

ZESZYTY NAUKOWE

Wydziału  
Mechanicznego

Nr 14

Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA W KOSZALINIE

ISSN 0860-0325

ZESZYTY NAUKOWE  
WYDZIAŁU MECHANICZNEGO

NR 14

KOSZALIN 1990

Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 14

Przewodniczący Uczelnianej Rady Wydawniczej  
Leon Jamroz

Redaktor  
Jerzy Milanowski

Wydano za zgodą Rektora WSInż w Koszalinie

Wydawnictwo Uczelniane Wyższej Szkoły Inżynierskiej  
75-620 Koszalin, ul. Raclawicka 15-17

---

Koszalin 1990, wyd. I, nakład 100 egz., ark. wyd. 10,82,  
format B-5

Druk: Dział Popigrafii WSInż. zam. 32/10/91

## SPIS TRESCI

1. Bohdal T., Charun H., Czapp M.: Ocena poziomu technicznego wymienników chłodniczych za pomocą wskaźników zużycia energii i materiałów..... 7  
Opiniodawca - Antoni Chłopecki
2. Diakun J., Bil T.: Polioptymalizacja wybranych elementów konstrukcyjnych ślimakowego układu zasilania..... 29  
Opiniodawca - Robert Sikora
3. Fleszar J.: Metoda wyznaczania szerokości roboczej dźwigni oddzielającej separatora kamieni od bulw ziemniaka..... 45  
Opiniodawca - Zdzisław Kośmicki
4. Fleszar J.: Analiza wpływu szerokości dźwigni oddzielających na proces oddzielania kamieni od bulw ziemniaka... 61  
Opiniodawca - Zdzisław Kośmicki
5. Hryniewicz T.: Czystość powierzchni metali i metody jej oceny..... 77  
Opiniodawca - Kazimierz Kubik
6. Hryniewicz T.: Niektóre aspekty spektrometrii elektronów Augera w badaniach metali po elektropolerowaniu..... 91  
Opiniodawca - Kazimierz Kubik
7. Hryniewicz T., Skubała W., Harmacińska-Lewkowitz J.: Badania mikrotwardości spolaryzowanej elektrycznie miedzi polikrystalicznej w roztworach nie adsorbujących się... 107  
Opiniodawca - Bogdan Nowicki
8. Kukiełka L.: Analiza wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej pod powierzchniowe nagniatanie toczne..... 121  
Opiniodawca - Eugeniusz Górski
9. Kukiełka L.: Określanie pól obszarów kontaktu obrotowego elementu nagniatającego z chropowatą powierzchnią części o zdeterminowanym zarysie nierówności..... 145  
Opiniodawca - Eugeniusz Górski
10. Kukiełka L.: Zastosowanie metod wariacyjnej i elementów skończonych do analizy procesu powierzchniowego nagniatania tocznego..... 177  
Opiniodawca - Kazimierz Wieczorowski

11. Rasmus A.: Modelowanie wrzenia pęcherzykowego w przepływie przy pomocy upustów ciepła.....213  
Opiniodawca - Jarosław Mikielawicz
12. Rasmus A.: Propozycja algorytmu obliczeń współczynnika przejmowania ciepła podczas wrzenia w przepływie.....223  
Opiniodawca - Jarosław Mikielawicz
13. Walasik S., Bohuszewicz M.: Wpływ konstrukcji głowicy osełkowej na możliwość uzyskania stałego nacisku osełki na przedmiot w całym cyklu gładzenia.....235  
Opiniodawca - Leszek Kwapisz
14. Walasik S., Bohuszewicz M.: Możliwości kształtowania w procesie gładzenia na powierzchni roboczej tulei cylindrowych regularnie rozmieszczonych rys struktury podstawowej.....259  
Opiniodawca - Leszek Kwapisz

## CONTENTS

1. Bohdal T., Charun H., Czapp M.: Evaluation of the technical level of cooling exchangers by means of the indicators of energy and materials consumption..... 7  
Reviewer - Antoni Chłopecki
2. Diakun J., Bil T.: Polyoptimization of a design of a warm intaking /supplying/ system..... 29  
Reviewer - Robert Sikora
3. Fleszar J.: Method of designation of the working width of parting lever of separator of stones from potato bulbs..... 45  
Reviewer - Zdzisław Kośmicki
4. Fleszar J.: Analysis of the effect of parting lever width on the process of separating stones from potato bulbs..... 61  
Reviewer - Zdzisław Kośmicki
5. Hryniewicz T.: Metal surface cleanliness and the methods of its evaluating..... 77  
Reviewer - Kazimierz Kubik
6. Hryniewicz T.: Some aspects of the auger electron spectrometry in the study of metals after electropolishing.. 91  
Reviewer - Kazimierz Kubik
7. Hryniewicz T., Skubała W., Harmacińska-Lewkowitz J.: The study of microhardness of electrically polarized polycrystalline copper in the non-adsorbing solutions...107  
Reviewer - Bogdan Nowicki
8. Kukiełka L.: Analysis of initial geometrical structure of the surface of superficial layer for surface roller burnishing.....121  
Reviewer - Eugeniusz Górski
9. Kukiełka L.: Determination of the areas of rotational contact zones of burnishing element with the rough work-piece surface of determinated unevenness profile.....145  
Reviewer - Eugeniusz Górski
10. Kukiełka L.: Application of the variational and finite element methods for the analysis of the process of surface roller burnishing.....177  
Reviewer - Kazimierz Wieczorowski

11. Rasmus A.: Bubble boiling modeling in a flow using heat sinks ..... 21  
Reviewer - Jarosław Mikielwicz
12. Rasmus A.: Proposition of an algorithm for heat transfer coefficient calculation during boiling phenomenon in a flow ..... 22  
Reviewer - Jarosław Mikielwicz
13. Walasik S., Bohuszewicz M.: The effect of honing tool design on the possibility of obtaining the hone constant pressure on the workpiece within the whole honing cycle ..... 23  
Reviewer - Leszek Kwapisz
14. Walasik S., Bohuszewicz M.: Forming Possibilities in Honing Process on the Working Surface of Cylindrical Sleeve of the Regularly Placed Scratches of Basic Structure ..... 259  
Reviewer - Leszek Kwapisz

Tadeusz Bohdal  
Henryk Charun  
Marian Czapp

## OCENA POZIOMU TECHNICZNEGO WYMIENNIKÓW CHŁODNICZYCH ZA POMOCĄ WSKAŹNIKÓW ZUŻYCIA ENERGII I MATERIAŁÓW

### 1. WPROWADZENIE

Podstawowe hasła poprawy efektywności gospodarowania zawierają całokształt problemów związanych z oszczędnością materiałów i energii. Stopniowe wyczerpywanie się światowych zasobów surowców energetycznych i materiałowych sprawia, że oszczędności energetyczno-surowcowe będą stanowić motto każdej działalności rozwojowej. Dotyczy to wszystkich, bez wyjątku, rozwiązań technicznych, wprowadzanych do eksploatacji w gospodarce narodowej. Problematyka ta nie jest nowa, lecz w ostatnich latach ma istotne znaczenie, szczególnie w warunkach Polski, stojącej na progu kryzysu paliwowo-energetycznego [1].

Do grupy maszyn i urządzeń energetycznych należą również urządzenia chłodnicze, szeroko rozpowszechnione w gospodarce narodowej. Poszukiwania rozwiązań materiałoozczędnych i niskoenergochłonnych winny objąć cały obszar stosowności tego typu urządzeń, to znaczy, od małych chłodziarek domowych i gastronomicznych do obiektów przemysłowych największych wydajnościach /chłodnie składowe, okrętowe urządzenia chłodnicze itp./.

Dotychczas stosowane metody tradycyjne, polegające na rzeglądach konstrukcji i technologii prowadziły wprawdzie o kolejnej modernizacji aparatury chłodniczej, lecz były mało dynamiczne i wymagały zbyt długiego czasu. Wskaźniki



zużycia materiałów i energii należą od szeregu lat do podstawowych kryteriów porównania poziomu technicznego wyrobów i oceny ich jakości [2, 3, 4]. Zastosowanie metod tradycyjnych, polegających na wzajemnym odnoszeniu wskaźników przed i po modernizacji nie jest zdaniem autorów pracy [9], jednoznaczne z osiągnięciem zadawalającej poprawy jakości wyrobu. Oczywiście ważna jest kontrola wartości wskaźników w całym cyklu, a więc od fazy projektowania [6, 7] do wdrożenia produkcyjnego [8].

W warunkach polskich, gdy zaistniały określone opóźnienia w rozwoju technologii, należy dodatkowo stosować kryteria wskaźnikowe pozwalające na porównanie wyrobów polskich z rozwiązaniami konstrukcyjnymi przodujących firm światowych w danej dziedzinie. Autorzy pracy [5] słusznie podają, że metody "efektywne" winny zawierać analizę aktualnego poziomu rozwiązań w przodujących firmach, analizę wskaźników techniczno-ekonomicznych firm polskich, analizę możliwości kooperacyjnych itp. Konstrukcja wymiennika chłodniczego produkcji polskiej będzie wówczas konkurencyjna na rynku światowym, jeżeli jej parametry i wskaźniki będą odpowiadać poziomowi firm przodujących. Nie ma więc innej alternatywy, jak wytwarzanie aparatury chłodniczej na poziomie światowym, zarówno dla potrzeb krajowych, jak i na eksport.

Chłodziarka należy do grupy maszyn roboczych, co oznacza, że efekt chłodzenia jest niemożliwy do osiągnięcia bez doprowadzenia energii z zewnątrz /z otoczenia/. Urządzenia chłodnicze są więc z założenia urządzeniami energochłonnymi. Oprócz sprężarek, napędzanych zazwyczaj silnikami elektrycznymi, istotną rolę odgrywają wymienniki ciepła. W dużym urządzeniu chłodniczym wymienniki ciepła stanowią około 70% kosztów i ciężaru całego układu [8]. Coraz powszechniej używa się wymienników ciepła, w których jednym z czynników realizujących wymianę ciepła jest powietrze. Jest to szczególnie istotne w warunkach racjonalnej gospodarki wodą. Już obecnie odczuwa się jej brak; wzrasta znacznie koszt chłodzenia wodnego. Wykorzystanie powietrza, jako jednego z czynników procesujących lub procesowanych w wymiennikach ciepła wymaga użycia generatorów ruchu powietrza, napędzanych rów-

nież energią pobieraną z zewnątrz. W chłodnicach, przeznaczonych do chłodzenia powietrza oraz w skraplaczach powietrznych instaluje się za zwyczaj wentylatory osiowe lub promieniowe, napędzane silnikami elektrycznymi. Pobierają one energię elektryczną, wykorzystywaną do realizacji przepływu powietrza. Powoduje to intensyfikację wymiany ciepła i wzrost wydajności cieplnej wymiennika. Idealną konstrukcją tego typu wymiennika uzyskuje się wówczas, gdy przy minimalnej mocy napędowej generatora ruchu powietrza wymiennik posiada największą wydajność cieplną, a oprócz tego jego gabaryty i masa osiągają wartości minimalne.

## 2. WSKAŹNIKI ZUŻYCIA ENERGII I MATERIAŁÓW

Współczesne chłodnice i skraplacze wentylatorowe wykonuje się najczęściej w postaci pęczka rur z ożebrowaniem lamelowanym. Tak powstały blok lamelowany zamknięty jest w obudowie i sprzężony z wentylatorem napędzanym silnikiem elektrycznym. Na wartość wskaźników zużycia materiałów i energii takich wymienników ciepła istotny wpływ mają następujące wielkości:

- wymiary elementów konstrukcyjnych bloku lamelowanego /wymia-  
ry rur, lamel, podziałka lamel, ułożenie rur itp./,
- rodzaj materiału, z jakiego wykonano rury, lamele i obudo-  
wę bloku lamelowanego,
- wymiary wentylatorów, ich ilość, sposób i rodzaj napędu,
- moc silników elektrycznych do napędu wentylatorów,
- przeznaczenie wymiennika ciepła i sposób jego montażu,
- rodzaj czynnika chłodniczego itp.

Dyspozycyjna powierzchnia wymiany ciepła, uzyskiwana z jed-  
nego bloku lamelowanego często przekracza obecnie  $500 \text{ m}^2$ , co  
dodatkowo powoduje wzrost zainteresowania problemami materia-  
łowymi i energetycznymi.

Poszukiwaniem poziomów odniesienia wskaźników zużycia materia-  
łów i energii i określeniem tendencji światowych w tym zakre-  
sie zajęli się również autorzy prac [9, 10, 11].

W dalszej części opracowania wzięto pod uwagę chłodnice i skraplacze wentylatorowe, zasilane czynnikami chlorowcopochodnymi R 12, R22 i R502 oraz amoniakiem. Dokonano analizy danych technicznych, zawartych w katalogach, prospektach, publikacjach itp., w zakresie 142 pełnych typoszeregów chłodnic i skraplaczy produkowanych przez około 20 firm krajowych i zagranicznych. Do analizy wzięto 35 zestawów danych, które pozwoliły na wykonanie oceny parametrów konstrukcyjnych i oceny wskaźnikowej dla:

- chłodnic wentylatorowych freonowych,
- chłodnic wentylatorowych amoniakalnych,
- skraplaczy powietrznych z wentylatorami osiowymi,
- skraplaczy powietrznych z wentylatorami promieniowymi.

W ocenie parametrów konstrukcyjnych wzięto pod uwagę wielkości dotyczące sposobu kształtowania bloku lamelowanego i jego współpracy z wentylatorem.

Proponowane wskaźniki zużycia energii i materiałów zestawiono w tabeli 1, dzieląc je umownie na trzy grupy:

- wskaźniki konstrukcyjne - opisujące materiałochłonność  $/W_1/$  i zwartość konstrukcji  $/W_2/$  w odniesieniu do  $1 \text{ m}^2$  zewnętrznej, całkowitej powierzchni wymiany ciepła  $A_z$ ,
- wskaźniki ciepłno-konstrukcyjne - określone stosunkiem efektu pracy wymiennika  $/\text{wydajność ciepła } \dot{Q}/$  do nakładu, w postaci dyspozycyjnej powierzchni wymiany ciepła  $A_z$ , masy całkowitej wymiennika  $m$  oraz objętości gabarytowej  $V$   $/\text{wskaźniki } W_3, W_4 \text{ i } W_5/$ ,
- wskaźniki energetyczne  $/\text{oznaczone } W_6, W_7 \text{ i } W_8/$ , w których efektem jest wydajność ciepła  $\dot{Q}$  lub uzyskany wydatek powietrza  $\dot{V}$ , zaś nakładem jest zużycie mocy napędowej  $P$  przez silniki elektryczne.

Wprowadzając w analizie katalogowej moc znamionową  $P$  silników napędowych wentylatorów należy mieć na uwadze, że wartość ta nie jest równoznaczna z rzeczywistym poborem mocy w warunkach eksploatacyjnych wymiennika.

Tabela 1. Oznaczenia i nazwy wskaźników konstrukcyjno-energetycznych

Table 1. Notations and names of the constructional and energetic indexes

Oznaczenie wskaźnika	Jednostka	Nazwa wskaźnika	
$W1 = m/A_2$	$\frac{kg}{m^2}$	konstrukcyjne	wskaźnik konstrukcyjny materiałochłonności
$W2 = V/A_2$	$\frac{m^3}{m^2}$		wskaźnik konstrukcyjny zwartości
$W3 = \dot{Q}/A_2$	$\frac{kW}{m^2}$	cieplno-konstrukcyjne	wskaźnik gęstości strumienia ciepła
$W4 = \dot{Q}/m$	$\frac{kW}{kg}$		wskaźnik efektywności masowej
$W5 = \dot{Q}/V$	$\frac{kW}{m^3}$		wskaźnik efektywności objętościowej
$W6 = \dot{Q}/\dot{V}$	$\frac{kW}{m^3/s}$	energetyczne	wskaźnik efektywności cieplnej wydatku powietrza
$W7 = \dot{Q}/P$	$\frac{kW}{kW}$		wskaźnik efektywności energetycznej wymiennika
$W8 = V/P$	$\frac{m^3/s}{kW}$		wskaźnik efektywności energetycznej wydatku powietrza

Dla celów porównawczych wprowadzono wydajność cieplną  $\dot{Q}$  wymiennika, odniesioną do tej samej różnicy temperatur  $\Delta t$ , przy czym:

- dla skraplaczy chłodzonych powietrzem przyjęto  $\Delta t = \Delta t_{w1} = 15 \text{ K}$ , gdzie  $\Delta t_{w1}$  jest wlotową różnicą temperatur /różnica pomiędzy temperaturą skraplania i średnią temperaturą powietrza na wlocie do skraplacza/,
- dla chłodnic wentylatorowych przyjęto  $\Delta t = 10 \text{ K}$  /różnica pomiędzy średnią temperaturą w przepływie przez chłodnicę i temperaturą parowania/.

Objętościowe natężenie przepływu powietrza  $\dot{V}$  /wydatek powietrza/ określono w warunkach otoczenia, przy temperaturze  $+20^\circ\text{C}$ . W ocenie wskaźnikowej nie wyklucza się możliwości stosowania innych kombinacji wielkości wyjściowych oraz kojarzenie podanych w tabeli 1 wskaźników [12, 13].

Istotnym wskaźnikiem cieplno-energetycznym wymienników

chłodniczych jest współczynnik przenikania ciepła  $k$ . Ujmuje on całokształt wymiany ciepła pomiędzy czynnikami uczestniczącymi w procesie. Większość firm produkujących wymienniki nie podaje w sposób jawny wartości liczbowej tego współczynnika. Jego wartość może być obliczona dla znanej logarytmicznej różnicy temperatur, która nie jest publikowana. Dlatego nie wprowadzono oddzielnej analizy zmian wartości współczynnika  $k$ . Biorąc pod uwagę znajomość wartości wskaźnika gęstości strumienia ciepła  $W_3$  można, w interesujących przypadkach, wyznaczyć zastępczą wartość współczynnika  $k$ , odniesioną do obliczeniowej różnicy temperatur.

### 3. PARAMETRY KONSTRUKCYJNE I ANALIZA WSKAŹNIKOWA CHŁODNIC WENTYLATOROWYCH

#### 3.1. Chłodnice wentylatorowe freonowe

Analizę rozwiązań konstrukcyjnych przodujących firm światowych oparto o katalogi firm specjalizujących się w produkcji wymienników ciepła Cu-Al /miedź-aluminium/. W grupie przodujących firm należy wymienić: Käba /RFN/, Con-tardo /Włochy/Norwegia/, Helpman /Belgia/, Dunham-Bush /Anglia, USA/, Frigabohn /RFN/, a wśród polskich między innymi WUCH /Dębica/ i PBUChIMPR /Gdynia/.

Przeanalizowano 49 typoszeręgów 14 firm w zakresie powierzchni wymiany ciepła  $A_z = 2 + 540 \text{ m}^2$  i wydajności chłodniczej  $\dot{Q}_{\Delta t=10K} = 0,05 + 58,2 \text{ kW}$ .

W chłodnicach freonowych wyróżnia się chłodnice z przepływem równoległym i kątowym powietrza, przy czym bloki lamelowane ustawione są zazwyczaj na stronie ssawnej wentylatora /ustawienie bloków na stronie tłocznej wentylatora stosuje niewielu producentów/. Chłodnice z przepływem równoległym powietrza przeznaczone są głównie do montażu podsufitowego, zaś z przepływem kątowym występują jako naścienne i podsufitowe.

