu występów (grzebieni) skalnych o różnych kształtach i wymiarach [1, 5]

Dla celów symulacji MES, z uwagi na poczynione założenia, modele obciążenia głowicy przedstawione na rysunku 3, poddano dyskretyzacji siatką elementów skończonych, co ilustruje rys. 5. W okolicy dna wrębu, w potencjalnych obszarach pękania materiału skalnego, zagęszczono siatkę elementów skończonych. Punktowy kontakt głowicy ze skałą, wynikający ze sposobu modelowania, zastąpiono kontaktem liniowym, przebiegającym na ograniczonym obszarze kontaktu skały i tworzącej tarczy odcinającej. Jest to zgodne z rzeczywistością (zgodnie z teorią skrawania skał, w wyniku nacisku tarczy na skałę, wstępnie wypracowywane są warunki do przenoszenia obciążenia z tarczy na skałę, poprzez niewielkie wykruszenia skały i tworzenie powierzchni kontaktu umożliwiającej przenoszenie przez skałę większych obciążeń).

Węzłom brzegowym modeli, na rysunku 3 podpartym podporami ciągłymi, odebrano wszystkie stopnie swobody. Z uwagi na ograniczenia używanego sytemu MES ALGOR, siłę skupioną *P*, do celów analizy MES, zastąpiono równoważnym obciążeniem ciągłym, rozłożonym w węzłach kontaktu tarczy odłupującej i skały.

Analizę propagacji szczeliny towarzyszącej odspajaniu elementu wióra prowadzono metodą "traconych elementów" z wykorzystaniem systemu MES ALGOR, którego możliwości zostały poszerzone, poprzez opracowanie własnych, autorskich programów umożliwiających analizę tego zagadnienia [2, 3].

Parametry wytrzymałościowe skały modelowej to: moduł Younga  $E = 2x10^4$ MPa, liczba Poissona v = 0,2, wytrzymałość na jednoosiowe rozciąganie  $f_t = 2$ MPa oraz wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie  $f_c = 20$ MPa. Wykorzystano warunek plastyczności Podgórskiego [4]. Kąt tarcia skały o arczę odłupującą ( $\varphi$ ), w początkowym etapie analiz przyjęto równy 6<sup>0</sup> (co odpowiada współczynnikowi tarcia  $\mu = 0,105$ ).

Dla tak poczynionych założeń, otrzymano wyniki, które prezentują rysunki 6-8.

Jak wynika z rysunku 6, kształt propagacji szczeliny w obu przypadkach jest niemal identyczny. Podobnie jak i miejsce początku penetracji szczeliny jest w obu przypadkach identyczne. Potwierdza to brak istotnego wpływu nacisku noży we wrębie, na powstawanie i rozwój szczeliny towarzyszącej odspajaniu elementu skały.

Typowy rozkład naprężeń minimalnych u wierzchołka szczeliny, ilustruje z kolei rys. 7.

Celem rozpoznania wpływu warunków symulacji na rozwój szczeliny towarzyszącej powstawaniu wióra, w tym zwłaszcza wartości kąta  $\varphi$ , przebadano różne warianty oddziaływania tarczy odłupującej na próg skalny. Uzyskane wyniki ilustruje rysunek 8.

Z rysunku 8 ewidentnie wynika, że wzrost tarcia pomiędzy skałą a tarczą odłupującą wpływa wyraź-



Rys. 5. Dyskretyzacja przyjętych modeli obciążenia progu skalnego siłą oddziaływania głowicy frezująco- odłupującą



Rys. 6. Przebieg propagacji szczeliny dla  $\varphi = 6^{\circ}$ : a) obciążenia dna wrębu i progu skalnego (jak na rys. 5a), b) obciążenia tylko progu skalnego naporem głowicy odłupującej (jak na rys. 5b)

# NAUKA I TECHNIKA



Rys. 7. Rozkład naprężeń minimalnych w okolicy wierzchołka szczeliny: a) model wg rys. 5a, b) model wg rys. 5b

nie na wzrost zasięgu propagacji szczeliny. Przyjęty sposób dyskretyzacji modelu wykazuje jednak szereg istotnych wad. Ujawnia się to w głównej mierze tym, że początkowo szczelina penetruje wzdłuż granicy zagęszczonych obszarów modelu, zgodnie z kierunkiem posuwu głowicy. W dalszej kolejności, rozwój ten charakteryzuje się nieregularnym (skokowym) charakterem rozwoju szczeliny. Taki mechanizm pękania wskazuje na prawdopodobieństwo złej dyskretyzacji siatki.



Rys. 8. Wpływ wartości kąta tarcia skały o tarczę odłupującą na penetrację szczeliny: a)  $\varphi = 12^{\circ}$  $(\mu = 0,21), b) \varphi = 24^{\circ} (\mu = 0,45)$ 

#### 3. Podsumowanie

Wyniki przeprowadzonych, numerycznych badań procesu odłupywania elementów skały, głowicą frezująco- odłupującą, można uznać za obiecujące. Ewentualne, dalsze badania z wykorzystaniem doskonalszych metod dyskretyzacji modelu, powinny znacząco poprawić jakość analizy oraz pozwolić pełniej opisać mechanizm odspajania większych brył skalnych, badaną głowicą frezująco- odłupującą.

#### 4. Literatura:

- [1] Opolski T.: Urabianie mechaniczne i fizykalne skał. Wydawnictwo "Śląsk", Katowice 1982.
- [2] Podgórski J., Jonak J.: Zagadnienie pękania w procesach skrawania skał. ZN Politechniki Białostockiej, s. Mechanika, z. 24, 2001.
- [3] Podgórski J.: Influence Exerted by Strength Criterion on the Direction of Crack Propagation in the Elastic-Brittle Material. Journal of Mining Science, 38 (4), pp. 374- 380; July 2002.
- [4] Podgórski J.: *General Failure Criterion For Isotropic Media*. Journal of Engineering Mechanics, Vol. 111, No 2, 1985, pp. 188-201.
- [5] Teale R.: Studies in rock working. I MRE Rep. Nr 2113, 1958.
- [6] Eichbaum F.: Schneidend- brechende Gewinnung mit der Schneidscheibe. Experimentell und theoretische Untersuchungen. Gluckauf- Betriebsbucher, Band 22, Verlag Gluckauf GMBH Essen, 1980.

Mgr inż. Zbigniew SZKUDLAREK CMG KOMAG Gliwice e-mail: zszkudlarek@komag.gliwice.pl

Dr inż. Jerzy PODGÓRSKI Katedra Mechaniki Budowli Politechnika Lubelska e-mail: j.podgorski@pollub.pl

Dr hab. inż. Józef JONAK, prof. PL Katedra Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechnika Lubelska e-mail: j.jonak@pollub.pl

# ZUŻYCIE OSTRZA NARZĘDZIA, A ZMIANA PARAMETRÓW TOCZENIA W KOLEJNYCH ZABIEGACH

# THE WASTE OF TOOL BLADE, AND A CHANGE OF TURNING PARAMETERS IN NEXT CUTS

W artykule przedstawiono krótki przegląd podstaw teoretycznych zużycia narzędzi skrawających oraz wybrane wyniki badań wstępnych zużycia ostrza narzędzia w aspekcie zmian parametrów toczenia w kolejnych zabiegach.

Słowa kluczowe: toczenie, zużycie narzędzia

In article was introduced the short review of theoretical bases' of cutting tools waste and the chosen results of preliminary investigation of waste blade tool in aspect of turning parameters changes in next cuts.

Keywords: turning, tool waste

#### 1. Wprowadzenie

Obróbka skrawaniem jest najstarszą ze znanych i stosowanych do dzisiaj form procesów wytwarzania w budowie maszyn. Wszystko wskazuje na to, że jeszcze przez długie lata nie jest w stanie wyprzeć jej z procesów wytwarzania inna metoda. Należy przypuszczać, że jej udział stale będzie wzrastał, zwłaszcza w obróbce dokładnej. Daje się to łatwo zauważyć obserwując postęp zarówno w budowie maszyn technologicznych opartych na procesie obróbki skrawaniem, jak również w powstawaniu nowych konstrukcji i materiałów stosowanych do produkcji narzędzi skrawających. Bardzo wyraźnie można to było zobaczyć chociażby na Międzynarodowych Targach Poznańskich MACHTOOL 2004, które odbywały się w dniach 14-17 czerwca 2004r. Targi te zgromadziły krajową i światową czołówkę producentów maszyn, narzędzi i oprzyrządowania niezbędnego w obróbce skrawaniem.

Proces obróbki skrawaniem stanowi zespół wzajemnie powiązanych i oddziałujących na siebie zjawisk warunkujących przebieg procesu dekohezji obrabianego przedmiotu. Szczególną rolę w procesie dekohezji materiału odgrywa narzędzie skrawające a zwłaszcza jego odpowiednie fragmenty - część ostrza biorąca bezpośredni udział w skrawaniu. Na rodzaj i intensywność oddziaływań prowadzących do zdjęcia naddatku wpływa szereg czynników. Do najistotniejszych zalicza się:

- własności fizyczne współpracującej pary materiał ostrza - materiał obrabiany tj. struktura, twardość, wytrzymałość, plastyczność, przewodnictwo cieplne i elektryczne,
- 2. cechy geometryczne ostrza,
- parametry technologiczne skrawania posuw, prędkość i głębokość skrawania,
- 4. własności mechaniczne układu obrabiarka

   uchwyt narzędzie (w szczególności zachowanie się układu obróbkowego w warunkach zmiennych obciążeń dynamicznych),
- 5. intensywność i stan zużycia ostrza.

Zmiana jednego z powyższych czynników prowadzi do ilościowych i jakościowych zmian charakterystyk stanu przedmiotu obrabianego i narzędzia.

Proces zużywania się narzędzia skrawającego jest tematem wielu publikacji i rozpraw naukowych. W literaturze przedmiotu można wyróżnić dwa zasadnicze kierunki badań. Pierwszy z nich, poznawczy zajmuje się przede wszystkim zjawiskami i mechanizmami warunkującymi przebieg procesu zużycia ostrzy. Drugi kierunek obejmuje głównie problemy doboru cech konstrukcyjnogeometrycznych narzędzi, wyboru wskaźników zużycia i kryteriów stępienia ostrzy oraz zaleceń eksploatacyjnych. Podział ten nie ma ostrej granicy ze względu na to, że wymienione kierunki badań są ze sobą ściśle powiązane i uzupełniają się.

## 2. Kierunki badań

Badania nad procesem skrawania jak i zużywania się narzędzi skrawających mają istotne znaczenie szczególnie w obecnej dobie. Obserwowany rozwój automatyzacji procesów wytwarzania a zwłaszcza systemów automatycznego sterowania powoduje korzystanie zarówno z narzędzi jak i obrabiarek o wysokiej jakości i niezawodności. W rozwoju ubytkowego kształtowania materiałów wysoką pozycję zajmuje obróbka z dużymi prędkościami skrawania HSC (High Speed Cutting). Stosowanie tego rodzaju obróbki daje konkretne korzyści ekonomiczno-technologiczne. Do jej zalet zaliczyć można: większą wydajność procesu obróbki, lepszą jakość powierzchni, zredukowane siły skrawania, korzystniejsze właściwości cieplne [1]. Stosując konwencjonalne sposoby obróbki, można uzyskiwać skracanie czasów wytwarzania tylko w bardzo uwarunkowanym zakresie. Główne możliwości oszczędności czasu realizacji stwarza obecnie obróbka z dużymi prędkościami. Relatywnie ogromne prędkości przesuwu, zapewnione przez napędy liniowe najnowszych HSC-centrów obróbkowych, umożliwiają skrócenie nieproduktywnych czasów pomocniczych oraz zwiększoną prędkość i elastyczność manipulowania narzędziami z wykorzystaniem jednoczesnego nadzorowania stanu narzędzi przed każda ich wymianą.

Równolegle z wprowadzaniem i rozwojem HSC prowadzone są badania i wdrożenia obróbki wysokowydajnej HPC (High Performance Cutting, High Productive Cutting). Obróbka HPC prowadzona jest z mniejszymi niż HSC prędkościami skrawania, ale za to z większymi wartościami posuwu. Podczas gdy HSC wymaga maszyn dysponujących dużą prędkością obrotową wrzecion i dużymi prędkościami przesuwów w poszczególnych osiach. HPC jest ukierunkowana również na wzrost wydajności ubytkowej uzyskiwany na istniejących, konwencjonalnych obrabiarkach. Obróbka wysokowydajna HPC łączy zalety obróbki HSC w odniesieniu do obróbki wykańczającej z dużą wydajnością ubytkową uzyskiwaną podczas obróbki zgrubnej, dzięki stosowaniu średnich prędkości skrawania i dużych posuwów narzędzia.

## 3. Charakterystyka procesu zużycia

Zużywanie się ostrzy narzędzi determinowane jest szeregiem czynników i zjawisk składających się na proces skrawania. Przebiega ono w warunkach wysokich temperatur i nacisków powierzchniowych. Sumarycznie, zużycie ostrza skrawającego jest wynikiem nakładania się oraz wzajemnych interakcji kilku, a czasami kilkunastu, elementarnych procesów zużycia. Do nich zaliczane są między innymi zużycie me-

chaniczne, adhezyjne, dyfuzyjne, chemiczne, cieplne itd. Procesy te występują w określonych warunkach, reprezentowanych przez określone wartości technologicznych parametrów procesu skrawania i temperatury. Objawami zużycia narzędzia mogą być: zmiany kształtu i geometrii ostrza, pęknięcia, ubytki materiału, zmiany właściwości warstwy wierzchniej itp. W odniesieniu do przedmiotu obrabianego zużywanie narzędzia objawia się pogorszeniem stanu powierzchni obrobionej oraz dokładności wymiarowokształtowej (wzrost chropowatości powierzchni, przekroczenie zadanych granic tolerancji wymiarów oraz kształtu, zmiany postaci i kształtu wióra). Zużycie ostrza narzędzia identyfikowane może być przez jeden lub więcej wskaźników (geometrycznych, technologicznych, fizykalnych, ekonomicznych) [2]. Znajomość charakteru i rozwoju zużycia ostrzy skrawających ma pewne wymierne korzyści. Pozwala na wyznaczenie trwałości ostrza narzędzia, której estymacja umożliwia: ustalenie strategii wymiany, uniknięcie przyspieszonego zniszczenia narzędzia, kompensację zużycia w trybie on-line, optymalizację procesu w oparciu o kryterium ekonomiczności itp. System prognozowania rozwoju zużycia ostrza narzędzia skrawającego powinien więc w swojej strukturze uwzględniać: właściwości fizyczne, geometryczne i cieplne ostrza narzędzia i materiału obrabianego, mechanizm tworzenia i spływu wióra, poziom sił, mocy i temperatury skrawania, naprężenia, zjawiska generowania drgań oraz sygnałów emisji akustycznej itp.

## 4. Okres trwałości narzędzi

Trwałość ostrza narzędzia charakteryzuje się w sposób bezpośredni czasem skrawania lub pośredni liczbą wykonanych operacji, części bądź długości drogi skrawania do osiągnięcia stanu stępienia ostrza. W przypadku ciągłego styku ostrza z obrabianym przedmiotem okres trwałości ostrza jest równocześnie okresem trwałości narzędzia [3].

Stępienie noża może osiągnąć takie wartości, że następuje utrata właściwości skrawnych narzędzia i proces obróbki nie może być prowadzony. Stopień zużycia ostrza jest oceniany za pomocą wielu kryteriów, które można podzielić warunkowo na cztery grupy:

- kryteria technologiczne to jest grupa, która prowadzi najpierw do zmiany mikro i makro geometrycznych parametrów przedmiotu obrabianego (chropowatość, niedokładność wymiarów, kształtu) a po drugie - do utrudnionego (niebezpiecznego) ruchu wióra podczas obróbki. Ta grupa kryteriów związana jest z uszkodzeniem powierzchni przyłożenia i natarcia.
- kryteria fizykalne to jest grupa, która prowadzi do zmiany parametrów towarzyszących proce-

sowi skrawania (siły, moment i moc skrawania, temperatura).

- kryteria ekonomiczne wskaźniki stępienia ostrza tej grupy związane są z kosztami eksploatacyjnymi i uwzględniamy je w produkcji masowej.
- kryteria geometryczne zmiana wymiarów ostrza noża charakteryzowana jest przez szereg wskaźników, które w Polsce określa norma PN-83/ M-58350 "Badania trwałości noży tokarskich". Należy tutaj wymienić rodzaje zużycia: mechaniczne, chemiczne, adhezyjne, dyfuzyjne.

W rzeczywistych warunkach powinno występować jedno kryterium obejmujące wszystkie czynniki. Oczywiście geometryczna ocena stępienia noża jest najbardziej wygodna dla tych celów. Określenie liczbowych wartości parametrów zużycia ostrza może być prowadzone trzema sposobami:

- geometryczny przez określenie maksymalnej wartości zmiany "zużywanego" geometrycznego parametru,
- 2. czasowy przez określenie maksymalnego czasu pracy narzędzi bez remontu,
- kombinowany z wykorzystaniem dwóch pierwszych z uwzględnieniem intensywności zużycia.

Najważniejsze wskaźniki geometryczne oceny zużycia noża przedstawia rys. 1.

Widniejące na rys. 1 wskaźniki to:

- $VB_{B}$  średnia szerokość pasma zużycia,
- KT największa głębokość rowka.

Wartości wskaźników zużycia geometrycznego ostrza zostały znormalizowane i stabelaryzowane. Polska Norma PN-83/M-58350 określa te wartości na określonym poziomie. Przedstawia je tabela 1.



Rys. 1 Parametry oceny zużycia ostrza noża tokarskiego [3]

Wg zaleceń ISO trwałość ostrza należy określać z krzywej naturalnego zużycia, uzyskanej z pomiarów wskaźnika zużycia.

#### 5. Wstępne wyniki badań

W ramach badań nad zużyciem ostrza narzędzia w aspekcie zmian parametrów toczenia w kolejnych zabiegach przeprowadzono szereg pomiarów zmian siły skrawania i stępienia ostrza. Badania prowadzone były na próbkach wykonanych ze stali 45 w stanie znormalizowanym o średnicy  $\phi$ =48mm. Próbka była wstępnie przetoczona z posuwem 1,5 mm/obr w celu uzyskania dużej chropowatości powierzchni. Proces skrawania prowadzony był przy użyciu noża składanego z wymienną płytką typu SNMM 120404 S30S/ P30 firmy Baildonit. Badania prowadzono dla trzech prędkości obrotowych: 710, 1000 i 1400 obr/min. Dla każdej z prędkości obrotowych prowadzono pomiary w trzech zakresach posuwu: 0,75mm/obr, 0,5 mm/obr, 0,25 mm/obr i 0,15 mm/obr. Pomiary prowadzono ze stałą głębokością skrawania a =0,5mm. W wyniku przeprowadzonych badań wstępnych uzyskano następujące wielkości stępienia ostrza w kolejnych przejściach narzędzia przy zmianie parametrów toczenia (tab. 2).

	Wskaźnik stępienia							
Materiał ostrza	$VB_B$	VB <sub>max</sub>	$VB_N$	KT	KE	$R_a$	Inne	
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[µm]		
Stal szybkotnąca	0,3	0,6	nie ustala się			Zużycie katastroficzne		
Węgliki spiekane	0,3	0,6	1,0	0,06÷0,3f f- posuw	0,4 IT	0,4 0,8 1,6 3,2 12,5	Gwałtowne pogorszenie jakości powierzchni, zużycie katastroficzne	
Ceramika czysta	0,3	0,6	nie ustala się				Zużycie katastroficzne	

Tab. 1. Wielkości stępienia ostrza wg PN-83/M-58350

Tab. 2. Przykładowe wyniki badań wstępnych.