W budowie bloków lamelowanych chłodnic występują wy-

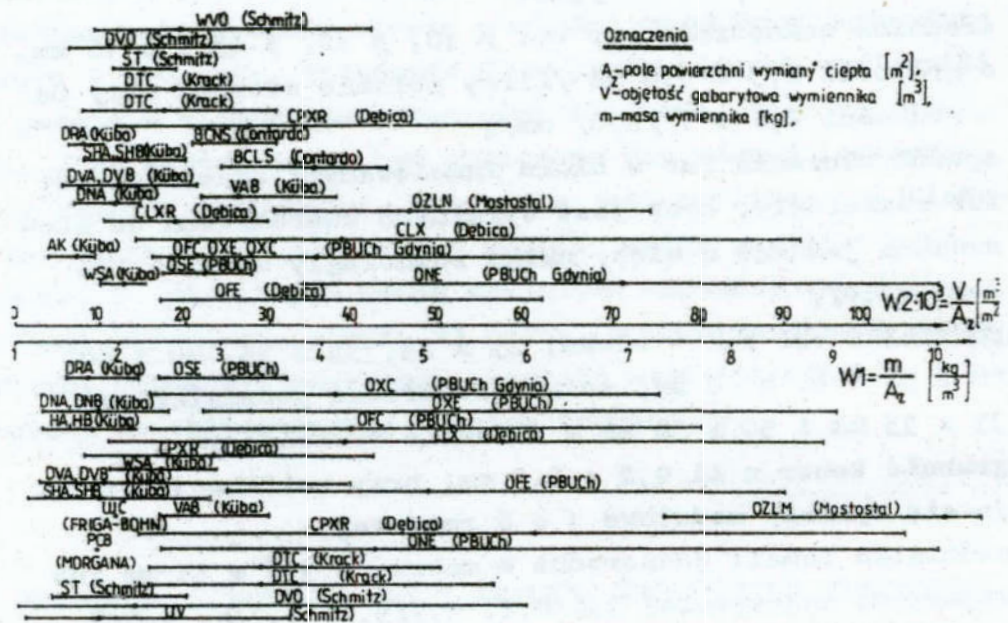
tażne tendencje konstrukcyjne:

- a/ średnice zewnętrzne rur Cu:  $\phi$  10,  $\phi$  12,  $\phi$  15 i  $\phi$  16 mm, o grubości 0,3 + 1,0 mm /firmy polskie stosują rury Cu o grubości 0,6 + 1/2,0/ mm/;
- b/ sposób ułożenia rur w bloku lamelowanym: szachownicowy lub równoległy, brak jest wyraźnych uwarunkowań do stosowania jednego z nich; układ równoległy zaczyna być dominujący,
- c/ podziałka osi rur w bloku: 25 x 25, 35 x 35, 40 x 40, 50 x 50 i 60 x 30 mm; można preferować podziałki rur 35 x 35 mm i 50 x 50 mm w układzie równoległym,
- d/ grubość żeber z Al 0,2 + 0,3 mm; przy unifikacji stosuje się wymiary modułowe 1 + 6 rzędowe,
- e/ podziałka lamel: jednorodne w zakresie 3,6 + 15 mm lub kojarzone najczęściej 3,6/4,2, 4,7/9,4, 4,7/8, 4,5/9 i 4,2/8,4 mm w zależności od warunków pracy i przeznaczenia chłodnicy - w komorach plusowych stosuje się podziałkę lamel 3,6 + 7 mm, a w niskotemperaturowych 10 + 15 mm.

W analizowanych typoszeregach chłodnic ilość wentylatorów osiowych przypadających na jedną chłodnicę nie przekracza 4 + 6 sztuk, o średnicach zewnętrznych kół łopatkowych 225 + 650 mm. Łączna moc znamionowa silników napędowych wentylatorów w zakresie do  $A_z = 540 \text{ m}^2$  wynosi 0,06 + 3,9 kW, a jednostkowa moc znamionowa pojedynczych silników wynosi od 40 W do 1,3 kW.

Obudowy bloków lamelowanych wykonuje się zazwyczaj z materiałów o małej gęstości /np. z aluminium/.

Dla kolejnych, analizowanych typoszeregów chłodnic freonowych oznaczono zakresy wskaźników W1 + W8 /minimum-maksimum/ z wyeksponowaniem wartości średniej /średnia ważona/. Zauważa się wyraźnie, że dla dowolnego typoszeregu występują znaczne rozpiętości w wartościach poszczególnych wskaźników. Każda z firm preferuje jeden lub dwa wskaźniki, co jest również charakterystyczne dla firm krajowych. Na rys. 1 i rys. 2 pokazano przykładowo zakresy zmian wartości wskaźników konstrukcyjnych W1 i W2 oraz energetycznych W7 i W8.



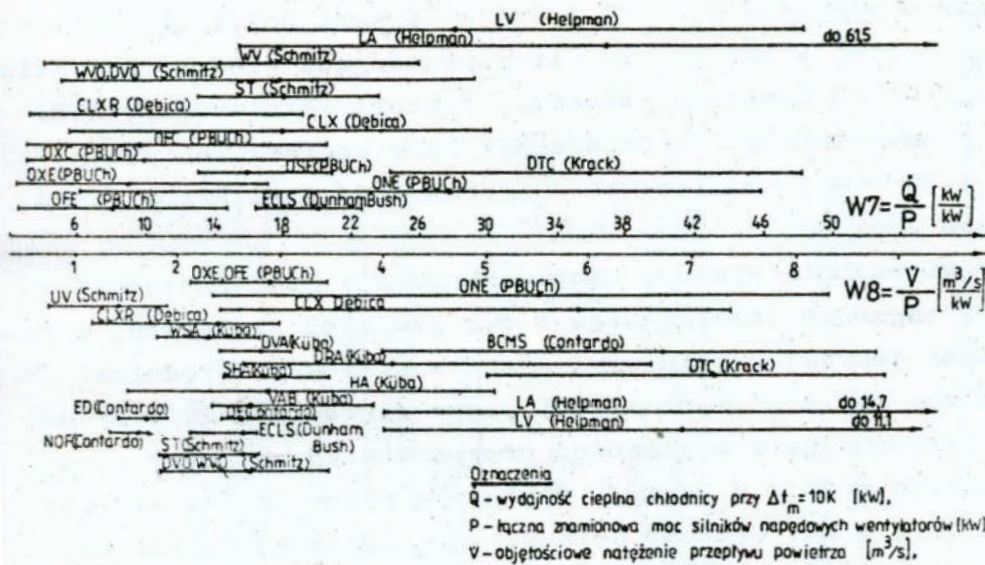
Rys. 1. Wskaźniki konstrukcyjne materiałochłonności  $W_1$  i zwartości  $W_2$  freonowych chłodnic wentylatorowych

Fig. 1. Constructional indexes of material consumption  $W_1$  and compactness  $W_2$  of the Freon fan coolers

Średnie wartości wskaźników materiałochłonności  $W_1$  i zwartości konstrukcji  $W_2$  zawierają się w przedziałach  $W_1 = 1,7 \div 3 \text{ kg/m}^2$  oraz  $W_2 = 0,008 \div 0,030 \text{ m}^3/\text{m}^2$  dla produkujących firm światowych. Dla firm krajowych są one niestety  $2 \div 2,5$  razy większe /mają większą masę i zajmują znaczną objętość/. Przyczyną jest w głównej mierze stosowanie zbyt grubych blach osłonowych bloków lamelowanych, podwyższonej masy wentylatorów i silników.

Wartości wskaźników  $W_4$  i  $W_5$  są bezpośrednią konsekwencją wzrostu wartości wskaźników  $W_1$  i  $W_2$ .

Grupa wskaźników oznaczonych symbolami  $W_6 \div W_8$  /Tabela 1/ mieści się w przedziale wartości średnich produkujących firm światowych. Należy jednak przeprowadzić szczegółową analizę. Jeżeli, na przykład wskaźnik  $W_7$  dla firm światowych mieści się w zakresie  $W_7 = 14 \div 37 \text{ kW/kW}$ , zaś dla polskich  $8 \div 28 \text{ kW/kW}$  nie oznacza to wcale, że konstrukcje polskie należą



Rys. 2. Wskaźniki efektywności energetycznej W7 i efektywności energetycznej wydatku powietrza W8 freonowych chłodnic wentylatorowych

Fig. 2. Indexes of energetic efficiency W7 and the energetic efficiency of air discharge W8 of the Freon fan coolers

do czołówek firm światowych. Z rys. 2 wynika bowiem, że duża ilość polskich typoszeręgów osiąga wartości  $W7 = 2 \div 10 \text{ kW/kW}$ , z czego szczególnie w zakresie małych powierzchni wymiany ciepła do  $0 \text{ m}^2$ .

Oprócz wskaźników wykazanych w tabeli 1 można niekiedy prowadzić wskaźnik zużycia miedzi na  $1 \text{ m}^2$  powierzchni wymiany ciepła. Niestety większość firm nie publikuje w swoich katalogach pełnych danych. Dla firmy Kuba określono średnią wartość wskaźnika ok.  $0,35 \text{ kg miedzi}/1\text{m}^2$  powierzchni wymiany ciepła.



### 3.2. Chłodnice wentylatorowe amoniakalne

Analizą objęto 8 firm zagranicznych i 3 firmy krajowe: WUCH-Dębica, Mostostal-Wrocław, FAM-Pruszcz, łącznie 28 typoszeręgów w zakresie  $A_z = 10 + 816 \text{ m}^2$  i wydajności chłodniczej  $Q_{t=10k} = 2,56 + 178 \text{ kW}$ . Za firmy przodujące wznano: A/S Atlas /Dania/, Gould Contardo /Włochy/, Fincoil /Finlandia/, KUBA /RFN/, uzupełniając typoszeręgami firm węgierskich /Tata, Direc i Wertes/, radzieckich /Giprochołod/ oraz Krack /USA/ i Grasso /Holandia/.

Powierzchnia wymiany ciepła zbudowana jest zazwyczaj z baterii segmentu lamelowanego z rur gładkich stalowych, z nasadzonymi żebrami piycinowymi /lamelle stalowe/. Średnica zewnętrzna rur stalowych mieści się w zakresie  $\phi 20 + 25 \text{ mm}$ , nie przekraczając w większości przypadków  $25 \text{ mm}$  /rury firmy Giprochołod  $\phi 38 / \phi 35 \text{ mm}$ /. Węgierska firma Wertes stosuje rury  $\phi 16 \times 2 \text{ mm}$ . Grubość ścianki rury stalowej wynosi najczęściej  $1,5 + 2,5 \text{ mm}$  /firmy krajowe stosują grubości rur  $1,8 + 2,3 \text{ mm}$ /. Wprowadzenie precyzyjnych rur stalowych, cienkościennych o zwiększonej wytrzymałości prowadzi do zmniejszenia masy chłodnicy.

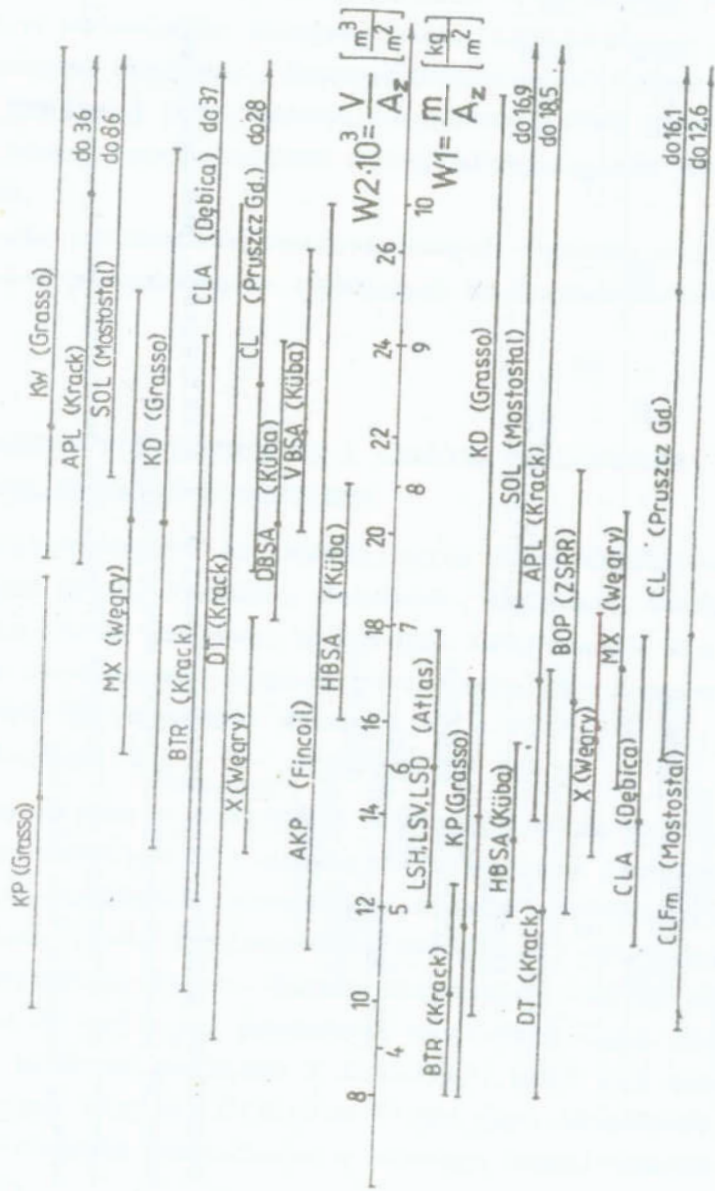
Najczęściej stosowana podziałka osi rur w bloku lamelowanym wynosi  $60 \times 60 \text{ mm}$  /firma Fincoil -  $58 \times 50 \text{ mm}$ />.

Lamelle stalowe wykonuje się zwykle z taśmy stalowej o grubości  $0,4 + 0,5 \text{ mm}$  /firma Fincoil w chłodnicach typu AKP stosuje lamelle o wymiarach  $58 \times 50 \times 0,5 \text{ mm}$ />.

Zauważa się dążenie do pełnej unifikacji poszczególnych elementów bloku lamelowanego.

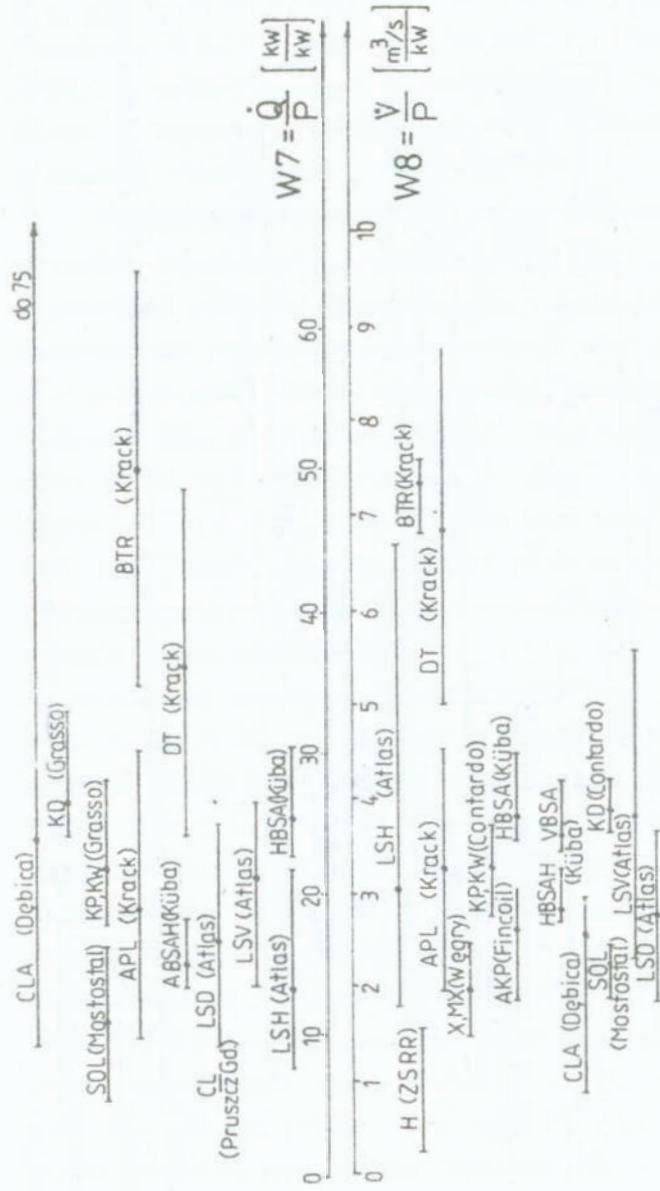
Stosowane są bardzo zróżnicowane wielkości podziałek lamel, zarówno jednorodnych, jak i skojarzonych. Przykładowe stosowanie podziałki lamel: Fincoil /8, 10, 12, 15 mm/, Atlas /6, 12, 18 mm/, Kuba - 8 mm, Grasso /5,5 - 12 mm/. Firmy krajowe stosują podziałki skojarzone w różnych kombinacjach w zakresie  $6 + 21 \text{ mm}$ . Pomimo dużej rozpiętości maksymalna wielkość podziałki lamel nie przekracza  $18 \text{ mm}$ .

Dla chłodnic amoniakalnych wykonano analizę wskaźnikową wg zasad podanych dla chłodnic freonowych. Na rys. 3 i rys. 4 pokazano przykładowe zakresy wskaźników konstrukcyjnych W1 i W2 oraz energetycznych W7 i W8.



Rys. 3. Wskaźniki konstrukcyjne materiałochłonności W1 i zawartości W2 amoniakalnych chłodnic wentylatorowych

Fig. 3. Constructional indexes of material consumption W1 and compactness W2 of the ammonia fan coolers



Rys. 4. Wskaźniki efektywności energetycznej W7 i efektywności energetycznej wydatku powietrza W8 amoniakalnych chłodnic wentylatorowych

Fig. 4. Indexes of energetic efficiency W7 and the energetic efficiency of air discharge W8 of the ammonia fan coolers

Już wstępna analiza wykazuje, że wskaźniki konstrukcyjne  $W_1$  i  $W_2$  dla chłodziw amoniakalnych są znacznie mniej korzystne, w porównaniu z freonowymi /około dwa razy większa masa, w przeliczeniu na  $1 \text{ m}^2$  powierzchni wymiany ciepła/. Zależność ta wynika bezpośrednio z rodzaju stosowanych materiałów /stal-stal/ oraz średnic i grubości rur, jak również z materiałów obudowy bloku lamelowanego /najczęściej blacha stalowa/. Materiałochłonność chłodziw produkcji krajowej jest wyższa od produkowanych przez firmy światowych i poszukiwanie rezerw materiałowych jest problemem otwartym.

W zakresie wskaźników energetycznych zauważa się znaczne możliwości poszukiwania rozwiązań niskoenergochłonnych.

#### 4. PARAMETRY KONSTRUKCYJNE I ANALIZA WSKAŹNIKOWA SKRAPLACZY CHŁODZONYCH POWIETRZEM

Analizą objęto 14 produkujących firm zagranicznych między innymi Küba, Fincoil, Contardo, Helpman, Dunham-Bush oraz dwie firmy krajowe, wykonując obliczenia dla 40 typoszeręgów skraplaczy. Zakres powierzchni wymiany ciepła analizowanych typoszeręgów wynosił  $A_z = 15 + 920 \text{ m}^2$ , a wydajności cieplnej  $\dot{Q}_{\Delta t_{w1=15K}} = 1,6 + 308 \text{ kW}$ .

Wymuszony przepływ powietrza w skraplaczach realizowany jest za pomocą wentylatorów osiowych /z blokami lamelowanymi stojącymi lub leżącymi/ oraz wentylatorów promieniowych. Znacznie większą ilość typoszeręgów skraplaczy produkuje się z wentylatorami osiowymi. Firma decydująca się na zastosowanie wentylatorów osiowych produkuje zazwyczaj dwie odmiany skraplaczy /z blokiem stojącym i leżącym/, przy tej samej powierzchni wymiany ciepła. Niektóre firmy /np. Krack-USA, Sanio-Japonia/ produkują skraplacze z blokami lamelowanymi ustawionymi ukośnie.