Prędkość obrotowa próbki [obr./min]	Posuw [mm/obr]	I przejście	II przejście	III przejście	IV przejście
710	0,75	0,811	0,162	0,287	0,316
1000	0,75	0,237	0,194	0,197	0,229
1400	0,75	0,535	0,291	0,232	0,298

## 6. Literatura

- [1] Oczoś K.: *Ogólna charakterystyka tendencji rozwojowych w zakresie obróbki ubytkowej*. Materiały z seminarium: Nowe technologie obróbki metali. Współpraca między sferą B + R a polskim przemysłem maszynowym i odlewniczym. Agencja techniki i technologii Warszawa 1998, str. 5-28
- [2] Bernat P., Grzesik W., Kwiatkowska E.: Akwizyja i analiza informacji o procesie skrawania z wykorzystaniem wielosensorowego systemu pomiarowego, Materiały Sekcji Podstaw Technologii KBN nr 54, Opole, s. 33-42, 1995
- [3] Grzesik W.: Podstawy skrawania materiałów metalowych, WNT, W-wa 1998

Mgr inż. Andrzej WARTACZ Katedra Stereomechaniki Inżynierskiej Politechnika Lubelska

Dr hab. inż. Antoni ŚWIĆ prof. PL Dr inż. Jarosław ZUBRZYCKI Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych Politechnika Lubelska e-mail: j.zubrzycki@pollub.pl

# METODA BADAŃ WŁAŚCIWOŚCI SMARNYCH CIECZY OBRÓBKOWYCH

# THE METOD OF INVESTIGATIONS OF LUBRICATING PROPERTIES OF CUTTING FLUIDS

W artykule przedstawiono budowę nowego stanowiska do badań właściwości smarnych cieczy obróbkowych. Wymieniono zalety i wady tej metody badań. Podano też przykładowe wyniki badań przeprowadzonych tą metodą

Słowa kluczowe: właściwości smarne, ciecz obróbkowa

In this paper a new tester intended for investigations of lubricating properties of cutting fluids has been presented. Advantages and disadvantages this method has been described. The exemplary results of investigations in this range have been presented.

Keywords: lubricating properties, cutting fluid

#### 1. Wstęp

Skrawanie materiałów bardzo często odbywa się w środowisku specjalnie doprowadzonych do strefy skrawania cieczy, nazywanych cieczami obróbkowymi. Ciecze te spełniają w procesie skrawania szereg funkcji [3, 5, 6], a jedną z najważniejszych jest funkcja smarowania, to znaczy zmniejszania tarcia między powierzchniami roboczymi narzędzia skrawającego a materiałem obrabianym.

Proces skrawania charakteryzuje się występowaniem bardzo dużego współczynnika tarcia między narzędziem a materiałem obrabianym. W pobliżu krawędzi skrawającej zachodzi tarcie fizycznie suche i technicznie suche [8]. Obecność cieczy obróbkowych sprzyja występowaniu tarcia mieszanego. Oddziaływanie cieczy na tarcie w procesie skrawania zależy też od parametrów technologicznych obróbki. Przy skrawaniu niektórych metali z dużymi prędkościami obserwuje się zjawisko pękania materiału obrabianego przed przemieszczającym się ostrzem narzędzia, dzięki czemu przedostająca się do powstałej szczeliny ciecz obróbkowa powoduje zmianę warunków tarcia [8].

Ocena właściwości smarnych cieczy obróbkowych może być dokonywana w oparciu o analizę teoretyczną lub badania doświadczalne. Analiza teoretyczna, obejmująca skład chemiczny cieczy oraz budowę ich molekuł, umożliwia wstępną ocenę przydatności danej cieczy w charakterze medium obróbkowego [1, 2].

Badania doświadczalne cieczy obróbkowych mogą być prowadzone bezpośrednio w procesie ob-

róbki skrawaniem lub na specjalnych urządzeniach testowych.

Największe znaczenie praktyczne mają badania efektywności cieczy obróbkowych przeprowadzane w czasie obróbki skrawaniem. Badania takie umożliwiają określenie wpływu cieczy obróbkowych na przebieg procesu skrawania (zużycie narzędzi, siły skrawania, drgania układu OUPN, temperatura skrawania) i rezultaty tego procesu (dokładność obróbki, stan warstwy wierzchniej obrobionego przedmiotu) [6, 9]. Na podstawie badań mogą być sformułowane zalecenia odnośnie stosowania cieczy obróbkowych dla poszczególnych sposobów obróbki. Jednakże przeprowadzenie takich badań wiąże się ze znacznymi kosztami.

Taniej i szybciej można przeprowadzić badania cieczy obróbkowych na specjalnych urządzeniach testowych. Znanych jest wiele takich urządzeń, które różnią się budową węzła tarcia, wielkościami identyfikowanymi podczas próby testowej, przebiegiem zużycia elementów węzła tarcia [10].

Jednym z najczęściej stosowanych urządzeń do badania właściwości trybologicznych cieczy obróbkowych jest aparat czterokulowy [4, 7].Węzeł tarcia w tym aparacie stanowią cztery kulki ze stali łożyskowej. Trzy kulki dolne, zamocowane nieruchomo w uchwycie, dociskane są z rosnącą siłą do kulki czwartej, która zamocowana jest w obracającym się wrzecionie. Wszystkie kulki zanurzone są w badanej cieczy. Miarą skuteczności smarowania jest graniczne obciążenie, przy którym następuje zatarcie kulek.

Warunki tarcia panujące w aparacie czterokulowym w dużym stopniu odbiegają od warunków występujących w strefie skrawania materiałów. Dlatego też podjęte zostały prace nad skonstruowaniem własnego stanowiska do badania właściwości smarnych cieczy obróbkowych.

#### 2. Budowa stanowiska badawczego

Schemat stanowiska do badania właściwości smarnych cieczy przedstawiony został na rys. 1. Para trąca, składająca się z próbki 9 i przeciwpróbki 8, jest zanurzona w badanej cieczy, wypełniającej zbiornik 1. Mająca kształt pierścienia przeciwpróbka 8 jest zamocowana w wrzecionie 5, które wprawiane jest w ruch obrotowy przez silnik 3 za pośrednictwem przekładni pasowej 4. Licznik 6 wskazuje liczbę obrotów, a prędkościomierz 7 – prędkość obrotową wrzeciona. Próbka 9, zamocowana w uchwycie 12, dociskana jest do przeciwpróbki 8 za pomocą sprężyny 10 (poprzez układ dźwigniowy). Czujnik 11 umożliwia rejestrację wielkości zużycia próbki i przeciwpróbki (łącznie).

Układ grzejny 13 służy do podgrzewania badanej cieczy do założonej temperatury. Zadaniem mieszadła 2 jest wyrównywanie temperatury cieczy w całej objętości zbiornika.

Moment tarcia przenoszony jest na ułożyskowany wał 16, do którego przytwierdzona jest belka 15 (drugi koniec belki połączony jest z korpusem urządzenia). Na belce tej naklejone są tensometry połączone z układem wzmacniająco – rejestrującym 14, który umożliwia ciągły pomiar siły tarcia (po uprzednim wywzorcowaniu).

#### 3. Możliwości badawcze stanowiska

Para trąca odzwierciedla współdziałanie materiału obrabianego (przeciwpróbka) oraz materiału części roboczej narzędzia (próbka) w procesie obróbki skrawaniem. Zatem próbki, w kształcie kuli lub trzpienia zakończonego powierzchnią płaską, walcową albo kulista, powinny być wykonane z materiałów stosowanych do wytwarzania części roboczej narzędzi skrawających, natomiast przeciwpróbki w kształcie pierścieni o średnicy zewnętrznej D = 58 mm i długości l = 20 mm wykonywane są z materiałów poddawanych obróbce skrawaniem. Tak, więc badania skuteczności smarowania cieczą obróbkową mogą być prowadzone dla różnych zestawień: materiał ostrza - materiał obrabiany. Obciążenie węzła tarcia może być stałe lub zmienne (max. 1000 N). Prędkość ślizgania się próbki po przeciwpróbce może być zmieniana w granicach 0.5 - 3 m/s. Temperaturę badanej cieczy można zmieniać w zakresie od temperatury otoczenia do 70°C.

Wielkościami mierzonymi w trakcie próby są: - siła tarcia,



Rys. 1. Schemat stanowiska do badania właściwości smarnych cieczy obróbkowych

# NAUKA I TECHNIKA



Rys. 2. Przebieg zużycia pary trącej w funkcji drogi tarcia



Rys. 3. Przebieg siły tarcia w funkcji drogi tarcia

 sumaryczne zużycie liniowe próbki i przeciwpróbki.

Zużycie indywidualne poszczególnych elementów pary trącej może być określone metodą wagową lub metodą pomiaru szerokości śladu po zakończeniu próby.

Przykładowe wyniki pomiarów uzyskane podczas próby tarcia próbki ze stali szybkotnącej w kształcie czaszy kulistej oraz przeciwpróbki ze stali konstrukcyjnej węglowej przedstawiono na rys. 2 i 3. Próby prowadzono w warunkach pełnego zanurzenia pary trącej w 5 – procentowej emulsji olejowej oraz "na sucho". Siła docisku próbki do przeciwpróbki była stopniowo zwiększana do wartości równej 550 N, a prędkość ślizgania była stała i wynosiła 0,8 m/s.

#### 4. Podsumowanie

Główną zaletą przedstawionej metody badania cieczy obróbkowych jest możliwość oceny właściwości smarnych tych cieczy w warunkach tarcia materiału ostrza narzędzia i materiału poddawanego obróbce skrawaniem. Konstrukcja stanowiska badawczego, umożliwiająca zmiany w szerokich granicach siły oddziaływania próbki na przeciwpróbkę, prędkości ślizgania elementów pary trącej oraz temperatury badanej cieczy, pozwala na prowadzenie badań w różnych warunkach tarcia. Mankamentem tej metody jest konieczność wykonywania próbek z trudnoobrabialnych materiałów, stosowanych do wykonywania części roboczej narzędzi skrawających, co wpływa na wzrost kosztów badań. Obniżenie tych kosztów można uzyskać, w przypadku próbki w kształcie kuli, poprzez kilkakrotne użycie tej samej próbki (po każdej próbie ścierania następuje obrót próbki o pewien kąt i w następnej próbie ścieranie odbywa się w innym miejscu czaszy kulistej). Również przeciwpróbka może być kilkakrotnie użyta, jeżeli po każdej próbie nastąpi przemieszczenie przeciwpróbki wzdłuż jej osi.

Przeprowadzone badania wstępne potwierdziły prawidłowość funkcjonowania stanowiska i przydatność metody badań do oceny właściwości smarnych płynów obróbkowych.

Szerokie stosowanie narzędzi skrawających, których powierzchnie robocze pokryte są warstwami przeciwzużyciowymi, skłania do rozważenia problemu skuteczności cieczy obróbkowych podczas skrawania takimi narzędziami. Prezentowane stanowisko umożliwia przeprowadzenie badań przy użyciu próbek pokrytych warstwą przeciwzużyciową.