Ostatnie lata nie przyniosły zdecydowanych zmian w budowie bloków lamelowanych, chociaż powstały pewne tendencje w zakresie konstrukcji:

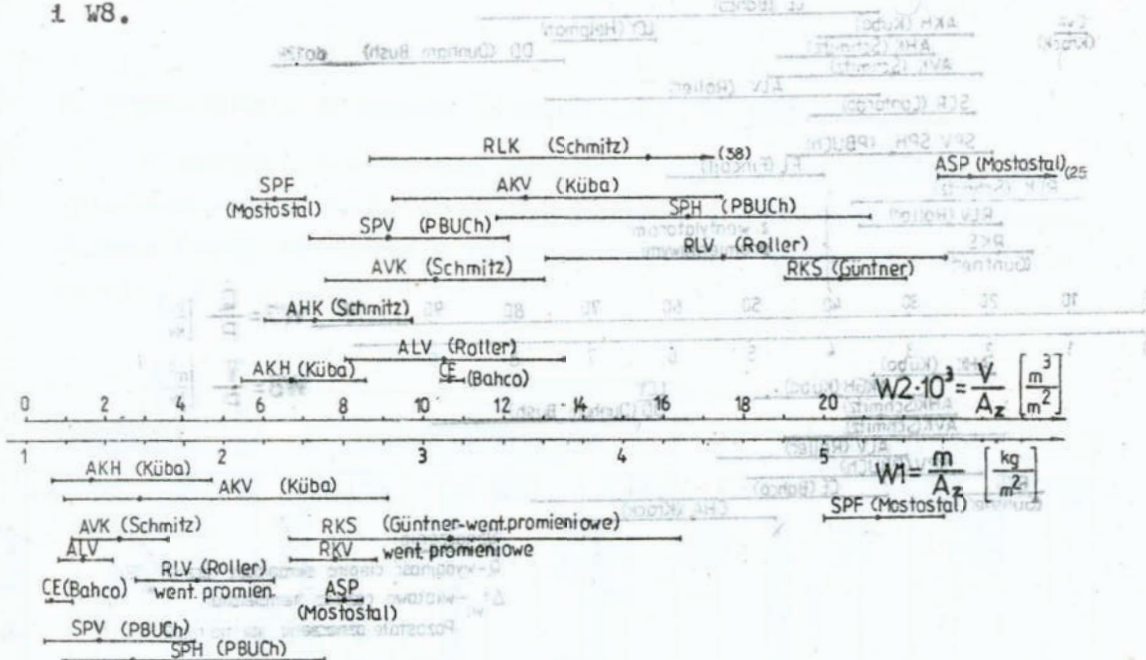
- a/ Z reguły stosuje się rury o przekroju kołowym i średnicy zewnętrznej w przedziale  $\phi 8 + \phi 17$  mm - najczęściej rury miedziane. Dla małych powierzchni wymiany ciepła dla skraplaczy freonowych stosuje się niekiedy cienkościennie rury stalowe o grubości  $0,3 + 0,4$  mm, o przekroju płasko-owalnym. Rysuje się tendencja do stosowania grubości rur rzędu  $0,8$  mm i niższej /polska firma PBUCh stosuje rury miedziane  $\phi 16 \times 0,8$  mm/.
- b/ Podziałka osi rur w bloku lamelowanym - brak jest zdecydowanego preferowania którejkolwiek z wartości /firma Contardo -  $60 \times 30$  mm, Ficcol -  $64 \times 32$  mm, Kuba i Helpman -  $38 \times 38$  mm, Roller  $40 \times 35$  mm/. Układ rur w pęczku jest przeważnie szachownicowy.
- c/ Każda z firm stosuje różnorodne elementy turbulizatorów w przepływie powietrza w kanałach międzyrurowych. Dla freonów wykonuje się lamele najczęściej z Al, o grubości  $0,18 + 0,3$  mm /tendencje do stosowania lamel o małej grubości/.
- d/ Podziałki lamel dla analizowanych firm były większe od wartości eksploatacyjnie minimalnej  $2$  mm i wynosiły  $2,2 + 4,5$  mm. W skraplaczach firmy PBUCh stosuje się podziałkę lamel  $2,5$  mm, zaś w skraplaczach typu SPF, firmy Mostostal -  $4,5$  mm.
- e/ Występuje ogólna tendencja do wzrostu powierzchni wymiany ciepła, zamkniętej w jednym bloku lamelowanym do wartości powyżej  $500 \text{ m}^2$ .

Ilość wentylatorów osiowych, współpracujących z jednym blokiem wentylatorowym nie przekracza zwykle  $6 + 8$  sztuk. W badanym zakresie zmian mocy cieplnej stosuje się wentylatory o zewnętrznej średnicy koła łopatkowego od  $\phi 250$  do  $\phi 914$  mm, a w amoniakalnym skraplaczu typu ASP -  $\phi 1200$  mm. Łączna, nominalna moc silników elektrycznych wentylatorów osiowych w zakresie powierzchni wymiany ciepła do  $100 \text{ m}^2$  wynosi około  $750 \text{ W}$ , od  $100 + 500 \text{ m}^2$  zawiera się w przedziale  $7,6 + 7,8 \text{ kW}$ . Przy współpracy z wentylatorami promieniowymi dla  $A_z$  do  $100 \text{ m}^2$  moc silników wynosi do  $1,5 \text{ kW}$ , a dla  $A_z = 100 + 500 \text{ m}^2$  - około  $9 \text{ kW}$ .

nie wyklucza się możliwości stosowania zblokowanych zespołów

skraplaczy /zespół 2 + 4 skraplaczy/.

Rys. 5 i rys. 6 prezentują przykładowe zakresy zmian wskaźników konstrukcyjnych W1 i W2 oraz energetycznych W3 i W4.

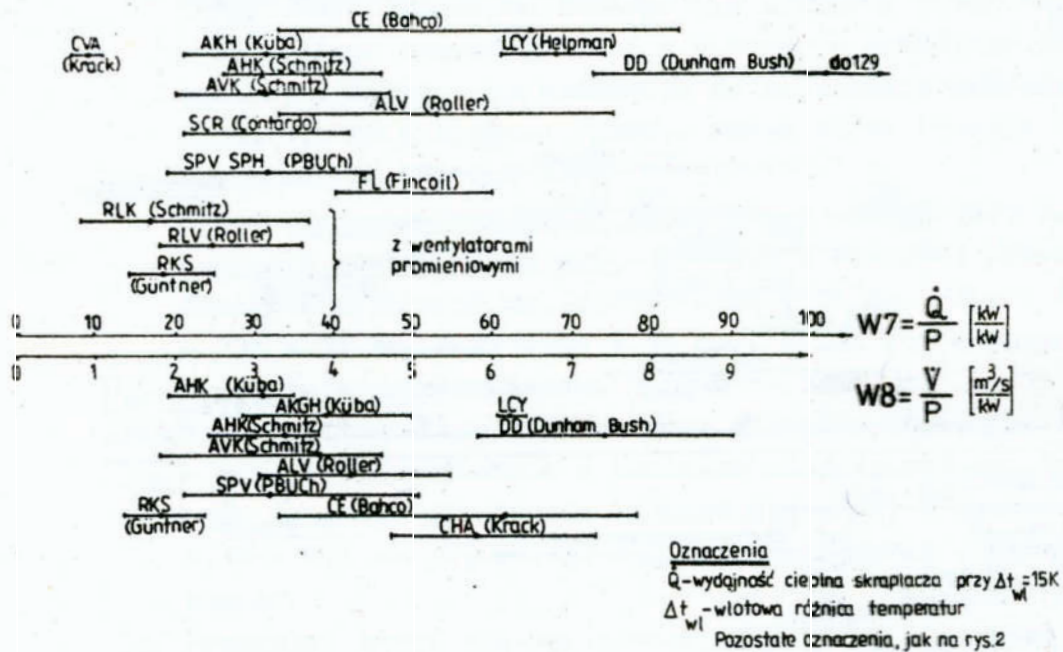


Rys. 5. Wskaźniki konstrukcyjne materiałochłonności W1 i wartości W2 skraplaczy chłodzonych powietrzem.

Fig. 5. Constructional indexes of material consumption W1 and compactness W2 of the air-cooled condensers

Wartość wskaźnika materiałochłonności W1 dla skraplaczy z wentylatorami osiowymi osiąga wartość  $W1 = 1,2 + 1,6 \text{ kg/m}^2$  i jest dwukrotnie niższa, niż dla skraplaczy z wentylatorami promieniowymi. Zastosowanie bloków lamelowanych leżących /przy wentylatorach osiowych/ powoduje wzrost wskaźnika zwartości konstrukcji W2 o 50 - 60 %, w porównaniu z blokami stojącymi. Charakterystycznym jest, że wskaźnik W3 - gęstości strumienia ciepła, dla przodujących firm kształtował się na poziomie  $W3 = 220 + 360 \text{ W/m}^2$ , zaś dla konstrukcji skraplaczy SPV i SPH produkcji firmy PBUCh wynosi  $W3 = 474 + 630 \text{ W/m}^2$ . Duże rozbieżności wykazują również wartości wskaźnika W4.

$W_4 = 180 + 410 \text{ W/kg}$  dla skraplaczy z wentylatorami osiowymi i  $110 + 170 \text{ W/kg}$  - przy wentylatorach promieniowych.



Rys. 6. Wskaźniki efektywności energetycznej  $W7$  i efektywności energetycznej wydatku powietrza  $W8$  skraplaczy chłodzonych powietrzem

Fig. 6. Indexes of energetic efficiency  $W7$  and the energetic efficiency of air discharge  $W8$  of the air-cooled condensers

Wśród wskaźników energetycznych zwraca uwagę wskaźnik  $W6$ . Okazuje się, że dla wszystkich analizowanych skraplaczy wydatek powietrza równy  $\dot{V} = 1 \text{ m}^3/\text{s}$  pozwala na uzyskanie wydajności cieplnej  $10 + 12,5 \text{ kW}$  /przy  $\Delta t_{w1} = 15 \text{ K}$ . Z  $1 \text{ kW}$  mocy zainstalowanej w skraplaczu z wentylatorami osiowymi można osiągnąć średnio  $30 + 70 \text{ kW}$  wydajności cieplnej i tylko  $17 + 25 \text{ kW}$  wydajności, po zastosowaniu wentylatorów promieniowych.

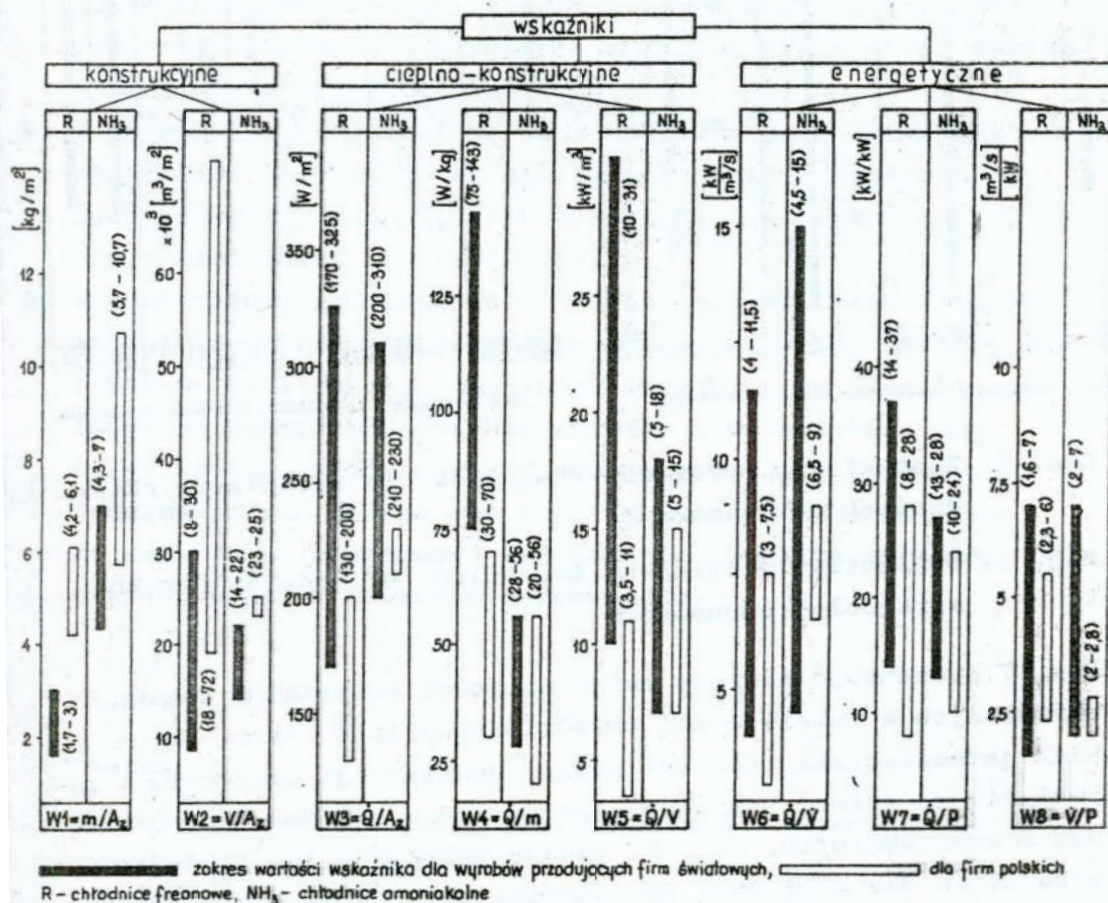
Wskaźniki energetyczne skraplaczy firmy polskiej PBUCh mieszczą się w przedziałach produkcyjnych firm światowych.

Istnieją jednak znaczne możliwości podniesienia wartości tych

wskaźników metodami bezinwestycyjnymi /na przykład przez poprawę równomierności rozdziału i przepływu powietrza [13]/.

## 5. ZESTAWIENIE ZBIORCZE WYNIKÓW ANALIZY WSKAŹNIKOWEJ

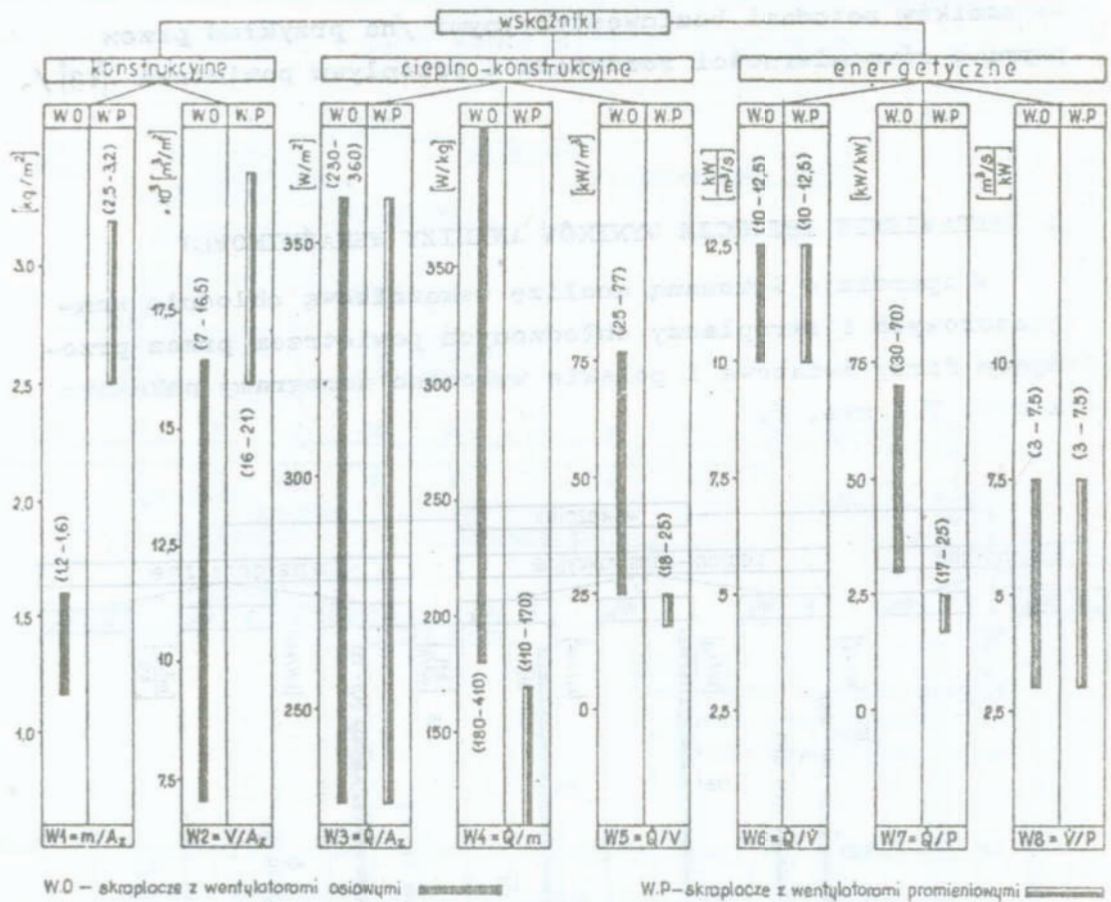
W oparciu o wykonaną analizę wskaźnikową chłodnic wentylatorowych i skraplaczy chłodzonych powietrzem przez produjące firmy światowe i polskie wykonano nomogramy pokazane na rys. 7 i rys. 8.



Rys. 7. Zestawienie zbiorcze wartości wskaźników dla chłodnic wentylatorowych

Fig. 7. Collective setting-up the values of indexes for the fan coolers





Rys. 8. Zestawienie zbiorcze wskaźników dla skraplaczy chłodzonych powietrzem

Fig. 8. Collective setting-up the values of indexes for the air-cooled condensers

Rys. 7 prezentuje zakresy zmian wartości wszystkich wskaźników określonych w tabeli 1 dla chłodnic wentylatorowych. Można z nich jednoznacznie odczytać poziom konstrukcji krajowych w porównaniu ze stanem światowym, zarówno dla chłodnic freonowych, jak i amoniakalnych. Rys. 8. podaje zakresy zmian wartości wskaźników dla czołowych producentów skraplaczy powietrznych z wentylatorami osiowymi i promieniowymi. Przedstawione na rys. 7 i rys. 8 zakresy zmian wartości wskaźników są zgodne z wynikami analiz przedstawionych w pracach [9, 10].

## 6. WNIOSKI

1. Przedstawiona analiza wskaźnikowa pozwoliła na dokonanie oceny aktualnych rozwiązań konstrukcyjnych chłodniczych wymienników ciepła pod względem materiało- i energochłonności oraz efektywności pracy.
  2. Obecnie produkowane wymienniki krajowe, charakteryzują się zwiększoną dwukrotnie /niekiedy więcej/ materiało- i energochłonnością w stosunku do czołowych firm światowych. Dotyczy to szczególnie chłodnic freonowych i amoniakalnych.
  3. Pomimo znacznego postępu w zakresie zmniejszenia energochłonności konstrukcji, wyroby krajowe posiadają znaczne rezerwy, których wykorzystanie zwiększy efektywność energetyczną wymienników ciepła.
  4. W oparciu o przedstawione dane możliwym jest określenie wskaźników techniczno-ekonomicznych, przy aktualnych cenach rynkowych /na przykład wskaźnika w złotych na Wat mocy chłodniczej lub cieplnej/.
  5. Wyodrębnienie dodatkowych kryteriów optymalizacyjnych wymienników ciepła wymaga przeprowadzenia pełnej analizy parametrów konstrukcyjnych, wpływających na uzyskanie najlepszych wskaźników zużycia energii i materiałów /np. wpływ ilości rzędów rur w kierunku przepływu powietrza, jednoznaczność układu rur w pęczku, ilość żeber itp./.
- Ze względu na obszerność zagadnienia, analiza zostanie przedstawiona w odrębnym opracowaniu.