## 5. Literatura

- [1] Berliner E.M.: Ocenka smazyvajuŝĉej sposobnosti SOŻ. STIN.(1997)8, 38-41.
- [2] Berliner E.M., Taratynow O.W.: *Dobór, według charakterystyk trybologicznych, cieczy technologicznych dla obróbki metali.* Komputerowe wspomaganie w kształceniu technicznym. PL Lublin 1994.
- [3] Dąbrowski J., Firkowski A., Gierzyńska-Dolna M.: *Ciecze obróbkowe do skrawania metali*. WNT, Warszawa 1988.
- [4] Grebanjuk M.N., Teregeria V.V., Michalczewski R., Piekoszewski W., Pytko S.: *Badania właściwości trybologicznych wybranych cieczy chłodząco smarujących*. Trybologia (1998)5, 690 697.
- [5] Grzesik W.: Podstawy skrawania materiałów metalowych. WNT Warszawa 1998.
- [6] Marzec S., Pytko S.: Trybologia procesów skrawania metali. Nowe ciecze chłodząco smarujące. Wyd. ITE Kraków 1999.
- [7] Proskuriakov Ju.G., Isaev V.M.: Smazoĉnye svojstva polimersoderžaŝĉih SOŽ s razliĉnym soderžaniem gliceryna. Vestnik Maŝinostroenija. (1980)3, 42-44.
- [8] Pytko S.: Problemy smarowania w procesach obróbki skrawaniem. Mechanik.(1989)9, 401 406.
- [9] Rahman M., Kumar A.S., ChoudhuryM.R.: *Identification of Effective Zones for High Pressure Coolant in Milling*. Annals of the CIRP. 49(2000)1, 47-52.
- [10] Szczerek M., Wiśniewski M.: Tribologia i tribotechnika. Wyd. ITE Radom 2000.

## Dr inż. Kazimierz ZALESKI

Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska e-mail: k.zaleski@pollub.pl

# BADANIE WPŁYWU GEOMETRII ODDZIAŁYWANIA NARZĘDZI NA PROCES ODSPAJANIA WIĘKSZYCH BRYŁ SKALNYCH

# INFLUENCE OF GEOMETRY OF TOOL ACTION ON SEPARATING LARGER LUMPS OF ROCKS

W artykule przedstawiono wyniki badań odspajania większych brył skalnych poprzez oddziaływanie narzędziem w kształcie klina w pobliżu progu skalnego. Określono wpływ parametrów oddziaływania narzędzia na wielkość sił odspajania, objętość odspajanych brył i energochłonność procesu.

Słowa kluczowe: narzędzie, klin, odspajanie

This paper presents results of research of separating larger lumps or rocks through operating wedge-shaped tool in the vicinity of rock threshold. Also influence of parameters of tool action on separating forces quantities, volume of separated lumps and energy consumption of this process are determined.

Keywords: wedge-shaped tool, separating

#### 1. Wstęp

Urabianie mechaniczne polega na niszczeniu spójności skały poprzez oddziaływanie na nią narzędziem najczęściej klinowym. Sposób oddziaływania i odpowiednie wykorzystanie ukształtowania powierzchni skały, maja ogromny wpływ na efekt urabiania. Urabianie skały z otwartej płaskiej powierzchni wymaga znacznych sił i jest energochłonne. O wiele korzystniejsze jest działanie narzędziem w pobliżu progu, ustępu skalnego. Już przy niewielkich siłach można doprowadzić do odspojenia dużych brył skalnych. Dlatego też dla zmniejszenia energochłonności urabiania w poszczególnych cyklach różnych sposobów urabiania należy wykorzystywać istniejące ukształtowanie powierzchni, występy, progi skalne.

Określenie wpływu geometrii oddziaływania narzędzia w pobliżu progu skalnego na odspajanie większych brył skalnych stało się istotnym dla prowadzonych prac nad nowymi konstrukcjami narzędzi urabiających o zwiększonej trwałości, zapewniających poprawę sortymentu urobku [4]. Badania w tym temacie prowadzono pod koniec lat 80-tych w Zakładzie Maszyn Górniczych Politechniki Lubelskiej na zlecenie Fabryki Sprzętu i Narzędzi Górniczych w Katowicach. Część wyników tych badań nie publikowanych dotychczas i wniosków z nich płynących przedstawiono w niniejszym artykule.

#### 2. Metodyka badań

Badania wpływu geometrii oddziaływania narzędzia na proces odspajania większych brył skalnych ograniczono do przypadku oddziaływań narzędzia w okolicy prostokątnego progu skalnego.

Odspojeń dokonywano poprzez statyczny wcisk narzędzia w kształcie klina ostrokątnego o kacie ostrza  $\beta = 45^{\circ}$ , w próbkę skały w określonej odległości od progu (Rys.1). Wciskania narzędzia dokonywano pod różnymi kątami  $\eta$  w stosunku do normalnej do powierzchni próbki. Rejestrowano siłę wciskania *P*, powstająca siłę boczną Pb, zagłębienie narzędzia h (zgodnie z kierunkiem jego wciskania) i kształt linii odspojenia.



Rys.1. Sposób wciskania klina w próbkę skały

#### a) Narzędzia użyte do badań

Do badań użyto trzech klinów stalowych o tym samym kacie ostrza ale o różnym jego ustawieniu względem kierunku wciskania w skałę. W ten sposób przy różnym  $\eta$  uzyskiwano różne kąty ustawienia ostrza klina względem powierzchni skały. Dla scharakteryzowania rodzaju użytego w badaniach klina przyjęto formę opisu w postaci ilorazu  $\beta_1/\beta_2$ . Gdzie:  $\beta_1$  i  $\beta_2$  są kątami jakie tworzą obie powierzchnie klina względem kierunku jego wnikania w caliznę. Kąt  $\beta_1$  jest kątem od strony progu skalnego. W badaniach stosowano następujące kliny: 22,5/22,5; 30/15; 45/0 (Rys.2).

Długości ostrzy klinów były jednakowe i wynosiły 125 mm. Kliny wykonano ze stali matrycowej WNL i poddano obróbce cieplnej do 50 HRC.



Rys. 2. Geometria klinów użytych do badań

#### b) Wybór skał do badań

Do badań wybrano trzy rodzaje skał:

- sól kamienną pochodzącą z Kopalni Soli Kłodawa w Kłodawie.
- wapień drobnoziarnisty, pochodzący z kamieniołomu Pińczowskich Zakładów Kamienia Budowlanego w Pińczowie, piaskowiec drobnoziarnisty kwarcowy z kamieniołomu Śmiłów.

Przy wyborze skał do badań kierowano się następującymi kryteriami:

- skały powinny posiadać w miarę różne parametry wytrzymałościowe,
- nie mogły mieć przerostów i wtrąceń, a w skali makroskopowej powinny być jednorodne,
- musiały być bez wyraźnego uławicenia i płaszczyzn osłabionej spójności.

Nie mniej ważną przyczyną dla której te właśnie skały wybrano, było to, że były one już wcześniej

Tab. 1. Właściwości skał użytych do badań

stosowane w badaniach [1, 2, 3]. Tak więc ich przydatność do badań laborato-ryjnych była już sprawdzona, poza tym istniał już spory zasób wyników dotyczących urabiania tych skał.

Właściwości skał użytych do badań zestawiono w tablicy 1

#### c) Stanowisko badawcze

Stanowisko badawcze stanowiła odpowiednio wyposażona strugarka poprzeczna do której suportu mocowano dynamometr tensometryczny mierzący składowe sił działających na narzędzie urabiające. Dynamometr podłączony był do wzmacniacza tensometrycznego z którym współpracowały dwa rejestratory rejestrujące przebiegi zmian siły *P* i *Pb* w funkcji zagłębienia narzędzia *h*.

d) Sposób wykonywania pomiarów

Na stole strugarki ustawiano blok skalny, zainkludowany w specjalnej skrzyni i porozcinany na prostopadłościenne próbki o wymiarach 120x400x260. Po przygotowaniu powierzchni czołowych próbek do dynamometru mocowano odpowiednie narzędzie klinowe i ruchem wzdłużnym suwaka strugarki ustawiano je nad wybraną próbką. Obracając suportem ustawiano wymagany kąt kierunku wciskania  $\eta$ , a następnie opuszczano narzędzie tuż nad powierzchnię próbki i ruchem poprzecznym stołu ustawiano odpowiednią odległość g od progu. Na sąsiedniej próbce ustawiano stopkę i opierano na niej iglicę czujnika zagłębienia.



Rys. 3. Stanowisko przygotowane do pomiaru

Właściwaćć	Rodzaj skały użytej do badań			
Wiasciwosc	Sól	Wapień	Piaskowiec	
Doraźna wytrzymałość na ściskania – Rc [MPa]	26,0 (27,1)	7,4 (8,0)	37,5	
Masa właściwa – d [Mg/m <sup>3</sup> ]	2,15 (2,11)	1,72 (1,64)	2,85	
Kąt tarcia wewnętrznego - φ [ <sup>0</sup> ]	40 - 60	20 - 45	32 - 36	
Kąt tercia o stal - $\rho$ [ <sup>0</sup> ]	10 - 20 (29)	20 - 40	30	
Wskaźnik energetyczny wg Pritodiakonowa - f	2,5	1	-	
<i>Rc/Rr</i>	9	8,1	15-40	

Aparaturę zerowano. Stanowisko było gotowe do pomiaru. Wciskania klina w skałę dokonywano poprzez wkręcanie śruby suportu. Po nastąpieniu odspojenia wyłączano rejestrację. Po podniesieniu narzędzia, ruchem wzdłużnym suwaka przenoszono je nad następną próbkę. Cykl powtarzano.



Rys.4. Próbki wapienia po serii pomiarowej

Po serii pomiarów (4 pomiary) specjalnym przyrządem na środku szerokości każdej z próbek odrysowywano krzywiznę odspojenia. Następnie długim nożem wyrównywano powierzchnie czołowe próbek, po czym wykonywano następną serię pomiarów.

#### 3. Określenie zakresów pomiarowych - pomiary rozpoznawcze.

Przed przystąpieniem do pomiarów zasadniczych przeprowadzono serię pomiarów rozpoznawczych. W tym celu zagłębiano w skałę klin asymetryczny (45/ 0) stosując różną odległość od progu *g*. Otrzymane wartości sił oraz głębokości odspojeń dla rożnych skał, posłużyły do ustalenia optymalnych odległości *g* działania klina od progu przy których odspojenie następowało na głębokość H mniejszą od wysokości próbki, a wartości sił nie przekraczały wartości dopuszczalnych dla dynamometru.

Na podstawie pomiarów rozpoznawczych przyjęto dla soli g=40 mm, dla wapienia g=60 mm, dla piaskowca g=20mm. Na podstawie badań rozpoznawczych oszacowano również zakresy wartości kątów ustawienia narzędzia i kierunku jego wciskania dla pomiarów zasadniczych.

W badaniach rozpoznawczych przeprowadzono także kilka prób z obserwacją bezpośredniej strefy styku narzędzi ze skałą. W tym celu wciskano w skałę narzędzie klinowe (22,5/22,5) na różną głębokość, a astępnie po wycofaniu narzędzia, metodą szczoteczkowania usuwano sprasowaną i zmiażdżoną skałę. Obserwowano przy tym kształt jaki ona utworzyła. Wciskania narzędzia klinowego dokonywano w połowie długości próbki, tak aby uniknąć przedwczesnych odspojeń do bocznej płaszczyzny odsłonięcia, a przez to uzyskać jak największe rozmiary strefy sprasowania.





Wciskanie narzędzia klinowego w sól, powodowało zmatowienie i zabielenie się bloku solnego w okolicy działania ostrza narzędzia. Świadczyło to o tworzeniu się rozlicznych spękań. Po odjęciu narzędzia zmiażdżona sól była jednak tak mocno wprasowana w caliznę, że nie pozwalała się łatwo usunąć. Trudne było więc określenie kształtu strefy sprasowania. Zupełnie inaczej zachowywał się wapień. Po rozłupaniu próbki, lekko szczotkując miękką szczoteczką z drutu mosiężnego, okolice działania narzędzia, łatwo usunięto rozdrobnioną i zmiażdżoną skałę. W wyniku takiego działania wyraźnie uwidocznił się klinowy kształt strefy sprasowanej skały. (Rys.5a ) W kilku przypadkach zaobserwowano także penetracje podpowierzchniową pęknięcia z wierzchołka tej strefy (Rys.5b).

W piaskowcu szczelina wyprzedzająca zaznaczała się wyraźnie już przy niewielkim zagłębieniu narzędzia (Rys.6). Jej przebieg uwidoczniono poprzez szczotkowanie powierzchniowe piaskowca stalową szczotką drucianą. W tym przypadku strefa sprasowania była bardzo mała. Przeprowadzone próby wskazały na różnorodność przebiegu procesy niszczenia spójności skał pod narzędziem.



Rys. 6. Szczelina wyprzedzajaca i spękania piaskowca uwidocznione poprzez szczotkowanie powierzchniowe

#### 4. Pomiary zasadnicze - wyniki badań

W badaniach przeprowadzono 74 próby pomiarowe (31 na soli, 34 na wapieniu, 9 na piaskowcu. W każdej z prób zarejestrowano przebiegi zmian siły wciskania P i siły bocznej Pb w funkcji zagłębienia narzędzia h. (Rys.7a i Rys.7b).

Po każdej przeprowadzonej próbie wykreślono linię odspojenia. Jej kształt dla większości prób na soli zbliżony był do prostoliniowego (Rys.8b). Odspojenie o kształcie łukowym wystąpiło tylko w kilku pomiarach. Gdy stosowano narzędzie (30/15) w większych odległościach od progu (50 ÷60 mm) lub gdy stosowano ujemny kąt wciskania narzędzia ( $\eta = -7,5^{\circ}$ ). Uzyskiwano wówczas dużo większe objętości odspajane. Linie odspojeń dla wapienia i piaskowca miały we wszystkich próbach charakter krzywej łukowej (Rys.8a i Rys.8c).

Urobek z pomiarów przedstawiał się w postaci jednej większej bryły i znikomych ilości rozdrobnionej skały. Jedynie w przypadku soli odspojona bryła była dość mocno spękana wewnętrznie, co niekiedy prowadziło do jej rozpadu (na kilka części). Również w przypadku soli, obserwowano minimalne ilości oderwanych, pojedynczych drobnych kryształów w płaszczyźnie odspojenia. Generalnie jednak, udział drobnych frakcji w urobku był bardzo mały.



*Rys.* 7. *Przykład zarejestrowanych zmian wartości sił: a) P(h) i b) Pb(h) w pomiarach na wapieniu przy zastosowaniu narzędzia 45/0 dla różnych η* 



Eksploatacja i Niezawodność nr 4/2004



Rys. 9. Odspajanie skały przy wciskaniu narzędzia klinowego (wapień).

Ze względu na małe zagłębienia narzędzia, urobek ze strefy sprasowania w postaci zmiażdżonej i sprasowanej skały, był prawie niedostrzegalny.

W niektórych próbach przeprowadzonych na soli zaobserwowano wyraźne zaznaczenie własności reologicznych. W chwili krótkotrwałego spowolnienia zewnętrznego wymuszania zagłębienia narzędzia, następowało wstrzymanie wzrostu wartości siły *P*, a czasami i jej spadek, przy jednoczesnym niewielkim wzroście zagłębienia. Mimo iż w pomiarach starano się zachować w miarę jednostajną prędkość zagłębiania to jednak powyższe względy mogą powodować pewien rozrzut wyników zwłaszcza przy określaniu energochłonności procesu odspajania.

#### 5. Opracowanie i analiza wyników

Z otrzymanych charakterystyk pomiarowych odczytano siłę odspojenia jako maksymalna wartość siły *P* w momencie zapoczątkowania pęknięcia skały,

a także siłę boczną Pb w tym samym momencie. Planimetrując wykresy wyznaczono energię zagłębiania narzędzia Ej (do momentu zapoczątkowania pęknięcia). Niestety musiano zrezygnować z określenia całkowitej energii odspojenia ze względu na bezwładność aparatury pomiarowej. Proces odspajania w momencie zapoczątkowania pęknięcia skały nabierał takiego tempa, że pisaki rejestratorów nie zawsze nadążały za przebiegiem zmian wartości sił i wielkości zagłębienia narzędzia. Wyznaczoną z planimetrowania energię zagłębiania dzielono przez objętość odspajanej bryły określając w ten sposób energochłonność jednostkową odspajania (Ej). Wyniki badań przedstawiono w postaci wykresów P(g) (Rys.10a),  $P(\eta)$  (Rys.10b), V(g) (Rys.11a),  $V(\eta)$  (Rys.11b), Ej(g) (Rys.12a),  $Ej(\eta)$ (Rys12b).

Analizując powyższe wykresy, można zauważyć zasadniczy wpływ odległości od progu g na wartość siły odspajającej *P*. Siła odspajania szybko rośnie wraz ze wzrostem odległości *g*. Minimalne wartości tej siły w zależności od odległości od progu uzyskuje się dla narzędzi o różnej geometrii ostrza. I tak przy małych odległościach najmniejsze wartości sił odpowiadają narzędziom z pełną asymetrią (45/0). Przy oddalaniu się od progu minimum sił odpowiada narzędziom o zmniejszającej się asymetrii ostrza, tak by w pewnej odległości g przejść na narzędzia symetryczne (22,5/22,5)

Duży wpływ na wartość sił odspojenia ma także kąt wnikania narzędzia  $\eta$ . Wraz ze wzrostem tego kąta siły odspajania maleją. Przy ujemnych wartościach tego kąta najmniejsze wartości sił odspajania uzyskiwano narzędziami o ostrzu symetrycznym (22,5/22,5) lub o małej asymetrii (30/15 - dla wapienia).

Zwiększanie odległości od progu powodowało dość szybki wzrost objętości odspajanych brył i zasięgu odspojenia. Przy pośrednich odległościach od



Rys.10. Zależność siły odspajania P od: a) odległości od progu g, b) kąta wnikania narzędzia n



Rys. 11. Zależność objętości odspajanych brył V od: a) odległości od progu g, b) kąta wnikania narzędzia n



*Rys.* 12. Energochłonność jednostkowa odspajania Ej w zależności od: a) odległości od progu g, b) kąta wnikania narzędzia η

progu, stosowanych w pomiarach, najmniejsze odspojenia dawał klin (30/15). Kształt krzywych V(g) dla wapienia wyraźnie wskazuje na ich paraboliczny charakter. Wzrost kąta wnikania narzędzia powoduje bardzo szybki spadek objętości odspajanych brył.

Energochłonność jednostkowa maleje wraz ze wzrostem odległości od progu. Najmniejsze jej wartości w pomiarach na wapieniu uzyskano dla narzędzia asymetrycznego (45/0). W przypadku piaskowca najmniejszą energochłonność dla dodatnich wartości kata  $\eta$  uzyskano także dla narzędzia (45/0).

Ale już przy ujemnych wartości tego kąta mniejszą energochłonność jednostkową uzyskano dla narzędzia symetrycznego (22,5/22,5).

#### Wnioski

 Duży wpływ na proces odspajania ma kierunek wnikania narzędzia, określony kątem η. Zwiększenie tego kąta powoduje spadek wartości sił odspajania i wielkości brył odspajanych. Najkorzystniejszymi pod względem energetycznym, są oddziaływania narzędzia pod niewielkim dodatnim kątem  $\eta$ .

- 2. Wzrost odległości od progu powoduje dość szybki wzrost objętości odspajanych brył, (proporcjonalnie do kwadratu odległości), zwiększa zasięg odspajania i zmniejsza energochłonność jednostkową.
- W przypadku soli ujemne kąty wnikania narzędzia η i wzrost odległości od progu sprzyjają powstawaniu szczeliny wyprzedzającej i łukowym odspojeniom.
- 4. Odległość od progu determinuje ekonomiczność stosowania odpowiedniej geometrii ostrza. Przy małych odległościach, najkorzystniejsze pod względem wielkości sił odspojenia, okazują się narzędzia klinowe o pełnej asymetrii (45/0).

Wraz ze zwiększaniem się odległości od progu korzystniejsze stają się narzędzia o symetrycznym ostrzu (22,5/22,5).

- 5. Wpływ własności reologicznych skał na energochłonność początkowej fazy urabiania, wskazuje, że ze względów energetycznych, zagłębianie narzędzia w skałę powinno przeprowadzać się z odpowiednio dużą prędkością uniemożliwiającą relaksacje naprężeń.
- 6. Badania potwierdziły, że działając w okolicy progu skalnego można uzyskać duże objętości odspajanych brył przy małych zagłębieniach narzędzia. Maleje wtedy wpływ geometrii ostrza na proces odspajania, a większą rolę odgrywa kierunek jego wnikania w skałę.