## LITERATURA

1. Mejro Cz., Troszkiewicz J., Wierzbicka B.: Energetyka dziś i jutro. WNT, Warszawa 1986
2. Ostaszewski M., Pluta Z., Podpora J., Poniewski M., Radwański E.: Kryteria oceny wymienników ciepła i ich zastosowanie. Referaty i materiały VIII Zjazdu Termodynamików, Krościenko 1972
3. Trojanowski T., Wyszogrodzki A.: Ocena porównawcza nagrzewnic za pomocą wskaźników cieplnych i konstrukcyjnych. Ciep-

- rownictwo, Ogrzewnictwo, Wentylacja 1977, nr 7
4. Czapp M., Charun H., Baran J., Sobolewski E.: Analiza konstrukcyjno-energetycznej oceny efektywności chłodniczych wymienników ciepła. Chłodnictwo 1979, nr 6, s. 15
  5. Wójcik S., Klimaszewski H.: Wpływ rodzaju stosowanej aparatury na materiałochłonność i energochłonność systemu chłodniczego na przykładzie stosowania różnego rodzaju skraplaczy. Referat na Krajowej Naradzie Naukowo-Technicznej nt.: "Problemy oszczędności materiałów i energii w przemysłowych urządzeniach chłodniczych". Kraków, 25 + 25 - 26.10.1980
  6. Szkliszko W.M., Soczenow W.N., Anisin A.K. i inni: Wlijanje geometryczeskich parametrov ploszczatoj powierchnosti na techniko-ekonomičeskije pokazateli tieploobmiennych apparatow. IWUZ Energetyka 1977, nr 19, s. 83
  7. Krasnikowa O.K.: Metod sravnitelnoj ocenki effektivnosti tieploobmiennych powierchnostiej. Chimičeskoje i Nieftianoje Maszinstrojenije 1984, nr 6, s.32
  8. Paliwoda A.: Postęp techniczny w budowie wymienników ciepła urządzeń chłodniczych i klimatyzacyjnych. Chłodnictwo 1979, nr 6, s. 10
  9. Gacziłow T.S., Iwanowa W.S., Stoiczkowa R.J.: Tendencji konstruirowanija oriebriennych freonowych wozduchochładitielej. Chłodilnaja Technika 1981, nr 2, s. 57
  10. Szawra V.M., Gopin S.R., Gromizdin S.N., Rogowa V.A.: Tendencji konstruirowanija wozdusznych kondesatorow małych chłodilnych maszin. Chłodilnaja Technika 1982, nr 7, s.54
  11. Gopin S.R., Prochorow A.W.: Tendencji konstruirowanija bytowych kompresionnych tiepłowych nasosow. Chłodilnaja Technika 1985, nr 11, s. 55
  12. Praca zbiorowa: Weryfikacja procesów wymiany ciepła w wymiennikach urządzeń chłodniczych. Etap I. Praca wykonana w ramach tematu CPBP 02.06. WSInż, Koszalin 1986
  13. Czapp M., Charun H., Bohdal T.: Eksploatacyjne aspekty oszczędności energii i materiałów w chłodnicach wentylatorowych. Referat na II Krajowej Konferencji Naukowo-Technicznej nt.: "Aparatura do wymiany ciepła", Ustroń-Jaszowiec 13-15.10.1988

### Streszczenie

Zaproponowano zastosowanie wskaźników zużycia energii i materiałów do oceny poziomu technicznego chłodniczych wymienników ciepła. Dla freonowych i amoniakalnych chłodnic wentylatorowych oraz skraplaczy chłodzonych powietrzem dokonano analizy danych technicznych w zakresie 142 pełnych typoszeręgów produkowanych przez 20 firm krajowych i zagranicznych. Stwierdzono, że wyroby krajowe posiadają znaczne rezerwy w zakresie zmniejszenia materiało- i energochłonności konstrukcji.

### EVALUATION OF THE TECHNICAL LEVEL OF COOLING EXCHANGERS BY MEANS OF THE INDICATORS OF ENERGY AND MATERIALS CONSUMPTION

#### Summary

The use of the indicators of energy and materials consumption for the evaluation of the technical level of cooling heat exchangers has been proposed. The analysis of technical data for Freon and ammonia fan coolers and the air-cooled condensers has been performed in the scope of 142 full series of types manufactured by 20 domestic and foreign companies. It was stated that the domestic products have significant surplus in the scope of diminishing the material and energy consumption indexes of the construction.

Jarosław Diakun

Tadeusz Bil

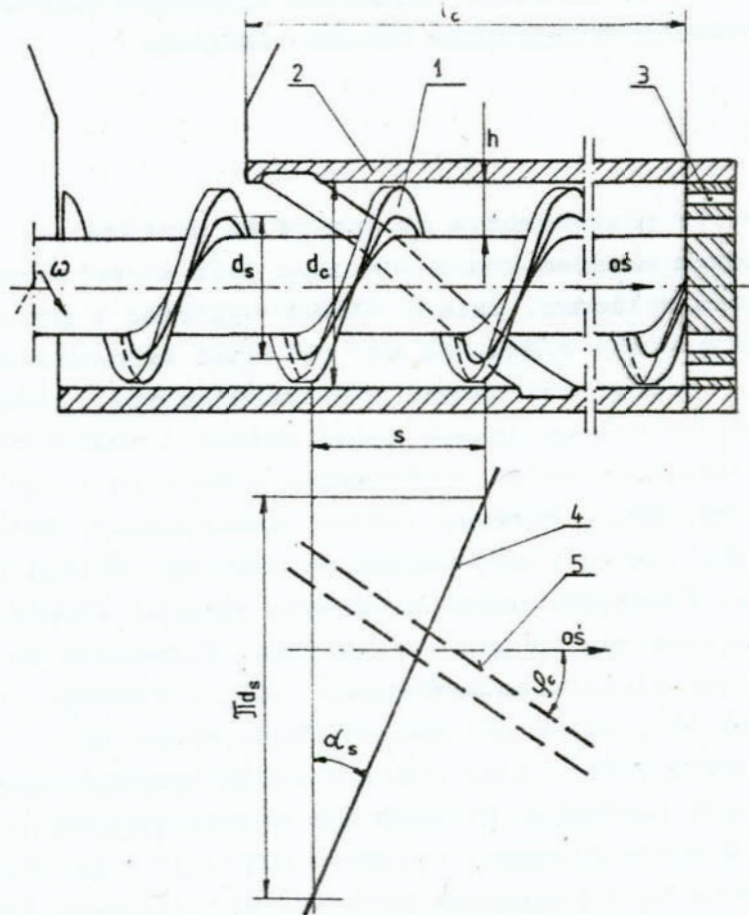
**POLIOPTYMALIZACJA WYBRANYCH ELEMENTÓW KONSTRUKCYJNYCH ŚLIMAKOWEGO UKŁADU ZASILANIA****1. WSTĘP**

W przemyśle przetwórczym stosowane są urządzenia, w których zasadniczym układem konstrukcyjnym jest ślimak obracający się wewnątrz cylindra. Układy ślimak-cylinder w przetwórstwie spełniają wiele zadań. Są one układami transportowymi, mieszającymi, uplastyczniającymi i wytłaczającymi. Jednym z istotnych, często występujących zadań układu ślimakowego jest generowanie ciśnienia celem wytłoczenia materiału z określoną wydajnością, np. przez matrycę tłoczni makaronowej. Układ taki w ramach niniejszej pracy został nazwany ślimakowym układem zasilania. Ślimakowy układ zasilania stanowi strefę funkcjonalną urządzeń takich jak wytłaczarki ślimakowe do przetwórstwa tworzyw wielkokształeczkowych [9], ślimakowe tłocznie makaronowe [6], wilki do rozdrabniania mięsa [8].

W artykule przedstawiono analizę polioptymalizacyjną trzech wybranych wielkości ślimakowego układu zasilania. Są nimi: stromość zwoju ślimaka, wysokość zwoju ślimaka oraz skrętność rowków na wewnętrznej powierzchni cylindra. Poszukuje się wartości parametrów, dla których układ generuje założone ciśnienie przy minimalnej swej objętości oraz z maksymalną sprawnością energetyczną i wydajnością. Podstawą analizy jest model analityczny ślimakowego układu zasilania z rowkowaną wewnętrzną powierzchnią cylindra, a wytłaczany materiał ma stosunkowo dużą spójność, przy której małe są deformacje przy jego wytłaczaniu [2].

## 2. OKREŚLENIE ZMIENNYCH DECYZYJNYCH ORAZ KRYTERIÓW OPTIMALIZACJI

Wielkości określające konstrukcję ślimakowego układu zasilania przedstawione są na rys. 1.



Rys. 1. Schemat konstrukcji ślimakowego układu zasilania; 1 - ślimak, 2 - cylinder, 3 - układ dławiący wypływ surowca, 4,5 - średnia linia śrubowa, krawędzie rowków na cylindrze w rozwinięciu na płaszczyznę

Fig. 1. Scheme of the worm supply system design: 1 - worm, 2 - cylinder, 3 - outflow raw material throttling system, 4,5 - mean helix, grooves edges on cylinder developed on a plane

Ślimak o skoku  $s$  i średniej średnicy zwoju  $d_s$  obraca się z prędkością kątową  $\omega$  w cylindrze o średnicy  $d_c$ . Stromość zwoju ślimaka jest odniesiona do średnicy średniej i jest określona zależnością:

$$\gamma_s = \frac{s}{\pi d_s} = \operatorname{tg} \alpha_s \quad (1)$$

Wysokość zwoju ślimaka  $h$  jest określona za pomocą bezwymiarowego parametru odniesionego do średnicy cylindra

$$x_h = \frac{h}{d_c} \quad (2)$$

długość cylindra jest określona jako wielokrotność jego średnicy

$$z_c = \frac{l_c}{d_c} \quad (3)$$

Na wewnętrznej powierzchni cylindra wykonane są rowki. Skrętność rowków określona jest za pomocą kąta  $\varphi_c$ , orientującego rowki względem kierunku osiowego.

W pracy [2] wyprowadzono zweryfikowaną eksperymentalnie zależność określającą ciśnienie generowane przez ślimakowy układ zasilania. Wartość ciśnienia, jakie może być generowane na końcu ślimakowego układu zasilania rośnie wykładniczo z jego długością. Zależność tę można przekształcić do postaci, wyznaczającej długość /określoną wielkością  $z_c$  lub  $l_c$ /, jaka jest potrzebna aby otrzymać założone ciśnienie wytłaczania  $p$  na końcu układu. Długość ta jest również funkcją innych parametrów konstrukcyjnych. Ogólnie można zapisać:

$$z_c = F_z(p, \gamma_s, \varphi_c, x_h). \quad (4)$$

Przedstawiono również [2] wzór określający wydajność /np. objętościową  $\dot{V}$ / jako funkcję wielkości geometrycznych i prędkości kątowej ślimaka  $\omega$ .

$$\dot{V} = F_v(d_c, \gamma_s, \varphi_c, x_h, \omega). \quad (5)$$

Odnosząc wydajność objętościową do parametru proporcjonalnego do objętości układu ślimakowego  $(d_c^3, z_c)$  oraz prędkości kątowej ślimaka otrzymuje się bezwymiarowy wskaźnik wydajności

$$\mathcal{K} = \frac{\dot{V}}{d_c^3 z_c \omega}. \quad (6)$$

Wskaźnik wydajności przedstawić można jako funkcję:

$$\mathcal{K} = F_{\mathcal{K}}(\gamma_s, \varphi_c, x_h). \quad (7)$$

Energetyczną sprawność wytlaczania /w mechanice płynów nazwaną sprawnością energetyczną pompowania/ definiuje się następująco:

$$\eta = \frac{p V}{\omega M}, \quad (8)$$

gdzie  $M$  to moment napędu ślimaka, który można obliczyć w oparciu o wzór wyprowadzony w pracy [3]. Sprawność określa funkcja:

$$\eta = F_{\eta}(\gamma_s, \varphi_c, x_h) \quad (9)$$

Konstruując ślimakowy układ zasilania należałoby dążyć do tego, aby:

- osiągnąć wymagane technologicznie ciśnienie przy minimalnej długości cylindra;
- osiągnąć możliwie dużą wydajność z jednostki objętości układu;
- mieć możliwie dużą sprawność energetyczną wytlaczania.

Przyjęto następujące kryteria optymalizacji:

wskaźnik wydajności  $\mathcal{K} = \max.$

energetyczna sprawność wytlaczania  $\eta = \max.$

przy określonej względnej długości cylindra  $z_c$ .

Przyjęliśmy, że w funkcjach (4), (7) i (9) niezależnymi zmiennymi decyzyjnymi są:



stromość zwoju ślimaka  $\gamma_s$ ,  
 kąt skrętności rowków  $\varphi_c$  oraz  
 względna wysokość zwoju ślimaka  $\chi_h$ .

Znając te trzy wielkości można dla określonego dowolnego wymiaru liniowego /np średnicy cylindra  $d_c$  obliczonej na podstawie ograniczeń konstrukcyjnych/, wyznaczyć pozostałe podstawowe wymiary ślimakowego układu zasilania, a na podstawie wydajności  $\dot{V}$  prędkość kątową  $\omega$ .

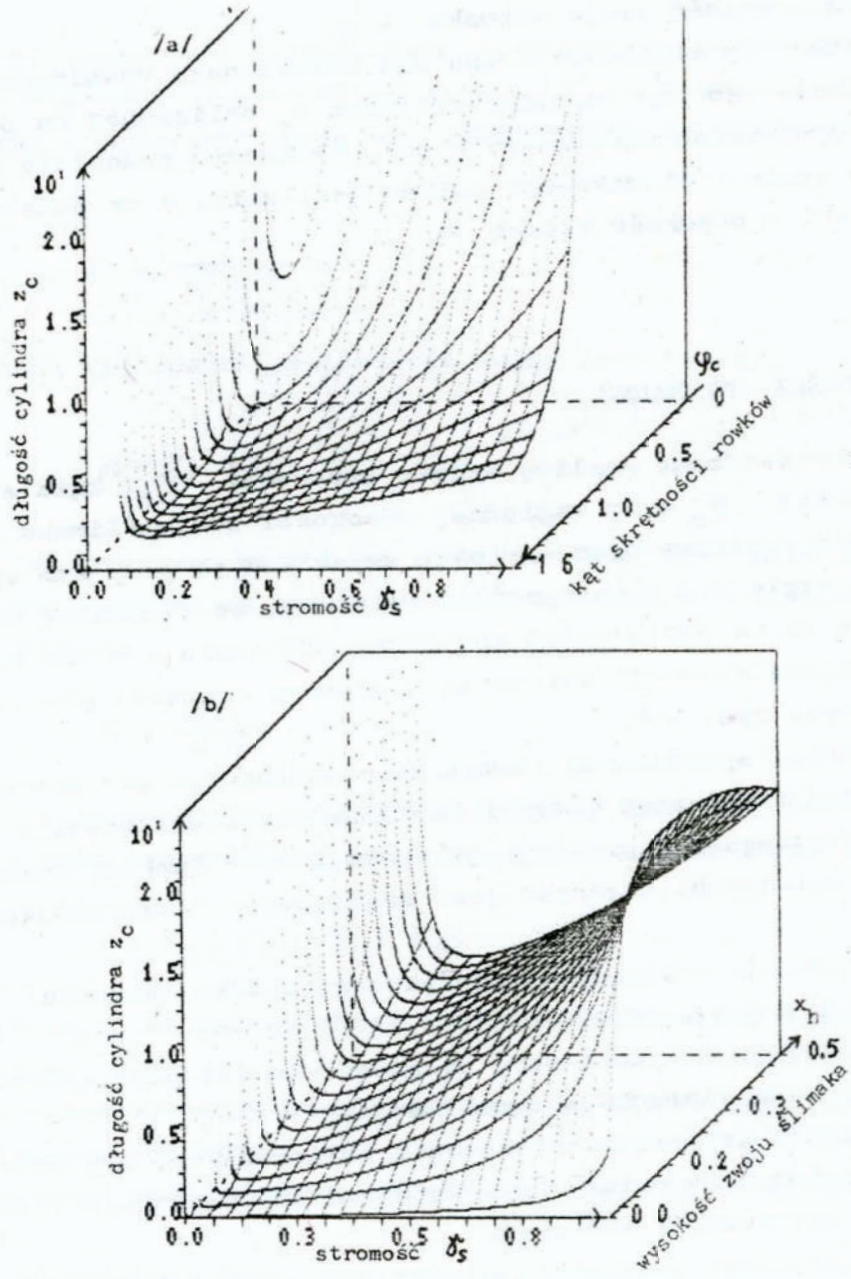
#### 4. WIELKOŚCI OPTYMALNE

Przeprowadzono analizę wpływu stromości  $\gamma_s$ , kąta skrętności rowków  $\varphi_c$  oraz względnej wysokości zwoju ślimaka  $\chi_h$  na długość cylindra oraz wartości uzyskiwanych przy tym wydajności względnej i sprawności. Założono, że ślimakowy układ zasilania ma na swoim końcu generować ciśnienie  $p = 100$  MPa. Wyniki obliczeń przedstawione są w postaci wykresów przestrzennych na rys. rys. 2-4.

Wartości optymalnych poszukiwano posługując się metodą optymalizacji zmiennej metryki Davidona-Fletchera-Powella [4]. Metoda ta polega na aproksymacji funkcji celu funkcją kwadratową  $n -$  zmiennych. Algorytm jest realizowany w następujących etapach:

1. Optymalizacja w kierunku największego spadku /wzrostu/ wartości funkcji celu.
2. Optymalizacja w wyznaczonym na podstawie  $n-1$  poprzednich etapów nowym kierunku optymalizacji.
3. Sprawdzenie kryterium zakończenia obliczeń /np. czy różnica sąsiednich optimów jest mniejsza od założonej/ i ewentualne zakończenie obliczeń.
4. Powrót do etapu 1 - jeżeli kroków jest więcej niż  $n$  lub do etapu 2.

Optymalizacja w kierunku /etap 1 i 2/ prowadzona jest metodą aproksymacji kwadratowej na podstawie trzech wartości funkcji celu, z których środkowa jest najmniejsza /przy minimalizacji/. Takie trzy wartości poszukiwane są metodą podwaja-



Rys. 2. Graficzne przedstawienie funkcji (4), a/ dla  $x_h = 0.15$   
b/ dla  $\psi_c = 1$

Fig. 2. Graphic presentation of the function (4): a/ for  
 $x_h = 0.15$  b/ for  $\psi_c = 1$

nia kroku, rozpoczynając z małym krokiem z punktu początkowego lub ostatniego optymalnego. Ograniczenia nierównościowe uwzględniono przy pomocy funkcji kary. Funkcja kary miała postać analogiczną do przedstawionej w pracy [1].

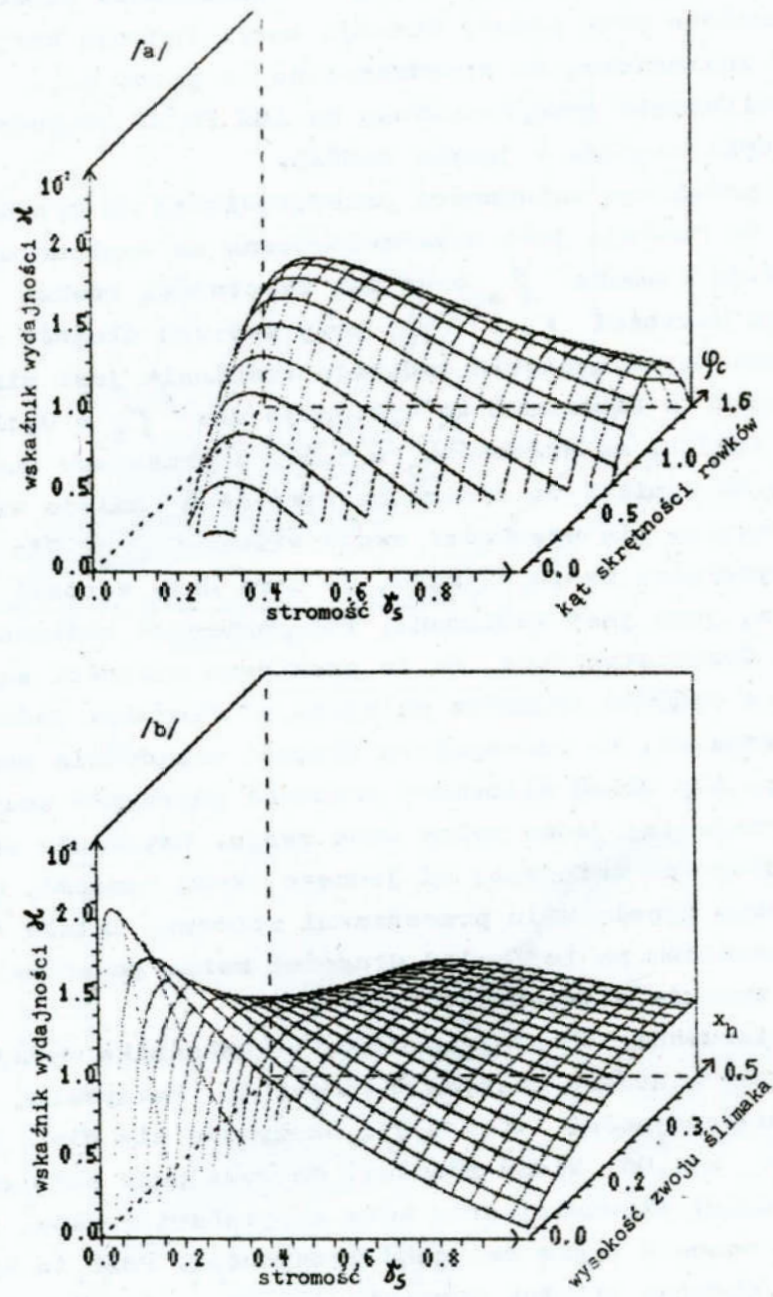
Obliczenia przeprowadzono na IBM PC/XT na podstawie programu opracowanego w języku PASCAL.