## 6. Literatura

- Bąkiewicz S.: Analiza stanu naprężenia w caliźnie atakowanej nożem i określenie strefy maksymalnych wytężeń. Sprawozdanie wewnętrzne pracy zleconej przez ZKMPW. Politechnika Częstochowska. Częstochowa 1975r. – praca nie publikowana.
- [2] Dadas J.: *Badanie nad ustaleniem modelu pracy wielogryzowego organu urabiającego*. Rozprawa doktorska. Politechnika Śląska Gliwice 1984r.
- [3] Leszczyński W.: *Określenie parametrów skrawania soli*. Sprawozdanie wewnętrzne ZKMPW Częstochowa 1973r. praca nie publikowana.
- [4] Zniszczyński A.: *Badanie wpływu wybranych parametrów geometrycznych narzędzi ostrokrawędziowych na urabianie skał i skład ziarnowy urobku*. Sprawozdanie z pracy zleconej przez Fabrykę Sprzętu i Narzędzi Górniczych w Katowicach. Politechnika Lubelska Lublin 1987r. praca nie publikowana.
- [5] Zniszczyński A.: *Wpływ geometrii narzędzi ostrokrawędziowych na urabianie skał i skład ziarnowy urobku*. Praca doktorska. Politechnika Śląska Gliwice 1987r
- [6] Zniszczyński A.: *Odspajanie większych brył skalnych w procesie urabiania*. Eksploatacja i Niezawodność, PAN Odział w Lublinie Nr5(12)/2001.

Dr inż. Andrzej Zniszczyński Katedra Podstaw Konstrukcji Maszyn Wydział Mechaniczny Politechnika Lubelska e-mail: a.zniszczynski@pollub.pl
# ANALIZA WPŁYWU NACISKU OSIOWEGO NA ZUŻYCIE UZBROJENIA ŚWIDRÓW GRYZOWYCH AXIAL THRUST EFFECT ON DRILLING BITS

# EQUIPMENT WEAR ANALYSIS

Przedstawiono wyniki badań zużycia uzbrojenia świdra trójgryzowego w oparciu o opracowane modele kinetyki kontaktu tribologicznego z urabianą calizną. Przeprowadzono rozwiązanie numeryczne zagadnienia, gdzie oszacowano zużycie uzbrojenia na poszczególnych wieńcach gryza w zależności od wielkości nacisku osiowego działającego na przewód wiertniczy. Wyniki rozwiązania przedstawiono na wykresach.

Słowa kluczowe: zużycie, świder gryzowy, nacisk osiowy

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 with regard to axial thrust were performed.

Keywords: wear, drill, axial pressure

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 diagnoza (symulacja) na tej podstawie dwóch ważniejszych czynników procesu - trwałości na zużycie uzbrojenia świdra oraz jego wydajności, 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 powierzchnia 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] :

$$\frac{1}{v}\frac{dh(\mathbf{x},t)}{dt} = \Phi^{-1}(\mathbf{t})$$
(1)

gdzie: h(x,t) - zużycie liniowe zębów; v - prędkość poślizgu zęba względem calizny; t - czas trwania procesu trybologicznego;  $\Phi(\tau)$  - funkcja wytrzymałości frykcyjnej materiału, tzn. miara jego odporności na zużywanie się;  $\tau$  - 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 stanowiskowych badań tribologicznych według wzoru:

$$\Phi_j \left( f_j \right) = \frac{L}{h_j} \tag{2}$$

gdzie: L=vt - droga tarcia poślizgu;  $h_j$  - zużycie liniowe próbki na drodze L przy obciążeniu jej siłą tarcia  $\tau_i$ .

Wartości  $\Phi_j(\tau_j)$  mogą być aproksymowane funkcją następującej postaci:

$$\Phi(\tau) = A \left(\frac{\tau_t}{\tau}\right)^m \tag{3}$$

gdzie: A,m - bezwymiarowe wskaźniki wytrzymałości frykcyjnej 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 jest  $\tau$ , może być wyznaczone według prawa Coulomba:

$$\tau(x,h) = fp(x,h) \tag{4}$$



Rys. 1. Schemat świdra trójgryzowego

gdzie: f - współczynnik tarcia ślizgowego, którego wartości ustala się podczas badań doświadczalnych zużycia materiału ze skałą, lub przyjmuje się z literatury; p - naciski stykowe wyznaczone z rozwiązań odpowiednich zagadnień teorii sprężystości.

Uwzględniając w (1) wyrażenia (3,4) otrzymano równanie na obliczanie czasu kontaktu tribologicznego podczas którego osiągnięte zostanie jego zużycie dopuszczalne  $h_{**}$ , w postaci:

$$t = \frac{A\tau_t^m}{V} \int_0^{h_{\rm ex}} [fp(0,h)]^{-m} dh$$
<sup>(5)</sup>

### Metoda 1

Według analizy literaturowej, a także na podstawie własnych badań doświadczalnych zużycia uzbrojenia świdra trójgryzowego, wartość  $\tau$  zmienia się zgodnie z zależnością:

$$\tau = \tau_o e^{-ch} \tag{6}$$

gdzie:  $\tilde{h} = h/h_{**}$ ;  $\tau_o = \tau_{max}$  dla h=0 i x=0;  $\tau_o=fp(0,0)$ ; c - nieznana stała;  $h_{**}$  - dopuszczalne zużycie zęba.

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:

$$T = \frac{t}{60\tilde{t}\,n_2} , \ n_2 = \frac{30\omega_2}{\pi} \tag{7}$$

gdzie czas współpracy zęba z calizną przypadający na jeden obrót można określić:

$$\widetilde{t} = \frac{60R_i}{n_i n_i R_{oi}} \tag{8}$$

 $n_i = \frac{2\pi R_i}{s_i}$  - ilość zębów na i – tym wieńcu;  $R_{oi}$  - promień toczenia się i - tego wieńca gryza względem calizny otworu;  $R_i$  - promień i - tego wieńca gryza;  $s_i$ - skok między zębami.

Jeżeli do równania (5) podstawimy (6) oraz uwzględnimy (7) i (8) to po rozdzieleniu zmiennych i scałkowaniu otrzymamy

#### - model pierwszego stopnia (1.1)

$$T_i = \frac{AR_{oi}\tau_t^m}{60u^2n_iR_is_i\tau_o^m} \cdot \int_0^{h_*} e^{cm\frac{h}{h_{**}}} dh$$
<sup>(9)</sup>

ostatecznie  $T_{i} = \frac{AR_{oi}\tau_{i}^{m}h_{im}}{60u^{2}n_{I}R_{i}s_{i}\tau_{o}^{m}cm}$ (10)

gdzie:  $h_* = h \rightarrow h_{**}$  - dyskretne wartości zużycia

Przekształcając wyrażenie (10) otrzymamy funkcję zużycia i - tego wieńca  $h_i = f(T_*)$  w postaci wzoru:

$$h_{i} = \frac{h_{\text{\tiny see}}}{cm} \cdot \ln \left[ \frac{60T_{\text{\tiny see}}R_{i}cms_{i}u^{2}n_{i}}{AR_{ci}h_{\text{\tiny see}}} \cdot \left(\frac{\tau_{o}}{\tau_{t}}\right)^{m} + I \right]$$
(11)

W powyższych rozważaniach przyjęto, że  $R_i$ =const, jednak w rzeczywistości ulega on zmianie ( $R_i \neq const$ ) na skutek procesu zużywania się uzbrojenia świdra gryzowego wg zależności:

$$R_i(h) = R_i - h\cos\delta \tag{12}$$

Zależność (10) przyjmie postać:

- model drugiego stopnia (1.2)

$$T_{i} = \frac{AR_{oi}\tau_{t}^{m}h_{**}\left(e^{cm\frac{h_{*}}{h_{**}}} - 1\right)}{60u^{2}n_{i}\left(R_{i} - h_{*}\cos\delta\right)s_{i}\tau_{o}^{m}cm}$$
(13)

oraz

#### - model drugiego stopnia bez cosinusa (1.2')

$$T_{i} = \frac{AR_{oi}\tau_{i}^{m}h_{\text{\tiny Heff}}\left(e^{cm\frac{h_{\star}}{h_{\text{\tiny heff}}}}-1\right)}{60u^{2}n_{I}(R_{i}-h_{\text{\tiny Heff}})s_{i}\tau_{a}^{m}cm}$$
(14)

Jeżeli w równaniu (9) uwzględnimy zależność (12) to przyjmie ona postać:

### - model trzeciego stopnia (1.3)

$$T_{i} = \frac{AR_{oi}\tau_{t}^{m}}{60u^{2}n_{l}s_{i}\tau_{o}^{m}} \cdot \int_{0}^{h_{u}} \frac{e^{cm\frac{h}{h_{u}}}}{R_{i} - h\cos\delta} dh \qquad (15)$$

oraz

### - model trzeciego stopnia bez cosinusa (1.3')

$$T_{i} = \frac{AR_{oi}\tau_{t}^{m}}{60u^{2}n_{l}s_{i}\tau_{o}^{m}} \cdot \int_{\theta}^{h_{o}} \frac{e^{cm\frac{h}{h_{o}}}}{R_{i}-h} dh$$
(16)

#### Metoda 2

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.1b) jest wciskany siłą  $N_i$  w jednorodną, izotropową, liniowo (sprężyście) odkształcalną półpłaszczyznę z właściwościami mechanicznymi skały. Rozwiązanie takiego zagadnienia znane jest w postaci [4]:

$$p_{i\,max} = \sqrt{\frac{N_1 E}{r_i \pi \left( 1 - v^2 \right)}} \tag{17}$$

gdzie: *E*,*v*- moduł Younga i liczba Poissona skały;  $N_1 = N/l_{\Sigma}$  - obciążenie jednostkowe zęba; *N* - nacisk osiowy na świder;  $l_{\Sigma} = \sum_{j}^{\overline{n}_j} l_{nj}$  - długość sumarycznej linii styku zębów świdra z calizną;  $l_{nj}$  - długość linii styku poszczególnych zębów;  $\widetilde{n}_j$  - liczba zębów na każdym wieńcu, jednocześnie stykających się z calizną [4]. Na podstawie analizy zależności geometrycznych (rys.1b) ustalono, że:

$$r_i = \left(\frac{l}{2}\cos\frac{\gamma_i}{2} + h \sin\frac{\gamma_i}{2}\right) \left(1 - \sin\frac{\gamma_i}{2}\right)^{-l} \quad (18)$$