Z przebiegu zależności przedstawionej na rysunkach 2-4 widać, że funkcja jest niemonotoniczna ze względu na stromą zwoju ślimaka  $\gamma_s$  oraz kąt skrętności rowków  $\varphi_c$ . Istnieją wartości  $\gamma_s$  i  $\varphi_c$ , przy których długość cylindra konieczna do osiągnięcia zadanego ciśnienia jest minimalna. Na rysunku 2a ekstremum to występuje dla  $\gamma_s = 0,125$ ;

$\varphi_c = 1,232$  i ma wartość  $z_c = 1,66$ . Z przebiegu funkcji na rysunku 2b wynika, że minimalna wartość  $z_c$  maleje wraz ze zmniejszaniem się wysokości zwoju ślimaka  $X_h$ . Dla bardzo małej wysokości zwoju ślimaka, do zera dąży wartość długość cylindra, jaka jest konieczna, aby generować założone ciśnienie. Oczywiście jest, że te graniczne wartości są teoretyczne, a długość cylindra mniejsza od długości jednego skoku nie oznacza, że rzeczywista długość urządzenia może być tak mała. Aby układ ślimakowy pracował poprawnie musi posiadać przynajmniej jeden pełen skok zwoju. Uzyskanie obliczeniowej długości mniejszej od jednego skoku oznacza, że przy prawidłowym wypełnieniu przestrzeni roboczej układu ślimakowego materiałem na tej małej długości można generować odpowiednio wysokie ciśnienie.

Powierzchnia obrazująca wartości wskaźnika wydajności ma wyraźnie widoczne ekstremum - rys. 3a. Maksymalną wartość wskaźnika wydajności  $\delta\mathcal{L} = 0,012$  otrzymuje się dla  $\gamma_s = 0,23$  oraz  $\varphi_c = 1,06$ . Widać również, że występuje pole określające wartości stromości oraz kąta skrętności rowków, dla których nie można w ogóle osiągnąć wydajności. Pole to występuje również /choć nie tak wyraźnie/ na rys. 2a. Na granicy tego pola na rys. 2a długość cylindra dąży do nieskończoności, co oznacza, że wymagany byłby nieskończony długi cylinder aby wygenerować żądane ciśnienie.

Z przebiegu funkcji na rys. 3b widać, że wartości wskaźnika wydajności oraz położenie jego wartości ekstremalnej za-



Rys. 3. Graficzne przedstawienie funkcji (7), a/ dla  $x_n = 0.15$   
b/ dla  $\varphi_0 = 1$

Fig. 3. Graphic presentation of the function (7): a/ for  
 $x_n = 0.15$  b/ for  $\varphi_0 = 1$

leży od wysokości zwoju ślimaka i małe wysokości zwoju są korzystniejsze.

Zależność sprawności od stromości i kąta skrętności rowków /rys. 4a/ ma podobny charakter jak dla wskaźnika wydajności /rys. 3a/. Występuje wyraźnie widoczne optimum. Na rys. 4a maksymalna sprawność  $\eta = 0.594$  osiągana jest dla stromości  $\gamma_s = 0.24$  oraz kąta skrętności rowków  $\varphi_c = 1.14$ . Z wykresu na rys. 4b wynika, że wartość sprawności maksymalnej oraz parametry optymalne, dla których jest ona osiągana zależą od wysokości zwoju ślimaka. Większe sprawności osiąga się dla małych wysokości zwoju ślimaka.

#### 4. POLIOPTYMALNE WARUNKI GENEROWANIA CIŚNIENIA

Z przedstawionych na rysunkach 2-4 przebiegów funkcji wynika, że wartości optymalne parametrów optymalizowanych  $(\gamma_s, \varphi_c, x_h)$  zależą od przyjętego kryterium optymalizacji, którymi były minimum długości cylindra  $z_c$ , maksimum wskaźnika wydajności  $\mathcal{K}$  lub maksimum sprawności  $\eta$ . Oznacza to, że nie można spełnić jednocześnie wszystkich kryteriów optymalizacji.

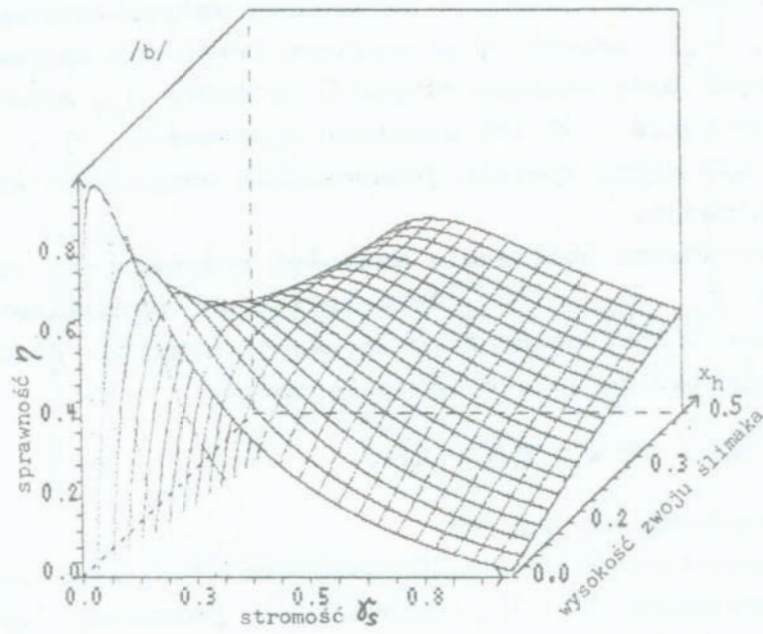
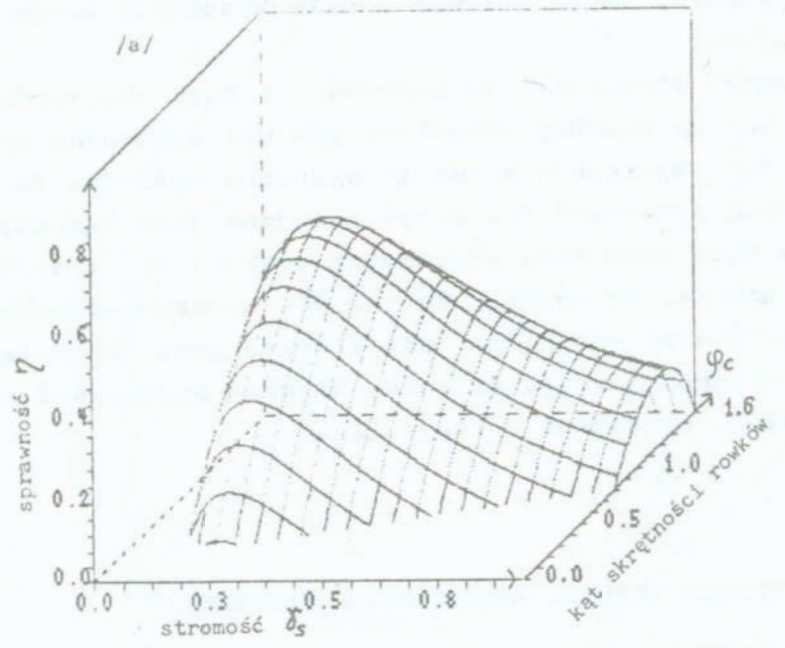
Przeprowadzono obliczenia wartości optymalnych zmiennych decyzyjnych  $\gamma_s, \varphi_c$  i  $x_h$ . Jako kryterium optymalizacji przyjęto sumę ważoną bezwymiarowego współczynnika wydajności oraz energetyczną sprawność wytłaczania

$$K = \mathcal{K}k + \eta(1 - k) \cdot a \quad (10)$$

gdzie  $k$  - współczynnik wagowy,

$a$  - dodatkowy współczynnik uwzględniający wymiarowość kryteriów  $\mathcal{K}$  i  $\eta$ , zapewniający jednakowy wpływ obu kryteriów przy  $k = 0.5$

Odpowiednio gdy  $k = 1$  kryterium optymalizacji jest wskaźnik wydajności  $\mathcal{K}$ , zaś gdy  $k = 0$  kryterium optymalizacji jest sprawność  $\eta$ . Dla wartości pośrednich  $0 < k < 1$  uwzględniane jest odpowiednio proporcjonalnie  $\mathcal{K}$  i  $\eta$ .



Rys. 4. Graficzne przedstawienie funkcji (9); a/ dla  $x_h = 0.15$   
b/ dla  $\varphi_c = 1$

Fig. 4. Graphic presentation of the function (9): a/ for  
 $x_h = 0.15$  b/ for  $\varphi_c = 1$

Ograniczeniem równościowym w procesie optymalizacji była długość  $z_c$ . Założoną stałą wartość  $z_c$  osiągnano poprzez interakcyjną zmianę współczynnika wpływu kary [1] aż do osiągnięcia złożonej dokładności  $\varepsilon = 10^{-3}$ .

Ograniczeniami nierównościami przy tym były:

$$\begin{aligned} 0 < x_h < 0.5, \\ 0 < \gamma_s, \\ 0 \leq \varphi_0 < \pi/2. \end{aligned}$$

Uwzględniano je metodą funkcji kary dodawanej do funkcji kryterialnej [1]. Wyniki obliczeń zestawione są w tabeli 1.

Ekstremalne wartości  $z_c$ ,  $\mathcal{K}$  i  $\eta$  z tabeli 1 zestawione zostały na rysunku 5. Krzywa 1 na tym rysunku to zbiór punktów maksymalnego wskaźnika wydajności dla określonych długości cylindra, zaś krzywa 2 to zbiór punktów maksymalnej sprawności. Przykładowo, krzywa między punktami 3 i 4 to zbiór polioptymalnie ekstremalnych wartości sprawności  $\eta$  oraz wskaźnika wydajności  $\mathcal{K}$  przy długości cylindra  $z_c = 6$ . Możliwe do osiągnięcia wartości  $\mathcal{K}$  i  $\eta$  dla  $z_c = 6$  określa zakreskowane pole. Krzywa 3-4 określa zbiór wartości ekstremalnych takich, że nie można uzyskać poprawy jednego z nich /np  $\eta$  / bez pogorszenia drugiego. Są to więc wartości optymalne w sensie Pareto [7]. Wartości  $\gamma_s$ ,  $\varphi_0$  i  $x_h$ , dla których można to osiągnąć podane są w tabeli 1.

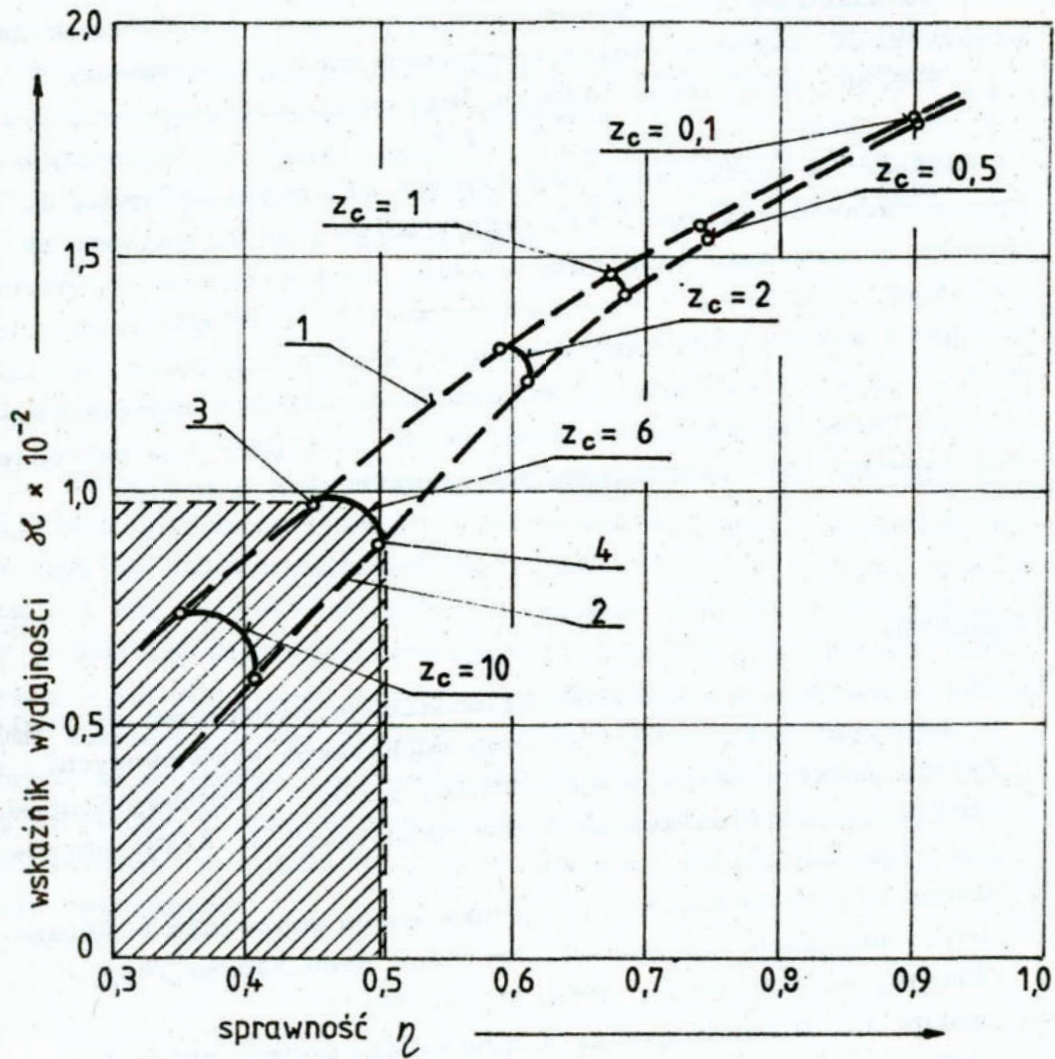
Na rys. 5 pole ograniczone liniami 1 i 2 stanowi zbiór wartości polioptymalnych dla różnych wartości  $z_c$ . Widać, że stosownie do przyjętych kryteriów optymalizacji najlepsze wyniki osiąga się dla małych wysokości zwoju ślimaka. Korzystne są zatem konstrukcje ślimakowych układów zasilania o małych długościach a dużych średnicach i małej wysokości zwoju. Ograniczenia w tym zakresie są ograniczeniami konstrukcyjnymi.

Tabela 1. Zostawienie optymalnych wartości parametrów ślimakowego układu zasilania

Table 1. Statement of the optimal parameter values of the worm supply system

$k$	$\gamma_s$	$\varphi_c$	$\chi_h$	$Z_c$	$\eta$	$\alpha$
1.00	0.596	0.935	0.5014	9.999	0.4055	0.00645
0.80	0.578	0.937	0.4490	9.999	0.4005	0.00693
0.60	0.568	0.933	0.4063	9.999	0.3915	0.00724
0.40	0.564	0.926	0.3722	9.999	0.3809	0.00742
0.20	0.562	0.919	0.3415	9.999	0.3683	0.00753
0.00	0.563	0.911	0.3106	9.999	0.3527	0.00757
1.00	0.395	1.111	0.3908	6.000	0.5078	0.00834
0.80	0.401	1.071	0.3421	6.000	0.5034	0.00896
0.60	0.405	1.043	0.3141	6.000	0.4954	0.00925
0.40	0.409	1.018	0.2915	6.000	0.4853	0.00942
0.20	0.414	0.995	0.2708	6.000	0.4728	0.00953
0.00	0.419	0.971	0.2496	6.000	0.4568	0.00956
1.00	0.251	1.133	0.1279	2.000	0.6095	0.01248
0.80	0.251	1.115	0.1267	2.000	0.6090	0.01259
0.60	0.250	1.095	0.1251	2.000	0.6073	0.01268
0.40	0.251	1.075	0.1232	2.000	0.6042	0.01275
0.20	0.251	1.052	0.1207	2.000	0.5992	0.01280
0.00	0.253	1.027	0.1174	2.000	0.5917	0.01282
1.00	0.200	1.140	0.0756	1.000	0.6813	0.01414
0.80	0.199	1.123	0.0754	1.000	0.6808	0.01424
0.60	0.198	1.105	0.0751	1.000	0.6793	0.01432
0.40	0.197	1.086	0.0746	1.000	0.6765	0.01439
0.20	0.196	1.064	0.0739	1.000	0.6720	0.01444
0.00	0.196	1.040	0.0729	1.000	0.6654	0.01445
1.00	0.161	1.146	0.0460	0.500	0.7533	0.01560
0.80	0.159	1.130	0.0461	0.500	0.7528	0.01569
0.60	0.158	1.113	0.0462	0.500	0.7512	0.01578
0.40	0.156	1.094	0.0462	0.500	0.7484	0.01584
0.20	0.155	1.074	0.0461	0.500	0.7440	0.01589
0.00	0.154	1.052	0.0459	0.500	0.7378	0.01591
1.00	0.099	1.129	0.0147	0.100	0.9043	0.01850
0.80	0.099	1.148	0.0148	0.100	0.9061	0.01840
0.60	0.099	1.136	0.0148	0.100	0.9052	0.01847
0.40	0.099	1.121	0.0148	0.100	0.9031	0.01853
0.20	0.099	1.103	0.0147	0.100	0.8993	0.01858
0.00	0.098	1.083	0.0147	0.100	0.8933	0.01861





Rys. 5. Zbiór ekstremalnych wartości długości cylindra  $z_c$ , wskaźnika wydajności  $\delta L$  i sprawności  $\eta$ .

Fig. 5. Set of the extreme length values for cylinder  $z_c$ , output indicator  $\delta L$  and efficiency  $\eta$ .

## 5. WNIOSKI

Standardowe konstrukcje strefy zasilania wyciarczek do przetwórstwa tworzyw wielkocząsteczkowych mają parametry

$\gamma_s \approx 0.38$  /skok zwoju ślimaka jest równy średnicy cylindra/,  
 $\varphi_c = 0$  /rowki poosiowe/,  $X_{11} \approx 0.12$ ,  $z_c \approx 4$ . Porównując te wartości z wartościami otrzymanymi dla przykładowych, tu prezentowanych obliczeń, stwierdzić można, że ze względu na warunki generowania ciśnienia możliwe jest wykonanie konstrukcji strefy zasilania o lepszych parametrach. Strefa zasilania przejmuje 60-70% mocy napędu układu uplastyczniającego wyciarczarki [5]. Instalowane w wyciarczkach silniki napędowe mają moce rzędu dziesiątek a nawet setek kW i przy tym zakresie mocy istotne jest optymalizowanie konstrukcji maszyny.

## LITERATURA

1. Bil T., Tarnowski W.: Polioptymalizacja mechanizmu ze względu na koszt i luz przy losowych odchyłkach wykonawczych. Zeszyt Naukowy WSInż w Koszalinie, prace V Krajowej Konferencji "Polioptymalizacja w projektowaniu" Nr 8/WM, Koszalin 1986, s. 29-37
2. Diakun J., Milanowski J.: Warunki ruchu materiału w ślimakowych układach tłoczących. Przegląd Mechaniczny /45/, 1986/10, s. 10, 19-20; 1986/11, s. 12-15
3. Diakun Ja. Osieboe usilie i krutiaščij moment priwoda w zonie pytania čerbiačnogo priessa. Čimičeskoje Mašinostrojenje 43, Kjeb 1986, s. 3-7
4. Himmelblau D.M: Applied nonlinear programming. Mc Graw-Hill Book Company, 1972
5. Menges G., Hogele R.: Temperatur und Energiemessung in der Einzugszone eines Einschnecken-Extruder. Plastverarbeiter /23/, 1972 15, s. 332-338
6. Nazarov N.J.: Technologia produkcji makaronów. WNT, Warszawa 1972
7. Peschel M., Riedl C.: Polioptymalizacja. Metody podejmowania decyzji kompromisowych w zagadnieniach inżynierskich. WNT, Warszawa 1979

8. Praca zbiorowa pod red. P.Lewickiego: Inżynieria procesowa i aparatura przemysłu spożywczego. WNT, Warszawa 1982
9. Sikora R.: Technika wytwarzania. Przetwórstwo tworzyw wielkocząsteczkowych PWN, Warszawa 1982
10. Tarnowski W.: Model procesu wyboru w projektowaniu technicznym, Zeszyt Naukowy Politechniki Śląskiej, seria Automatyka, z.72, Gliwice 1984

### Streszczenie

W oparciu o opublikowany wcześniej model analityczny ślimakowego układu zasilania z rowkowanym cylindrem przeprowadzono analizę polioptymalizacyjną konstrukcji. Kryteriami optymalizacji są: długość cylindra - minimum; wydajność przypadająca na jednostkę objętości urządzenia i jednostkę prędkości obrotowej - maksimum oraz sprawność wytłaczania - maksimum. Zmiennymi decyzyjnymi są: stromość zwoju ślimaka, kąt skrętności rowków w cylindrze oraz wysokość zwoju ślimaka. Uzyskane wyniki porównano z parametrami konstrukcyjnymi standardowej strefy zasilania wytłaczarki jednoślindakowej do przetwórstwa tworzyw sztucznych.

### POLYOPTIMIZATION OF A DESIGN OF A WARM INTAKING /SUPPLYING/ SYSTEM

#### Summary

On the basis of a being published mathematical model of warm intaking system with a grooved cylinder, the polyoptimization analysis is done. There are three criteria of optimization:

- 1) The cylinder length /minimal/,
- 2) The capacity of the system per the length unit and per 1 revolution /maximal/,
- 3) The efficiency of the system /maximal/.

The decision variables are: the angle of the worm screw line, the angle of the grooves screw line and the worm tooth depth. The optimal results are compared with common dimensions of the standard screw extruding press for plastics.

Józef Fleszar

**METODA WYZNACZANIA SZEROKOŚCI ROBOCZEJ DŹWIGNI ODDZIELAJĄCEJ SEPERATORA KAMIENI OD BULW ZIEMNIAKA**

Seperatory dźwigniowe nie zostały dotychczas poddane pełnej analizie teoretycznej i nie znane są ściśle zależności wiążące własności rozdzielanych bulw i kamieni z podstawowym parametrem dźwigni oddzielającej, jakim jest jej szerokość robocza /rozstaw/. Parametr ten decyduje o efektywności procesu separacji. W związku z różnorodnością charakterystyk wymiarowo-masowych bulw ziemniaka i kamieni, należy określić ich wpływ na szerokość roboczą dźwigni oddzielającej.

Bulwa lub kamień, w zależności od szerokości dźwigni, w wyniku różnego zorientowania względem osi podłużnej dźwigni, mogą leżeć na różnej ich ilości. Zakładając, że transport odbywa się za pomocą przenośnika łańcuchowo-zabierakowego, bulwy i kamienie są przemieszczane po dźwigniach swoją osią podłużną poprzecznie do kierunku ruchu. Wynika z tego, że szerokość dźwigni oddzielającej związana jest szczególnie z długością bulw i kamieni.

Oddzielanie bulw od kamieni /rys. 1/ wystąpi wtedy, gdy niezależnie od ich masy -  $m_z$ ,  $m_k$  oraz długości -  $l_z$ ,  $l_k$ , siła ciężkości bulwy jest mniejsza, a siła ciężkości kamienia większa od sumy sił podporowych  $P_i$ :

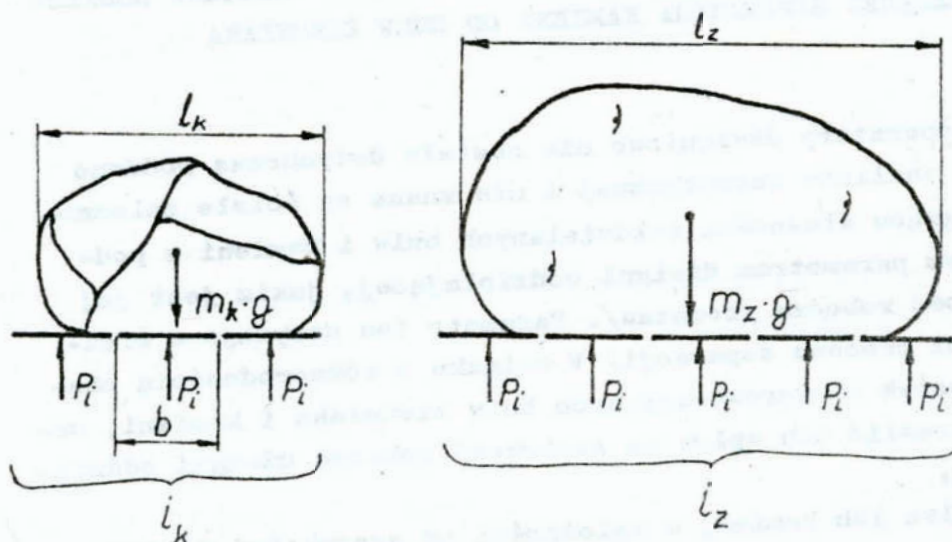
$$m_z \cdot g \leq \sum P_i$$

$$m_k \cdot g > \sum P_i$$

Jeżeli bulwa leży na  $i_z$ , a kamień na  $i_k$  dźwigniach, to rednie masy obu ciał przypadające na poszczególne dźwignie

wynoszą:

$$q_z = \frac{m_z}{i_z}, \quad q_k = \frac{m_k}{i_k} .$$



Rys. 1. Schemat ustawienia bulw i kamieni na dźwigniach oddzielających

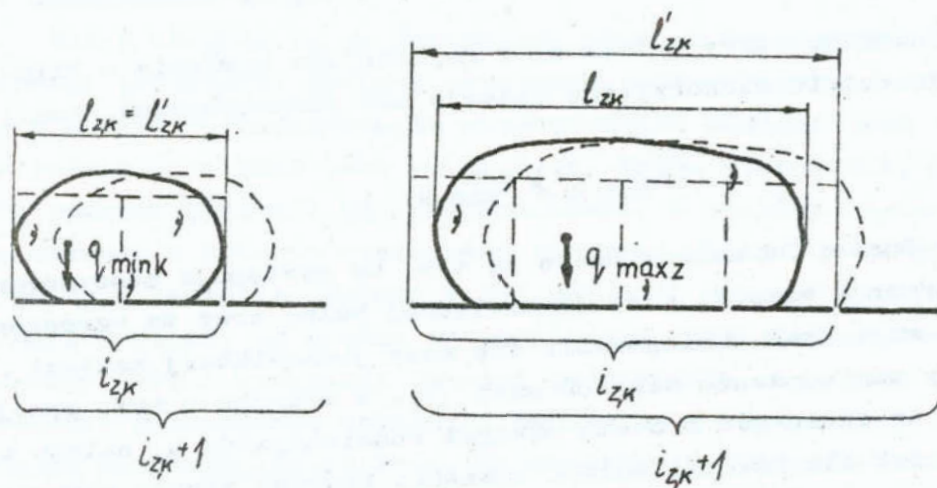
Fig. 1. Diagram of setting bulbs and stones on the parting levers

Każda z tych elementarnych mas działa swoją siłą ciężkości  $q_z \cdot \epsilon$ ,  $q_k \cdot \epsilon$ , na pojedynczą dźwignię oddzielającą, która podtrzymuje je z siłą podporową  $P_i$ . Prawidłowe oddzielenie wystąpi więc wówczas, gdy:

$$q_z \cdot \epsilon \leq P_i < q_k \cdot \epsilon .$$

Dobranie siły podtrzymującej  $P_i$  jest łatwe, gdy w mieszaninie wszystkie bulwy mają mniejsze masy elementarne od mas elementarnych kamieni:

$$q_z < q_k .$$



Rys. 2. Schemat rozkładu masy ciała na dźwigniach oddzielających

Fig. 2. Diagram of body mass distribution on the parting levers

Spełnienie tego tzw. względnego warunku oddzielania jest najczęściej zapewnione dla średnich frakcji bulw i kamieni, natomiast jest trudniejsze do spełnienia, w miarę równoczesnego wzrostu masy poszczególnych bulw i zmniejszania się masy poszczególnych kamieni. Wartości mas elementarnych zależą od szerokości dźwigni oddzielającej  $b$  i mas jednostkowych obu składników mieszaniny  $Q_{z,k}$ :

$$q_{z,k} = Q_{z,k} \cdot b,$$

gdzie:

$$Q_z = \frac{m_z}{l_z}, \quad Q_k = \frac{m_k}{l_k}.$$

W rozważaniach analitycznych przyjęto, że szczelina między dźwigniami jest minimalna i nie ma praktycznie istotnego wpływu na poszukiwane parametry.

Średnie frakcje bulw i kamieni mają korzystną relację mas jednostkowych, tzn, spełniony jest tzw. podstawowy warunek od-

dziolania:

$$Q_z < Q_k .$$

Największe bulwy - "max z" i najmniejsze kamienie - "min k", mają często niekorzystną relację mas jednostkowych, tzn.:

$$Q_{\max z} \gg Q_{\min k} .$$

Zależności te uwarunkowane są tym, że występuje zdecydowana tendencja wzrostu masy jednostkowej bulwy wraz ze wzrostem jej masy oraz zmniejszania się masy jednostkowej kamieni przy zmniejszaniu się ich masy [1]. W związku z tym, przyjęto, że szerokość roboczą dźwigni oddzielającej b, należy wyznaczyć dla frakcji bulw i kamieni, których proces separacji jest najtrudniejszy. Prawidłowe oddzielanie nastąpi w tym przypadku wtedy, gdy spełnione są następujące nierówności:

$$m_{\min k} \cdot g > P_i \cdot i_{\min k} ,$$

$$m_{\max z} \cdot g \leq P_i \cdot i_{\max z} .$$

Ze stosunku mas najmniejszych kamieni do największych bulw, określić można wartość ilorazu ilości dźwigni, które winny podtrzymywać obie frakcje ciał:

$$\frac{i_{\min k}}{i_{\max z}} < \frac{m_{\min k}}{m_{\max z}} .$$

Z teoretycznego punktu widzenia kamień winien być podtrzymywany przez jak najmniejszą siłę, która wynika z siły podporowej jednej dźwigni pomnożonej przez ilość dźwigni na których on leży. Korzystna jest taka sytuacja, gdy dźwignie zewnętrzne są jak najbardziej obciążone /rys. 2/. Wobec tego, że ułożenie kamieni na dźwigniach jest losowe, więc kamień może nie w pełni zajmować swoją długością skrajne dźwignie. Im dźwignie są węższe, to wykorzystanie siły podporowej



skrajnych dźwigni jest relatywnie większe, co wpływa na lepsze oddzielenie kamieni.

Bulwy ułożone są na dźwigniach również losowo, przy czym niepełne obciążenie dźwigni skrajnych jest korzystne, zwłaszcza dla bulw największych. Im nieobciążenie dźwigni jest większe, tym oddzielanie bulw jest pewniejsze. Można stwierdzić, że dla bulw szersze dźwignie są korzystniejsze. W analizie wynika więc sprzeczność w doborze szerokości roboczej dźwigni ze względu na bulwy i kamienie. Należy w tej sytuacji dokonać wyboru szerokości dźwigni, na drodze optymalizacji, uzależnionej od pożądanego celu i wymaganej jakości oddzielania. Np. może to być uzyskanie najwyższego wskaźnika oddzielenia kamieni czy minimalnego wskaźnika strat bulw. Najczęściej wybieranym celem jest uzyskanie jak najwyższego oddzielenia kamieni przy określonej, dopuszczalnej ilości nieprawidłowo oddzielonych bulw.

Oddzielanie najmniejszych kamieni wymaga stosowania jak najwęższych dźwigni. Teoretycznie największa szerokość dźwigni może wynosić równowartość długości najmniejszego kamienia. W tym przypadku, zajęcie przez "min k" dwóch dźwigni jest bardzo prawdopodobne, co w konsekwencji powoduje bardzo duże niedociążenie jednej z dźwigni. Ogólnie można przyjąć, że szerokość dźwigni winna być mniejsza od długości "min k", a ilość dźwigni na których on leży  $i_{\min k}^{\min} > 1$ . Zwiększając jednak ilość dźwigni na których leży najmniejszy kamień, uwzględnić należy, że wraz z poprawą warunków oddzielania kamieni pogarsza się oddzielanie największych bulw. Podstawowym więc problemem jest określenie ilości dźwigni, na których powinny leżeć największe bulwy - "max z" i najmniejsze kamienie - "min k". W tym celu należy wyznaczyć charakterystyki wymiarowo-masowe bulw i kamieni, znajdujących się w rozdzielanej mieszaninie. Następnie należy wybrać te ciała, które nie spełniają podstawowego warunku oddzielania, tzn.:

$$Q_{\max z} \gg Q_{\min k}$$

Dla próbki tej wyznaczamy także parametry jak:  $\bar{Q}_{\max z}$ ,  $\bar{Q}_{\min k}$ ,  $\bar{m}_{\max z}$ ,  $\bar{m}_{\min k}$ ,  $\bar{l}_{\max z}$ ,  $\bar{l}_{\min k}$ .

Stosunek ilości dźwigni, na których powinien leżeć kamień  $i_{\min k}^{\min}$  do ilości dźwigni, na których winna leżeć bulwa  $i_{\max z}^{\min}$ , wyznaczyć można ze stosunku ich średnich mas:

$$\frac{i_{\min k}^{\min}}{i_{\max z}^{\min}} < \frac{\bar{m}_{\min k}}{\bar{m}_{\max z}},$$

co można zapisać  $k_i < k_m$ .

gdzie

$$k_i = \frac{i_{\min k}^{\min}}{i_{\max z}^{\min}}, \quad k_m = \frac{\bar{m}_{\min k}}{\bar{m}_{\max z}}.$$

Największa bulwa, która jeszcze może być oddzielona od "min k" ma masę:

$$\bar{m}_{\max z} < \frac{1}{k_i} \bar{m}_{\min k}.$$

Ze wzoru wynika, że im wartość stosunku  $k_i$  jest mniejsza, tym większa bulwa może być jeszcze oddzielona od "min k", czyli należy dobierać:

$$\bigvee_{k_m > k_i} k_i \Rightarrow \text{Min} \{k_i\}.$$

Ilość dźwigni, na których winna leżeć "max z", wynosi:

$$i_{\max z}^{\min} > \frac{1}{k_m} i_{\min k}^{\min},$$

przy czym  $i_{\min k}^{\min} > 1$ .

Wraz ze zmniejszaniem się stosunku mas  $k_m$ , wymagane są mniejsze wartości stosunku ilości dźwigni  $k_i$ , które coraz trudniej zapewnić.

Z technicznego punktu widzenia najkorzystniejsza jest

obsługa mniejszej ilości dźwigni. Ponadto poszukiwać należy jak największej różnicy ilości dźwigni podtrzymujących "max z" i "min k". Wyznaczyć więc należy najmniejszą ilość dźwigni  $i_{\min k}^{\min}$ , która spełnia przedstawione w analizie warunki:

$$\bigvee_{k_m > k_i} \text{Min} \left\{ i_{\min k}^{\min} \right\} \Rightarrow \left\{ \text{Max} \left( i_{\max z}^{\min} - i_{\min k}^{\min} \right) \wedge \text{Min} k_i \right\}.$$

$$i_{\min k}^{\min} > 1$$

Na rys. 3 przedstawiono niektóre możliwe relacje między długością  $l_{\min k}$  a ilością dźwigni  $i_{\min k}^{\min}$ . Analityczne wyznaczenie szerokości dźwigni oddzielającej winno stwierdzić, który z wariantów jest najkorzystniejszy.

Szerokość dźwigni  $b$  związana jest przede wszystkim z długością rozdzielanych ciał i ilością dźwigni, na których leżą:

$$b = f \left( \bar{l}_{\min k}, \bar{l}_{\max z}, i_{\min k}^{\min}, i_{\max z}^{\min} \right);$$

$$\text{przy czym } \bigvee_{k_m > k_i} \text{Min} \left\{ k_i \right\} \Rightarrow \left\{ b_{\max z} \wedge b_{\min k} \right\}.$$

$$i_{\min k}^{\min} > 1$$

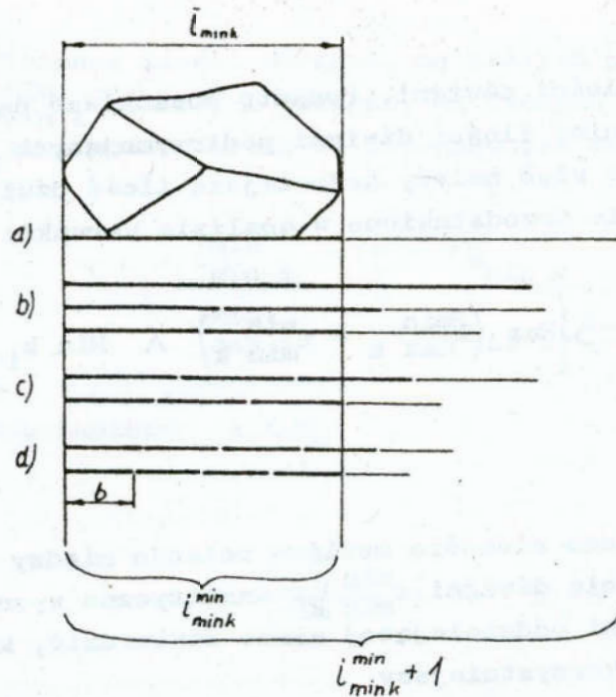
Przedstawione na rys. 3 zależności, między  $b_{\min k}$  a  $i_{\min k}^{\min}$  oraz  $\bar{l}_{\min k}$ , są następujące:

$$a/ \quad b_{\min k} = \bar{l}_{\min k}, \quad \text{gdzie } i_{\min k}^{\min} = 1.$$

$$b/ \quad \frac{\bar{l}_{\min k}}{2} \gg b_{\min k} > \bar{l}_{\min k}, \quad \text{gdzie } 2 \gg i_{\min k}^{\min} > 1,$$

$$c/ \quad \frac{\bar{l}_{\min k}}{3} \gg b_{\min k} > \frac{\bar{l}_{\min k}}{2}, \quad \text{gdzie } 3 \gg i_{\min k}^{\min} > 2,$$

$$d/ \quad b_{\min k} > \frac{\bar{l}_{\min k}}{3}, \quad \text{gdzie } i_{\min k}^{\min} > 3.$$



Rys. 3. Schemat relacji długości ciała na dźwigniach oddzielających

Fig. 3. Diagram of relation of the body length and the parting lever width

Ogólnie można stwierdzić, że jeśli "min k" ma długość będącą wielokrotnością szerokości dźwigni  $b_{\text{min k}}$ , to istnieje prawie 100% prawdopodobieństwo zajęcia przez niego  $(i_{\text{min k}}^{\text{min}} + 1)$  dźwigni oddzielających /rys. 2/. Jeżeli "min k" ma długość nie będącą wielokrotnością szerokości dźwigni  $/l_{\text{min k}} \neq l_{\text{min k}}/$  to kamień ten może leżeć na  $i_{\text{min k}}^{\text{min}}$  lub  $(i_{\text{min k}}^{\text{min}} + 1)$  dźwigniach oddzielających, z prawdopodobieństwem zależnym od współczynnika  $\beta$ , którego wartość można obliczyć ze wzoru:

$$\beta = \frac{l'_{\text{min k}} - \bar{l}_{\text{min k}}}{b_{\text{min k}}},$$

$$0 < \beta < 1$$

Wraz ze wzrostem współczynnika  $\beta$  prawdopodobieństwo to maleje. Zajęcie przez "min k",  $(i_{\text{min k}}^{\text{min}} + 1)$  dźwigni oddzielających,

powoduje pojawienie się dodatkowej siły podtrzymującej  $P_1$ , która powoduje relatywnie większy wzrost całkowitej siły podtrzymującej, dla ciała o mniejszej długości. Ponadto powoduje zmniejszenie jego masy elementarnej o pewną część. Im szersza jest dźwignia to zmniejszenie masy elementarnej jest większe, a gdy jest równe różnicy mas elementarnych kamienia i bulwy, to uniemożliwia ich rozróżnienie i oddzielenie. Należy więc znaleźć takie ilości dźwigni  $i_{\min k}^{\min}$ ,  $i_{\max z}^{\min}$ , a zatem takiej szerokości dźwigni  $b$ , która zapewni największe zróżnicowanie mas elementarnych bulw  $q_{\max z}$  oraz kamieni  $q_{\min k}$ .