Z uwzględnieniem podanego wzoru, funkcja (17) przybiera postać:

$$p_{i\max} = \sqrt{\frac{EN[l-sin(0.5\gamma_i)]}{\pi(l-\nu^2)_{\Sigma} [0.5l\cos(0.5\gamma_i) + hsin(0.5\gamma_i)]}}$$
(19)

Jeżeli w równaniu (5) podstawimy p(0,h) w postaci (19), to po uwzględnieniu (7) i (8) otrzymamy:

#### - model pierwszego stopnia (2.1)

$$T_{i} = \frac{A\tau_{i}^{m}R_{oi}}{60R_{i}s_{i}f^{m}u^{2}n_{l}} \left(\frac{\pi\left(l-v^{2}\right)_{\Sigma}}{EN\left(l-sin\frac{\gamma_{i}}{2}\right)}\right)^{\frac{m}{2}} \cdot \left(\frac{\left(h_{*}sin\frac{\gamma_{i}}{2}+\frac{l}{2}cos\frac{\gamma_{i}}{2}\right)^{\frac{m}{2}+l} - \left(\frac{l}{2}cos\frac{\gamma_{i}}{2}\right)^{\frac{m}{2}+l}}{\left(\frac{m}{2}+l\right)sin\frac{\gamma_{i}}{2}}$$

$$(20)$$

Przekształcając wyrażenie (20) otrzymamy funkcję zużycia i – tego wieńca  $h_i = f(T_*)$  w postaci wzoru:

$$h_{i} = \frac{\left(\frac{T_{*}}{M_{i}} + D_{i}\right)^{\frac{2}{m+2}} - \frac{1}{2}\cos\frac{\gamma_{i}}{2}}{\sin\frac{\gamma_{i}}{2}}$$
(21)

gdzie:

$$M_{i} = \frac{R_{oi} A \tau_{i}^{m}}{60u^{2} f^{m} R_{i} n_{i} s_{i}} \left[ \frac{\pi \left( l - v^{2} \right)_{\Sigma}}{NE \left( l - sin \frac{\gamma_{i}}{2} \right)} \right]^{\frac{m}{2}} \left[ \left( \frac{m}{2} + l \right) sin \frac{\gamma_{i}}{2} \right]^{-1}$$
$$D_{i} = \left( \frac{l}{2} cos \frac{\gamma_{i}}{2} \right)^{\frac{m}{2} + l}$$

W powyższym modelu przyjęto, że  $R_i = cons$ , jednak w rzeczywistości ulega on zmianie  $R_i \neq const$  na skutek procesu zużywania się uzbrojenia świdra gryzowego wg zależności (12).

Zależność (20) przyjmie postać:

- model drugiego stopnia (2.2)

$$T_{i} = \frac{A \tau_{i}^{m} R_{oi}}{c O(R_{i} - h_{*} \cos \delta) s_{i} f^{m} u^{2} n_{l}} \left( \frac{\pi (l - v^{2})_{E}}{EN (l - \sin \frac{\gamma_{i}}{2})} \right)^{\frac{m}{2}}.$$

$$\underbrace{\left[ \left( h_{*} \sin \frac{\gamma_{i}}{2} + \frac{l}{2} \cos \frac{\gamma_{i}}{2} \right)^{\frac{m}{2} + l} - \left( \frac{l}{2} \cos \frac{\gamma_{i}}{2} \right)^{\frac{m}{2} + l} \right]}_{\left( \frac{m}{2} + l \right) \sin \frac{\gamma_{i}}{2}}$$
(22)

oraz

- model drugiego stopnia bez cosinusa (2.2')

$$T_{i} = \frac{A\tau_{t}^{m}R_{oi}}{60(R_{i} - h_{*})s_{i}f^{m}u^{2}n_{i}} \left(\frac{\pi(l-v^{2})_{E}}{EN(l-sin\frac{\gamma_{i}}{2})}\right)^{\frac{m}{2}} \cdot \frac{\left[\left(h_{*}sin\frac{\gamma_{i}}{2} + \frac{l}{2}cos\frac{\gamma_{i}}{2}\right)^{\frac{m}{2}+l} - \left(\frac{l}{2}cos\frac{\gamma_{i}}{2}\right)^{\frac{m}{2}+l}\right]}{\left(\frac{m}{2} + l\right)sin\frac{\gamma_{i}}{2}}$$
(23)

Jeżeli w równaniu (5) podstawimy p(0,h) w postaci (19), to po uwzględnieniu (7) i (8) oraz zależności (12) otrzymamy:

### - model trzeciego stopnia (2.3)

$$T_{i} = \frac{A\tau_{l}^{m}R_{oi}}{60f^{m}s_{i}u^{2}n_{l}} \cdot \left(\frac{\pi\left(l-v^{2}\right)_{\Sigma}}{EN\left(l-sin\frac{\gamma_{i}}{2}\right)}\right)^{\frac{m}{2}} \cdot \frac{1}{5} \cdot \frac{h_{s}\left(\frac{l}{2}\cos\frac{\gamma_{i}}{2}+h\sin\frac{\gamma_{i}}{2}\right)^{\frac{m}{2}}}{R_{i}-h\cos\delta}dh$$

$$(24)$$

oraz

- model trzeciego stopnia bez cosinusa (2.3')

$$T_{i} = \frac{A\tau_{t}^{m}R_{oi}}{60f^{m}s_{i}u^{2}n_{l}} \cdot \left(\frac{\pi\left(1-v^{2}\right)_{\Sigma}}{EN\left(1-\sin\frac{\gamma_{i}}{2}\right)}\right)^{\frac{m}{2}}.$$

$$\int_{0}^{h_{*}} \left(\frac{l}{2}\cos\frac{\gamma_{i}}{2} + h\sin\frac{\gamma_{i}}{2}\right)^{\frac{m}{2}}}{R_{i} - h}dh$$
(25)

Parametry konstrukcyjne podano w tab.1 [2]. Pozostałe dane do obliczeń,  $n_1 = 130 obr/min$ , u=1.57, f=0.3,  $l_{\Sigma}=0.175m$ , l=0.002m, N=0,07;0,14;0,21;0,28MN, skała - granit, wartości parametrów  $\tau_s = 385MPa$  $\tau_o = 576MPa$ ,  $E=2\cdot10^4MPa$ , v=0,25, przyjęto z [2,3] podobnie jak wartości  $A=1,27\cdot10^5$ , c=1,2m, m=1,8dla których, w powyższych pracach, przedstawiono metodę ich wyznaczania.

Według metody 1 obliczono na każdym wieńcu średnie zużycie  $h_i = f(T_*)$  zębów świdra wg zależności (11), oraz w oparciu o zależności (13,14,15,16) wyznaczono metodą kolejnych przybliżeń wartości funkcji  $h_i = f(T_*)$ , dla  $T_* = 0$ ; 1; 1.5, 2, 2.5 ... 6 godz. Wyniki rozwiązania numerycznego dla modeli 1.2 i 1.3 podano na rys. 2 a, b, c.

Według metody 2 obliczono na każdym wieńcu średnie zużycie  $h_i = f(T_*)$  zębów świdra wg zależności (21) oraz w oparciu o zależności (22,23,24,25) wyznaczono metodą kolejnych przybliżeń wartości funkcji  $h_i = f(T_*)$  również dla  $T_* = 0$ ; 1; 1.5, 2, 2.5 ... 6 godz. Wyniki rozwiązania numerycznego dla modeli 2.2 i 2.3 podano na rys. 3 a, b, c.

### Wnioski

Analiza wyników rozwiązania numerycznego, zamieszczonego na rys.2 oraz rys.3, pozwala wyciągnąć następujące wnioski:

1. Dla wieńców wewnętrznych (I/4, II/4) różnica zużycia obliczona wg przedstawionych modeli

gryz/wieniec	<i>R</i> <sub><i>oi</i></sub> [mm]	$R_i$ [mm]	$n_i$ [szt.]	$\gamma_i$ [stopni]	$s_i$ [mm]	$l_{ni}$ [mm]	$L_i$ [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

# NAUKA I TECHNIKA



Rys. 2. Wykresy wpływu nacisku osiowego na zużycia uzbrojenia świdra trójgryzowego wg metody 1 (modele 1.2 i 1.3) dla: a) czterech wieńców na pierwszym gryzie, b) czterech wieńców na drugim gryzie, c) trzech wieńców na trzecim gryzie



Rys. 3. Wykresy wpływu nacisku osiowego na zużycia uzbrojenia świdra trójgryzowego wg metody 2 (modele 2.2 i 2.3) dla: a) czterech wieńców na pierwszym gryzie, b) czterech wieńców na drugim gryzie, c) trzech wieńców na trzecim gryzie

zwiększa się przy zwiększeniu czasu pracy T świdra w otworze.

 Zużycie zębów na wszystkich wieńcach obliczone wg metody 1 i 2, zgodnie z modelami drugiego i trzeciego stopnia są zbliżone, co pozwala skutecznie stosować przy analizie trwałości świdrów gryzowych prostszy model drugiego stopnia.

3. Opracowane modele pozwalają na jakościowe i ilościowe określenie wpływu nacisku osiowego na zużycie uzbrojenia świdra gryzowego.

### LITERATURA

- [1] Andrejkiw A.E., Czerniec M.W.: Ocenka kontaktnogo wzaimodiejstwija truszczichsja detalej maszin. Kijew Nauk. Dumka, 1991. 160 s.
- [2] Czerniec M., Jaremek P.: *Badanie trwałości uzbrojenia świdrów gryzowych i ich efektywności*. Rocznik AGH, Wiertnictwo Nafta Gaz. 1999. T.16.
- [3] Czerniec M., Jaremek P.: *Diagnoza obliczeniowa trwałości i efektywności świdrów gryzowych*. II Międzynarodowy Kongres Diagnostyki Technicznej "Diagnostyka 2000". Warszawa, 19 22.09.2000.
- [4] Czerniec M.: *Wytrzymałość stykowo tarciowa oraz trwałość systemów tribotechnicznych ślizgowych*. Lublin Wyd. Politechniki Lubelskiej, 2000, s. 492.