Na podstawie analizy teoretycznej stwierdzono, że wyznaczyć należy teoretyczną szerokość dźwigni, wynikającą z zależności wiążących własności wymiarowo-masowe "max z" i "min k" z teoretycznie najkorzystniejszymi ilościami podtrzymujących je dźwigni. Natomiast praktyczną szerokość dźwigni wyznaczyć należy z realnej ilości dźwigni podtrzymujących "max z" i "min k", która uwzględni techniczne i praktyczne warunki ich zastosowania.

Teoretyczną szerokość dźwigni  $b^t$  określić można, analizując podstawowy warunek oddzielania, który sformułowano następująco; jaka powinna być szerokość dźwigni  $b^t$ , gdy masa jednostkowa  $Q_{\min k}$  jest równa lub niewiele większa od masy jednostkowej  $Q_{\max z}$ :

$$Q_{\min k} \geq Q_{\max z} .$$

Z powyższego warunku wynika, że stosunek średnich mas  $\bar{m}_{\min k}$  do  $\bar{m}_{\max z}$  jest równy lub większy od stosunku ich długości, czyli  $\bar{l}_{\min k}$  do  $\bar{l}_{\max z}$ :

$$\frac{\bar{m}_{\min k}}{\bar{m}_{\max z}} \geq \frac{\bar{l}_{\min k}}{\bar{l}_{\max z}} .$$

przyjęto, że  $\bar{l}_{\min k} = i_{\min k}^t \cdot b^t$  ,

po podstawieniu do poprzedniego wzoru i jego przekształceniach, otrzymano:

$$b_{\min k}^t \leq \frac{Q_{\min k}}{Q_{\max z}} \frac{\bar{1}_{\min k}}{i_{\min k}^t}.$$

Ostatecznie wzór przyjmie postać:

$$b_{\min k}^t \leq k_Q \frac{\bar{1}_{\min k}}{i_{\min k}^t},$$

gdzie:  $i_{\min k}^t > 1$ , przy czym  $i_{\min k}^t \in \{+R\}$ ,

$$k_Q = \frac{Q_{\min k}}{Q_{\max z}}.$$

Ze wzoru wynika, że wzrost stosunku mas jednostkowych  $k_Q$  umożliwia stosowanie szerszej dźwigni oddzielającej.

Wyznaczenia teoretycznej szerokości dźwigni dla "max z", dokonano przy założeniu, że  $\bar{1}_{\max z} = i_{\max z}^t \cdot b_{\max z}^t$ . Po podstawieniu go do podstawowego warunku oddzielania i jego przekształceniach, ostatecznie otrzymano wzór:

$$b_{\max z}^t \geq \frac{1}{k_Q} \frac{\bar{1}_{\max z}}{i_{\max z}^t},$$

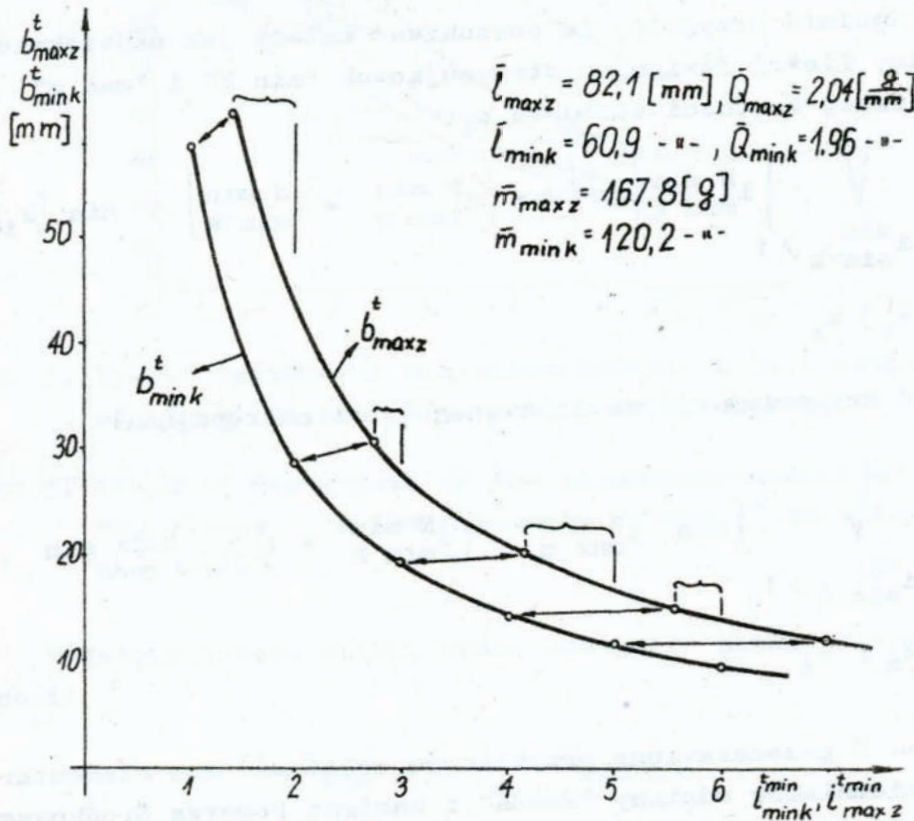
gdzie, drogą poszukiwań optymalizacyjnych, dobrać należy takie  $i_{\max z}^t$ , które jako najmniejsze istotnie większe jest od  $i_{\max z}^t$  zgodnie z następującym kryterium:

$$\bigvee_{\substack{i_{\min k}^t > 1 \\ \text{Min } k_i}} \left[ \text{Min } i_{\max z}^t - (i_{\min k}^t + 1) > 0 \right] \Rightarrow \text{Min}.$$

Poszukiwana teoretyczna szerokość dźwigni oddzielającej znajduje się w przedziale, określonym nierównością:

$$\frac{1}{k_Q} \frac{\bar{l}_{\max z}}{i_{\max z}^t} \leq b^t \leq k_Q \frac{\bar{l}_{\min k}}{i_{\min k}^t}$$

Jeśli wyznaczony przedział jest szeroki, to świadczy to o łatwej technicznej drodze realizacji procesu separacji. Natomiast, otrzymanie przedziałów otwartych oznacza, że szerokość dźwigni musi dobraća być arbitralnie, a rozdzielanie bulw i kamieni nie może być całkowite. Przykładowo, na rys. 4 przedstawiono zależność teoretycznej szerokości dźwigni od  $i_{\min k}^t$  oraz  $i_{\max z}^t$ , dla bulw odmiany "Ronda" i kamieni Pomorza Środkowego.



Rys. 4. Wykres teoretycznej szerokości dźwigni oddzielającej  $b^t$  w zależności od ilości dźwigni  $i^t$ , na których bulwy i kamienie spoczywają

Fig. 4. Graph of theoretical width of the parting lever  $b^t$  dependent on the number of levers  $i^t$  on which bulbs and stones rest

Praktyczną szerokość dźwigni wyznaczyć można z względnego warunku oddzielania, odniesionego do "min k" i "max z":

$$q_{\max z} < q_{\min k}$$

który można zapisać następująco:

$$\frac{\bar{m}_{\max z}}{i_{\max z}^{N \min}} < \frac{\bar{m}_{\min k}}{i_{\min k}^{N \min}},$$

gdzie:  $i^N$  - szereg liczb naturalnych,

$$i_{\min k}^{N \min} > 1.$$

Ogólnie przyjęto, że poszukiwać należy jak największej różnicy ilości dźwigni podtrzymujących "min k" i "max z", przy najniższej wartości stosunku  $k_i$ :

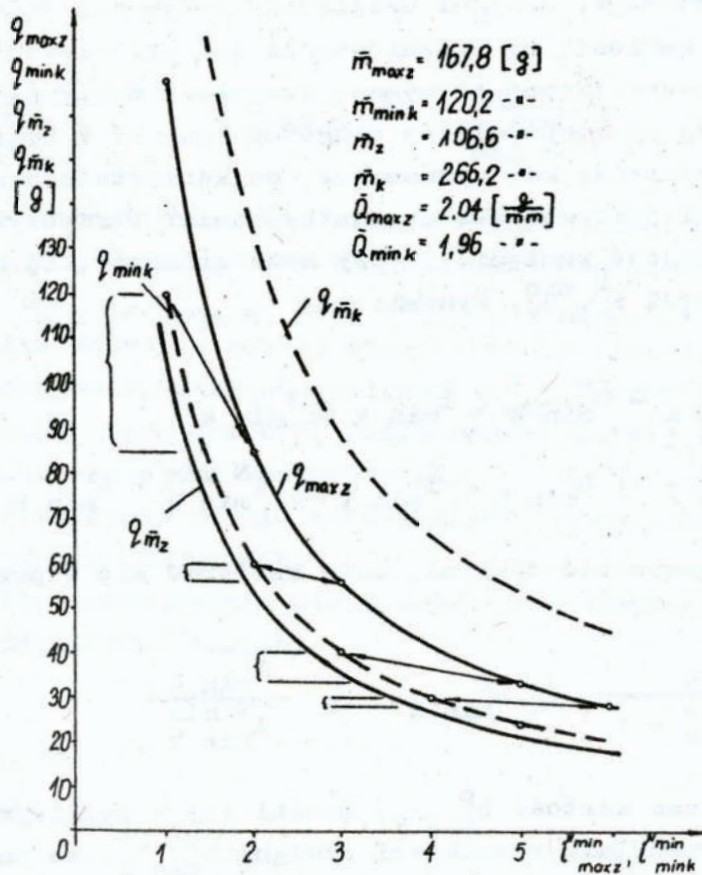
$$\bigvee_{\substack{i_{\min k}^{\min} > 1 \\ k_m > k_i}} \left\{ i_{\min k}^{N \min} \right\} \Rightarrow \left\{ \text{Max} \left[ i_{\max z}^{N \min} - i_{\min k}^{N \min} \right] \wedge \text{Min} \left[ k_i \right] \right\}.$$

Postać kryterium optymalizacyjnego jest następująca:

$$\bigvee_{\substack{i_{\min k}^{\min} > 1 \\ k_m > k_i}} \left[ \text{Min} \left[ i_{\max z}^{N \min} - (i_{\min k}^{N \min} + 1) \right] > 1 \right] \Rightarrow \text{Min} .$$

Na rys. 5 przedstawiono przykładową zależność mas elementarnych ziemniaków odmiany "Ronda" i kamieni Pomorza Środkowego, od ilości dźwigni na których leżą -  $i_{\min k}^{N \min}$ ,  $i_{\max z}^{N \min}$ .





Rys. 5. Wykres zależności mas elementarnych bulw i kamieni  $q$  od ilości dźwigni  $i^N$ , na których spoczywają

Fig. 5. Graph of dependence of the elementary masses of bulbs and stones  $q$  on the number of levers  $i^N$  on which they rest

Największa masa bulwy, którą oddzielić można od "min k", wynosi:

$$\bar{m}_{maxz} < \frac{1}{k_1} \bar{m}_{min k}$$

Przekształcając wzór względnego warunku oddzielania, przy założeniu, że  $\bar{l}_{min k} = l'_{min k} = i^N_{min k} b^p_{min k}$ , otrzymano:

$$b^p_{min k} > \frac{1}{k_Q} \frac{\bar{l}_{maxz}}{i^N_{maxz}}$$

Wyznaczona szerokość dźwigni uwzględnia wpływ mas jednostkowych bulw i kamieni, na zróżnicowanie ich mas elementarnych. Należy więc zweryfikować otrzymaną szerokość dźwigni, przez porównanie jej do rzeczywistej długości "max z" i "min k", w celu stwierdzenia; czy wyznaczona, najkorzystniejsza szerokość dźwigni jest możliwa do zastosowania? W rzeczywistości bowiem długość kamienia, który może zmieścić się na wyznaczonej dźwigni  $i_{\min k}^N$ , wynosi:

$$l'_{\min k} - b_{\min k}^r < \bar{l}_{\min k} \leq l'_{\min k} ,$$

czyli  $(i_{\min k}^N - 1) b_{\min k}^r < \bar{l}_{\min k} \leq i_{\min k}^N \cdot b_{\min k}^r$ .

Rzeczywista szerokość dźwigni, może zawierać się w przedziale:

$$\frac{\bar{l}_{\min k}}{i_{\min k}^N - 1} < b_{\min k}^r \leq \frac{\bar{l}_{\min k}}{i_{\min k}^N} .$$

Jeśli wyznaczona wartość  $b_{\min k}^p$ , mieści się w możliwym do zastosowania przedziale szerokości dźwigni  $b_{\min k}^r$ , to znaczy, że w pełni można wykorzystać do separacji bulw i kamieni, ich różnice mas jednostkowych.

Analogicznie postępować należy przy wyznaczaniu  $b_{\max z}^p$ . Zakładając, że długość bulwy jest wielokrotnością poszukiwanej szerokości dźwigni:

$$\bar{l}_{\max z} = l'_{\max z} = i_{\max z}^N \cdot b_{\max z}^p ,$$

z względnego warunku oddzielania, po przekształceniach, otrzymano:

$$b_{\max z}^p < k_Q \frac{\bar{l}_{\min k}}{i_{\min k}^N} .$$

Weryfikacji wyznaczonej szerokości dźwigni  $b_{\max z}^p$ , dokonuje się przez porównanie jej z dopuszczalnym przedziałem wartości, który wynosi:

$$\frac{\bar{i}_{\max z}}{i_{\max z}^N - 1} > b_{\max z}^r \gg \frac{\bar{i}_{\max z}}{i_{\max z}^N} \dots$$

Ostatecznego przyjęcia szerokości roboczej dźwigni oddzielającej  $b$ , dokonuje się na podstawie analizy wyznaczonych wartości:  $b_{\min k}^p$ ,  $b_{\min k}^r$  oraz  $b_{\max z}^p$  i  $b_{\max z}^r$ . Jeżeli nie jest możliwe dobranie takiej szerokości dźwigni  $b$ , która spełniałaby wymagania, zarówno względem  $b_{\min k}^p$  oraz  $b_{\max z}^p$ , to należy przyjąć taką wartość, która będzie lepiej spełniać wymagania jakościowe ukierunkowane na:

- najefektywniejsze oddzielanie kamieni, przy wyższym poziomie straconych bulw, albo
- maksymalne zmniejszenie strat bulw, przy niższej efektywności oddzielania kamieni.

#### LITERATURA

1. Fleszar J.: Analiza możliwości oddzielania kamieni od bulw ziemniaka przez separator dźwigniowy. IV Symposium im. prof. Cz. Kanafojskiego nt.: "Problemy budowy oraz eksploatacji maszyn i urządzeń rolniczych", Płock 1988

#### Streszczenie

Separator dźwigniowy, jako odmiana separatorów mechanicznych, nie zostały dotychczas poddane pełnej analizie teoretycznej oraz szerszym badaniom eksperymentalnym. W artykule określono związki między charakterystyką wymiarowo-masową bulw ziemniaka i kamieni a wymiarami dźwigni oddzielającej. Przedstawiono metodę wyznaczania szerokości roboczej dźwigni oddzielającej. Z przeprowadzonej analizy teoretycznej możliwości oddzielania bulw ziemniaka od kamieni przez separator dźwigniowy. Wyprowadzono zależności matematyczne umożliwiające obliczenie teoretycznych szerokości roboczych dźwigni oddzielających.

METHOD OF DESIGNATION OF THE WORKING WIDTH OF PARTING  
LEVER OF SEPARATOR OF STONES FROM POTATO BULBS

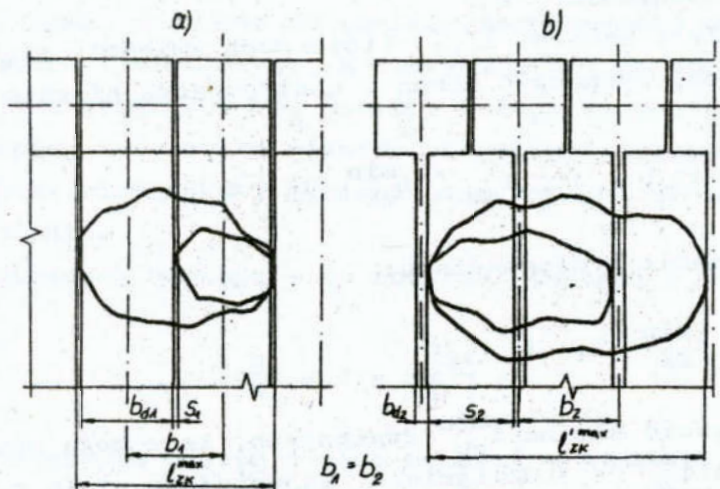
Summary

Lever separators, as a modification of mechanical separators, have not been yet subjected to a full theoretical analysis and extensive experimental investigations. In the paper, relations between dimensional and mass characteristics of the stones and potato bulbs and the parting lever dimensions, have been determined. A method for determination of the parting lever working width has been presented. Theoretical analysis of the possibility to separate the stones from potato bulbs with the lever separator has been carried out. Mathematical dependences enabling to calculate the theoretical widths of the separating working levers have been derived.

Józef Fleszar

ANALIZA WPŁYWU SZEROKOŚCI DŹWIGNI ODDZIELAJĄCYCH NA  
PROCES ODDZIELANIA KAMIENI OD BULW ZIEMNIAKA

Podstawowym parametrem dźwigni oddzielających jest ich szerokość robocza  $b$  /rozstaw/. Przy optymalnym rozstawie dźwigni, lecz przy różnych ich szerokościach /zależnie od konstrukcji/, wystąpi różny odstęp między dwoma sąsiednimi dźwigniami /rys. 1/. Zmiana szerokości dźwigni  $b_d$ , a zarazem zmiana ich odstępu  $s$ , powoduje zmianę długości bulw i kamieni, które mogą być przez daną ilość dźwigni podtrzymywane.



Rys. 1. Schemat relacji między parametrami dźwigni oddzielających a wymiarami leżącego na nich ciała:  $a/ s < b_{d1}$   
 $b/ s > b_{d2}$

Fig. 1. Scheme of relation between the parameters of the parting levers and dimensions of a solid resting on them:  
 $a/ s < b_{d1}$ ;  $b/ s > b_{d2}$

Przedmiotem analizy jest określenie zależności między parametrami dźwigni oddzielających - rozstawem, szerokością i odstępem, a długością rozdzielanych bulw i kamieni, oraz wpływem tych parametrów na wartości mas obu składników mieszanki, przypadające na poszczególne dźwignie /masy elementarne/. Wiadomo, że najefektywniejsze rozdzielanie kamieni i bulw ziemniaka uzyskać można przy największym zróżnicowaniu ich mas elementarnych [1].

Jeśli szerokość dźwigni oznaczono  $b_d$  a odstęp między nimi  $s$ , to rozstaw dwóch sąsiednich dźwigni, wynosi:

$$b = b_d + s \quad (1)$$

Zakładając, że dla danego typu kształtu bulw i kamieni wyznaczono właściwy rozstaw dźwigni, powstaje problem wyznaczenia optymalnej szerokości  $b_d$  i odstepu  $s$ , oraz określenia wpływu tych parametrów na wielkość obciążenia dźwigni przez poszczególne składniki mieszanki 2.

Długości bulw i kamieni  $l_{zk}$ , które mogą zmieścić się na  $i_{zk}^{\min}$  dźwigniach, wyznaczyć można z następującej nierówności:

$$(i_{zk}^{\min} - 1) b + s < l_{zk} < i_{zk}^{\min} b + s \quad (2)$$

Bulwy i kamienie o długościach:

$$l_{zk}^{\max} = i_{zk}^{\min} b + s \quad (3)$$

mogą jeszcze zmieścić się na  $i_{zk}^{\min}$  dźwigniach, lecz mogą również spoczywać na  $i_{zk}^{\min} + 1$  dźwigniach. Najmniejsze ciała o długościach:

$$l_{zk}^{\min} > (i_{zk}^{\min} - 1) b + s \quad (4)$$

napewno jeszcze zajmą co najmniej  $i_{zk}^{\min}$  dźwigni.