Prof. zw. dr hab. inż. Miron CZERNIEC Dr inż. Piotr JAREMEK Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych Politechnika Lubelska e-mail: m.czerniec@pollub.pl, p.jaremek@pollub.pl

# MODELOWANIE POLIKRYSTALICZNEJ CERAMIKI Z WARSTWAMI MIĘDZYZIARNOWYMI W STANACH JEDNOOSIOWEGO ROZCIĄGANIA

# MODELLING OF POLYCRYSTALLINE CERAMICS MATERIAL CONTAINING INTERFACES UNDER UNIAXIAL STRESS STATE

W pracy przedstawiono model polikrystalicznego materiału ceramicznego, w którym ziarna połączone są poprzez cienkie warstwy o innych własnościach mechanicznych. Powoduje to powstanie niejednorodnych rozkładów deformacji oraz koncentracje naprężeń inicjujące mikrouszkodzenia.

*Słowa kluczowe*: polikrystaliczny materiał ceramiczny, odkształcenia wisko-plastyczne

Ceramic polycrystalline materials show non-linear and complex response to applied loads due to their internal structure. The inter-granular layers significantely change the material response. The aim of the paper is to present a new constitutive model for the case of uniaxial tension of the polycrystalline materials, including the inter-granular metallic layers that create its internal structure. The quasi-static deformation process of this material include description of : elastic deformation of brittle grains, elasto-plastic deformation of inter-granular layers and deformation due to micro-porosity development in layers.

Keywords: ceramic polycrystalline materials, elasto-plastic deformation

# 1. Wprowadzenie

Ceramiki polikrystaliczne wykazują nieliniowy i złożony sposób zachowania się pod wpływem działającego obciążenia. Fakt ten wynika z ich skomplikowanej struktury wewnętrznej. Badania eksperymetalne wykazują, że ważnym elementem struktury wewnętrznej materiału polikrystalicznego są cienkie warstwy (o skończonej grubości) pomiędzy ziarnami. Wymiary tych warstw są relatywnie małe w stosunku do wymiaru ziaren. Warstwy międzyziarnowe diametralnie zmieniają odpowiedź materiału w skali makro. Dla przykładu ziarna polikryształu mogą wykazywać cechy sprężysto-kruche, natomiast warstwy mogą charakteryzować się innymi cechami sprężystymi lub sprężysto-plastycznymi. Początkowa porowatość ma również znaczący wpływ na zachowanie się materiałów konstrukcyjnych.

Celem pracy jest sformułowanie nowego modelu konstytutywnego dla polikrystalicznej ceramiki z cienkimi warstwami, która poddana została obciążeniu w stanie jednoosiowego rozciągania. Rozpatrzono quasisatyczny proces deformacji, który obejmuje: sprężystą deformację ziaren, sprężysto-plastyczną deformację warstw międzyziarnowych i rozwój porowatości w warstwach.

Po to, aby uzyskać relacje konstytutywne zastosowano procedurę uśredniania po powierzchni elementu reprezentatywnego (RSE). Początkowa wewnętrzna struktura materiału otrzymana została na podstawie obserwacji mikroskopowych (SME). Ze względu na skomplikowaną strukturę wewnętrzną, do modelowania zachowania się kompozytu ceramiczno-metalowego zastosowano metodę elementów skończonych. Nieliniowe zagadnienie rozwiązano stosując podejście przyrostowe. Umożliwia to sporządzenie rozkładów naprężeń i deformacji w niejednorodnym materiale kompozytowym, pozwalając na określenie obszarów skoncentrowania naprężeń. Koncentracje te mogą powodować powstawanie i rozwój defektów wewnątrz materiału, co prowadzi do zniszczenia materiału.

## 2. Podstawy teoretyczne metody

Obserwacje mikroskopowe wskazują, że odkształcenia w rozpatrywanym materiale są małe. Dlatego też można postulować dekompozycję tensora prędkości odkształceń na składową opisującą zachowanie się sprężyste materiału  $\varepsilon^e$  oraz wisko-plastyczne  $\varepsilon^{vp}$ 

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{vp} \tag{1}$$

Odkształcenia wisko-plastyczne inicjują się w części metalowej kompozytu, gdy stan naprężenia w materiale spełni warunek plastyczności

$$F(\sigma, \dot{\varepsilon}^{vp}) = F_o \tag{2}$$

gdzie  $F_0$  odpowiada naprężeniom płynięcia plastycznego w stanie jednoosiowym. Reguła wisko-plastycznego płynięcia ma następującą postać

$$\dot{\varepsilon}^{vp} = \gamma \left\langle exp \left[ M \left( F - F_o \right) / F_o \right] - I \right\rangle \frac{\partial F}{\partial \sigma}$$
(3)

γ jest tzw. parametrem lepkości.

Całkowity przyrost odkształceń wisko-plastycznych (przy zastosowaniu schematu uwikłanego – "implicit time step scheme") dla chwili czasu  $t^{(n)}$ jest równy

$$\Delta \varepsilon^{vp(n)} = \dot{\varepsilon}^{vp(n)} \Delta t^{(n)} \tag{4}$$

podczas gdy przyrost naprężeń  $\Delta \sigma^{(n)}$  jest odpowiednio równy

$$\Delta \sigma^{(n)} = D : \Delta \varepsilon^{e(n)} = D : (\Delta \varepsilon^{(n)} - \Delta \varepsilon^{vp(n)})$$
(5)

natomiast przyrost przemieszczeń  $\Delta d^{(n)}$  wyznaczamy według

$$\Delta d^{(n)} = \left[ K_T^{(n)} \right]^I : \Delta V^{(n)} \tag{6}$$

W powyższych relacjach  $\Delta t^{(n)}$  oznacza przyrost czasu, *D* jest macierzą określającą cechy materiału,  $K_T^{(n)}$  oznacza styczną macierz sztywności, natomiast  $\Delta V^{(n)}$  nazywamy przyrostowymi pseudo-siłami.

Tab. 1. V	Własności	materiałów
-----------	-----------	------------

Mając wyznaczone przyrosty naprężeń oraz przemieszczeń można wyznaczyć bieżące składowe stanu naprężenia, odkształcenia i przemieszczenia.

### 3. Przykłady obliczeniowe

### 3.1. Własności mechaniczne materiałów

W pracy rozpatrzono dwa rodzaje materiałów, których własności zestawiono w Tab. 1. W obydwu przykładach zakładamy, że ziarna wytworzone są z materiału sprężystego ( $Al_2O_3$ ), natomiast warstwy międzyziarnowe w pierwszym przykładzie wytworzone zostały z materiału sprężystego o słabszych cechach wytrzymałościowych. W drugim przykładzie warstwy pomiędzy ziarnami stanowi materiał wisko-plastyczny.

### 3.2. Element reprezentatywny i schemat obciążeń

Na podstawie obserwacji mikroskopowych możliwe jest zamodelowanie struktury polikryształu metodą elementów skończonych. Rys. 1 przedstawia wewnętrzną strukturę materiału, natomiast Rys. 2 prezentuje teksturę warstw międzyziarnowych.





Schemat obciążenia elementu reprezentatywnego, stanem jednoosiowego rozciągania, pokazano na Rys. 3.

Część polikryształ	Materiał w przykładzie 1	Materiał w przykładzie 2	
Ziarna (materiał sprężysty - Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	$E_z = 4,1$ $v_z =$	10 <sup>11</sup> Pa 0.25	
Warstwy międzyziarnowe	słabszy materiał sprężysty $E_w = 2,1 \ 10^{11} \text{ Pa}$ $v_w = 0.235$	materiał plastyczny $E_w = 2,1 \ 10^{11} \text{ Pa}$ $v_w = 0.235$ $\sigma_y = 2,97 \ 10^{10} \text{ Pa}$	



Rys. 2. Tekstura warstw międzyziarnowych



Rys. 3. Schemat obciążenia elementu reprezentatywnego

### 3.3 Rezultaty obliczeń numerycznych

Poniżej podano podstawowe rozkłady naprężeń i przemieszczeń charakterystyczne dla I przypadku materiału. Rys. 4 i 5 prezentują mapy naprężeń  $\sigma_{xx}$  oraz  $\sigma_{yy}$ .



Rys. 4. Rozkład naprężeń wzdłuż kierunku obciążenia - x



Rys. 5. Rozkład naprężeń w kierunku prostopadłym do obciążenia - y

Zarówno Rys. 4 jak i 5 pokazują wysoki stopień niejednorodności rozkładów naprężeń zarówno w płaszczyźnie *xy* jak i w kierunku prostopadłym *z*. Koncentracje naprężeń powstają w pobliżu krawędzi bocznych elementu reprezentatywnego jak również i w jego obszarze. Występują one w rozpatrywanym materiale w warstwach międzyziarnowych.

Niejednorodne są również rozkłady przemieszczeń, Rys. 6 i 7. Większą niejednorodność zauważamy w przypadku przemieszczeń  $u_y$  (Rys. 7).



Rys. 6. Rozkład przemieszczeń w kierunku obciążenia - x



Rys. 7. Rozkład przemieszczeń w kierunku prostopadłym do obciążenia - y

W drugim przypadku, gdy warstwy międzyziarnowe w polikrysztale wykonane są z materiału wiskoplastycznego, odkształcenia  $\varepsilon_{ij}^{vp}$  skoncentrowane są wyłącznie wzdłuż warstw pomiędzy ziarnami (Rys.8).



Rys. 8. Rozkład zastępczych odkształceń wisko-plastycznych

### 4. Podsumowanie

Przeprowadzona analiza pozwala sformułować następujące wnioski:

 istniejące w materiale warstwy pomiędzy ziarnami diametralnie zmieniają rozkłady naprężeń wewnątrz struktury polikrystalicznej,

### 5. Literatura

- [1] Davidge R.W.: Mechanical Behaviour of Ceramics. Cambridge University Press, London, 1979r.
- [2] Sadowski T., Samborski S.: *Modeling of Porous Ceramic Response to Compressive Loading*. J. Am. Ceram. Soc., 86(2003), 2218-2221.
- [3] Owen D.R.J., Hinton E.: *Finite Elements in Plasticity, Theory and Practice*. Pineridge Press Ltd. Swansea, UK, 1980r.
- [4] Perzyna P.: *Thermodynamic Teory of Viscoplaticity*, in Advances in Applied Mechanics, 11(1971)

### Dr hab. inż. Tomasz SADOWSKI

Katedra Stereomechaniki Technicznej Wydział Inżynierii Budowlanej i Sanitarnej Politechnika Lubelska

Dr Stephen HARDY Dr Eligiusz POSTEK School of Engineering University of Wales Swansea United Kingdom

Eksploatacja i Niezawodność nr 4/2004

 mikropustka znajdująca się w warstwie pomiędzy ziarnami powoduje powstanie koncentracji naprężeń rzędu 1.58.