Zależność między szerokością dźwigni  $b_d$  oraz ich ilością, a długością bulw i kamieni mogących na nich spoczywać, określa nierówność:

$$i_{zk}^{\min} (b_d + s) - b_d < l_{zk} < i_{zk}^{\min} (b_d + s) + s \quad (5)$$

Minimalna długość bulwy i kamienia  $l_{zk}^{\min}$ , która może w szczególnym ustawieniu zająć  $i_{zk}^{\min}$  dźwigni, lecz może również zmieścić się na  $i_{zk}^{\min} - 1$  dźwigniach, wynosi:

$$l_{zk}^{\min} = (i_{zk}^{\min} - 2) b + s, \quad \text{dla } i_{zk}^{\min} \geq 2 \quad (6)$$

Średnia więc długość ciał mogących spoczywać na  $i_{zk}^{\min}$  dźwigniach, wynosi:

$$\bar{l}_{zk} = (i_{zk}^{\min} - 1) b + s \quad (7)$$

Z powyższych zależności wynika, że wartość odstępu  $s$  między sąsiednimi dźwigniami, ma duży wpływ na długości ciał jakie mogą zmieścić się na danej ilości dźwigni oddzielających. Szczególnie istotnie wpływ ten ujawnia się przy separacji ciał drobnych.

W celu określenia wpływu odstępu  $s$  na wartość obciążenia dźwigni, przyjęto do analizy porównawczej dwie wersje separatora dźwigniowego, z których jedna ma odstęp  $s_1 < b_d$  ( $s \Rightarrow 0$ ), a druga -  $s > b_d$  ( $s \Rightarrow b$ ). Należy wyjaśnić, która z wersji lepiej wykorzystuje różnice charakterystyk wymiarowo-masowych bulw ziemiaka i kamieni oraz zapewni efektywniejsze ich oddzielanie.

Stosunek odstępu  $s$  do rozstawu dźwigni  $b$ , równa się:

$$\frac{s}{b} = 1 - \frac{b_d}{b} \quad (8)$$

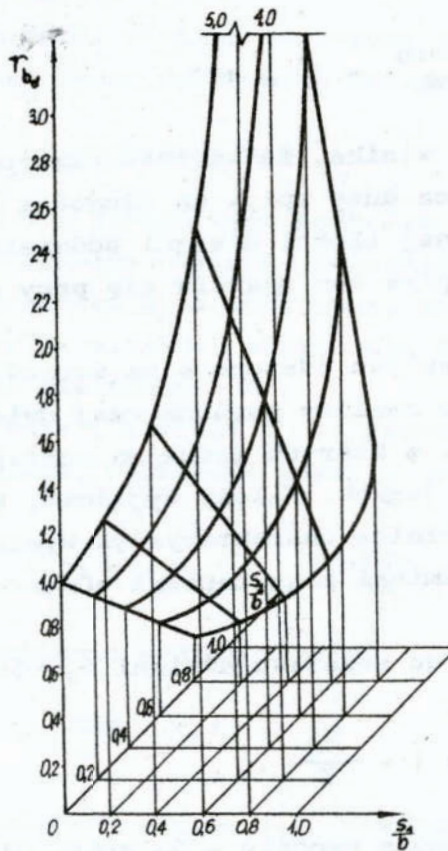
Wobec tego, że odstęp  $s$  może wynosić -  $0 < s < b$ , więc stosunek odstępu do rozstawu zawiera się w przedziale:

$$0 < \frac{s}{b} < 1 \quad (9)$$

Natomiast, stosunek szerokości dwóch dźwigni o jednakowym rozstawie i różnym odstępem -  $r_{b_d}$ , równa się:

$$r_{bd} = \frac{1 - \frac{s_2}{b}}{1 - \frac{s_1}{b}} \quad (10)$$

Na rys. 2 przedstawiono wykres wartości stosunku szerokości dwóch dźwigni, w zależności od stosunku odstępów do rozstawu.



Rys. 2. Wykres wartości stosunku szerokości dźwigni oddzielających, w zależności od stosunku odstępów  $s$  do rozstawu  $b$

Fig. 2. Graph of the ratio value of the parting lever widths dependent on the ratio of intervals  $s$  to spacing  $b$

Minimalna ilość dźwigni  $i_{zk}^{\min}$ , na których spoczywać może konkretne ciało, można wyznaczyć ze wzoru:



$$i_{zk}^{\min} = \frac{l_{zk} - s}{b} + \beta \quad \text{dla } l_{zk} > s, \quad (11)$$

gdzie:  $\beta = C_{\min} - \frac{l_{zk} - s}{b}$ ; przy czym  $C_{\min}$  jest najmniejszą liczbą całkowitą większą od  $(l_{zk} - s) / b$ .

Maxymalna ilość dźwigni jaką może zająć ciało, wynosi:

$$i_{zk}^{\max} = i_{zk}^{\min} + 1. \quad (12)$$

Znając masę bulwy lub kamienia  $m_{zk}$  oraz ilość dźwigni  $i_{zk}^{\min}$ , można wyznaczyć ich masy elementarne  $q_{zk}$ :

$$q_{zk} = \frac{m_{zk}}{i_{zk}^{\min}}. \quad (13)$$

Podstawiając za  $i_{zk}^{\min}$  zależność (11), otrzymano:

$$q_{zk} = \frac{m_{zk}}{\frac{l_{zk}}{b} - \frac{s}{b} + \beta}. \quad (14)$$

Ze wzoru wynika, że ze wzrostem stosunku  $s/b$ , masa elementarna ciała zwiększa się. Ponadto, stwierdzić można, że wartość stosunku  $s/b$  ma większy wpływ na  $q_{zk}$  wtedy, gdy stosunek  $l_{zk}/b$  jest mniejszy, czyli gdy długość ciała  $l_{zk}$  jest niewielka /rys. 3/.

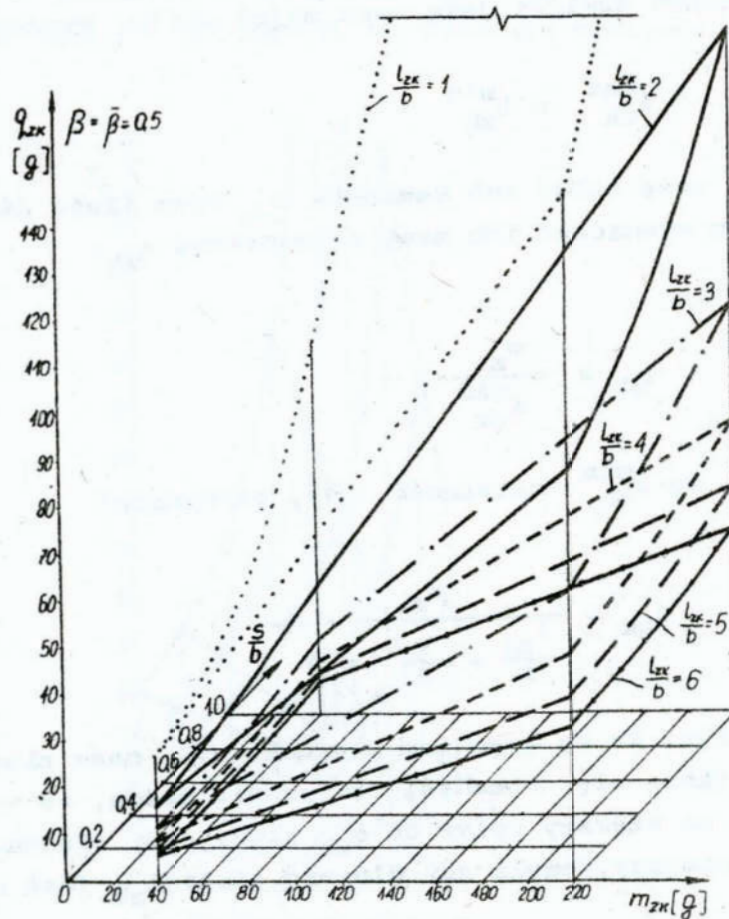
W ogólnym ujęciu, stosunek mas elementarnych dwóch różnych ciał, dla tego samego separatora, równa się:

$$\frac{q_z}{q_k} = \frac{Q_z}{Q_k}, \quad (15)$$

gdzie:  $Q_z, Q_k$  - masy jednostkowe bulw i kamieni [1].

Natomiast, dla tego samego ciała, oddzielanego na separatorach o różnych rozstawach lecz równych odstępach dźwigni, wynosi:

$$\frac{q_z}{q_{zk}} = \frac{b_1}{b_2} \quad (16)$$



Rys. 3. Wykres wartości masy elementarnej  $q_{zk}$ , w zależności od masy ciała  $m_{zk}$ , w stosunku odstępów  $s$  do rozstawu  $b$  oraz stosunku długości ciała  $l_{zk}$  do rozstawu  $b$  oraz stosunku długości ciała  $l_{zk}$  do rozstawu  $b$

Fig. 3. Graph of the elementary mass value  $q_{zk}$  dependent on the solid mass  $m_{zk}$ , the ratio of intervals  $s$  to spacing  $b$ , and the ratio of the solid length  $l_{zk}$  to spacing  $b$

Jeżeli dwa separatory dźwigniowe o jednakowym rozstawie  $b$ , mają różną szerokość dźwigni  $b_d$ , to stosunek mas elementarnych  $r_q$  bulwy lub kamienia, wynosi:

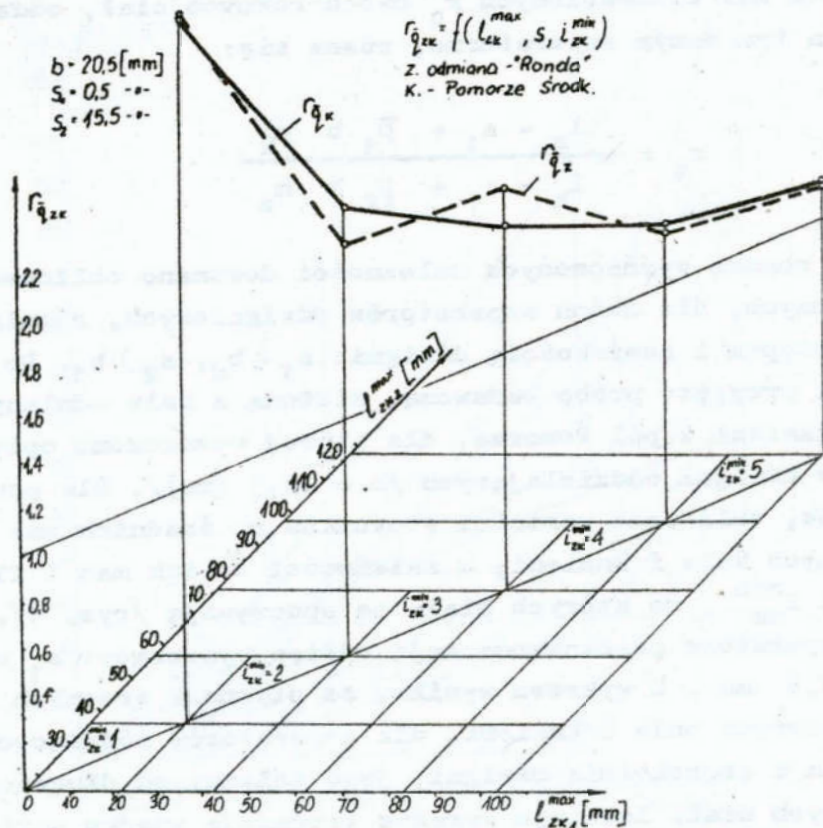
$$r_q = \frac{l_{zk} - s_1 + \beta_1 b}{l_{zk} - s_2 + \beta_2 b} \quad (17)$$

Stosunek mas elementarnych  $r_q$  dwóch różnych ciał, oddzielanych na tym samym separatorze, równa się:

$$r_q = \frac{l_z - s_1 + \beta_1 b m_k}{l_k - s_1 + \beta_2 b m_z} \quad (18)$$

Z pomocą wyznaczonych zależności dokonano obliczeń porównawczych, dla dwóch separatorów dźwigniowych, różniących się odstępem i szerokością dźwigni:  $s_1 < b_d$ ,  $s_2 > b_d$ . Do weryfikacji przyjęto próbę badawczą, złożoną z bulw odmiany "Ronda" i kamieni z pól Pomorza, dla której wyznaczono optymalny rozstaw dźwigni oddzielających  $/b = 20,5$  [mm]/. Dla powyższych warunków, obliczono wartości stosunków  $r_q$  średnich mas elementarnych bulw i kamieni, w zależności od ich mas i ilości dźwigni  $l_{zk}^{\min}$ , na których ciała te spoczywają /rys. 4/, przy czym separatory porównawcze mają odstęp wynoszący:  $s_1 = 0,5$  mm  $s_2 = 15,5$  mm. Z wykresu wynika, że stosunek średnich mas elementarnych bulw i kamieni, dla separatorów różniących się odstępem i szerokością dźwigni, jest zależny od długości oddzielanych ciał. Istnieje wyraźna tendencja spadku wartości tego stosunku wraz ze wzrostem długości oddzielanych bulw i kamieni. Zastosowanie separatora o zwiększonym odstępem, przy optymalnym rozstawie, umożliwia relatywnie silniejsze zwiększenie mas elementarnych drobnych frakcji ciał. Wpływa to korzystnie na oddzielanie drobnych kamieni, które najtrudniej jest oddzielać. Przedstawiony na rys. 4, przebieg stosunku średnich mas elementarnych, wynika ze zwiększenia długości ciał podtrzymywanych przez daną ilość dźwigni, lecz o zwiększonym odstępem i zmniejszonej szerokości dźwigni. Uzyskuje się w ten sposób jednakowe zwiększenie długości ciał, leżących na danej

ilości dźwigni, ale relatywnie większe dla ciał krótszych. Najkorzystniejszy układ jest wtedy, gdy długość drobnego ciała, przypadająca na jedną z podtrzymujących go dźwigni, jest większa od tej długości dla ciała dużego. Możliwe jest w ten sposób większe zróżnicowanie mas elementarnych frakcji drobnych i dużych ciał.



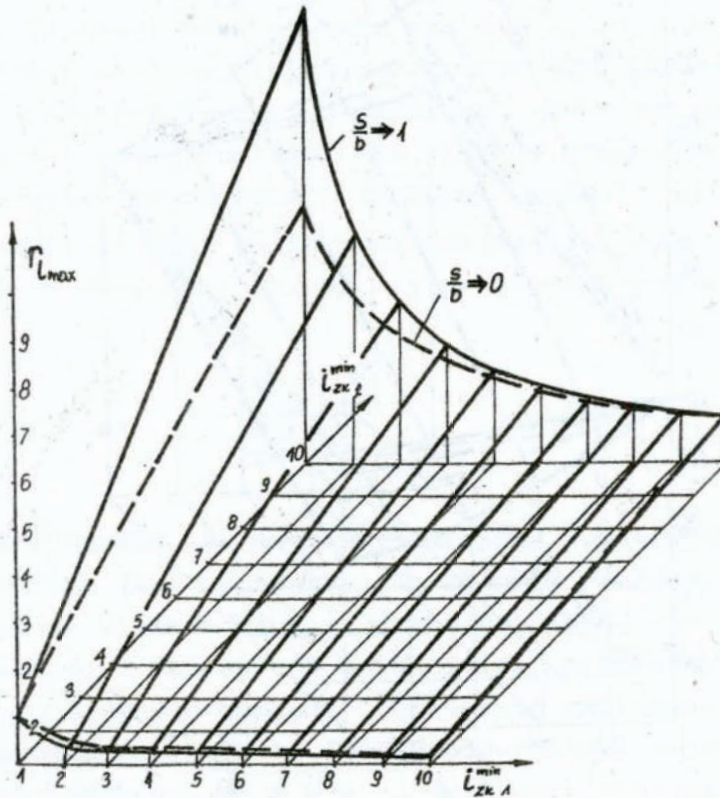
Rys. 4. Wykres wartości stosunku  $r_q$  średnich mas elementarnych bulw i kamieni, w zależności od ich długości  $l_{zk}^{\max}$ , przy różnych odstępach  $s$ , oraz ilości dźwigni  $i_{zk}^{\min}$ , na których leżą

Fig. 4. Graph of the ratio value  $r_q$  of the average elementary masses of bulbs and stones dependent on their lengths  $l_{zk}^{\max}$  at different intervals  $s$  and the number of levers  $i_{zk}^{\min}$  on which they rest

Stosunek długości największych ciał, dla danej ilości dźwigni wynosi:

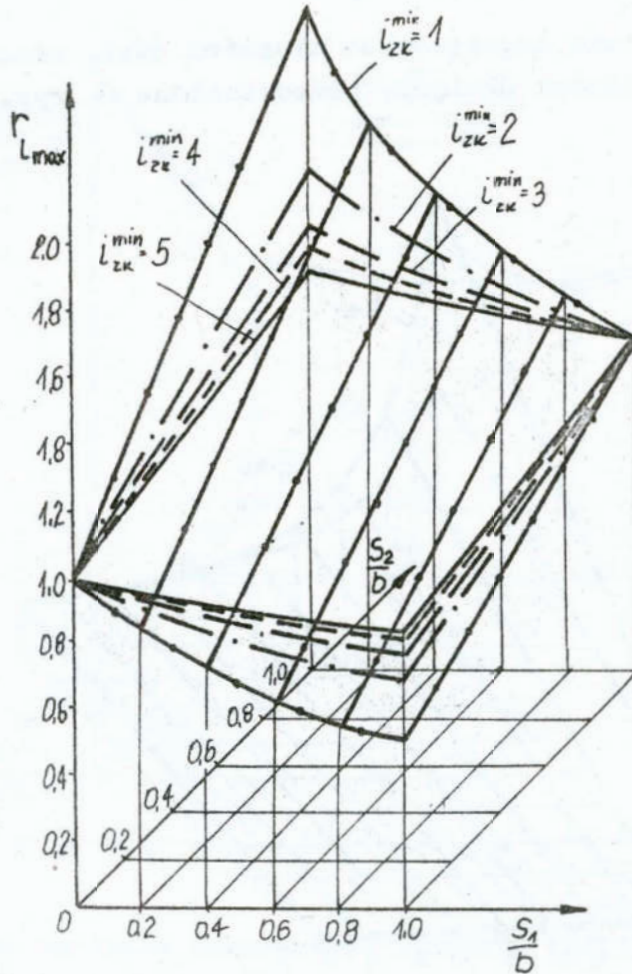
$$r_{l \max} = \frac{i_{zk}^{\min} + \frac{s_2}{b}}{i_{zk}^{\min} + \frac{s_1}{b}} \quad (19)$$

Wartości stosunku największych długości ciał, mieszczących się na danej ilości dźwigni, przedstawiono na rys. 5, 6.



- rys. 5. Wykres wartości stosunku  $r_{l \max}$  długości największych ciał, w zależności od stosunku odstępów  $s$  do rozstawu  $b$  i ilości dźwigni  $i_{zk}^{\min}$ , na których leżą
- rys. 6. Graph of the ratio value  $r_{l \max}$  of lengths of the biggest solids dependent on the ratio of intervals  $s$  to spacing  $b$  and the number of levers  $i_{zk}^{\min}$  on which they rest

Stosunek długości ciał największych  $l_{zk}^{\max}$  leżących na danej ilości dźwigni  $i_{zk}^{\min}$ , zależy od odstępu  $s$  i rozstawu  $b$ . Im stosunek  $s/b$  jest większy, tym stosunek długości ciał największych również jest większy.



Rys. 6. Wykres wartości stosunku  $r_{l_{max}}$  maksymalnych długości ciał, w zależności od ilości dźwigni na których leżą  $i_{zk}^{\min}$  oraz stosunku odstępu  $s$  do rozstawu  $b$

Fig. 6. Graph of the ratio value  $r_{l_{max}}$  of maximal solid lengths dependent on the number of levers  $i_{zk}^{\min}$  on which they rest and the ratio of intervals  $s$  and spacing  $b$

Stosunek długości najkrótszych ciał, mieszczących się na danej ilości dźwigni oddzielających, dla dwóch separatorów o takim samym rozstawie i różnym odstępie, wynosi:

$$r_{1 \text{ min}} = \frac{(i_{zk}^{\text{min}} - 2) + \frac{s_2}{b}}{(i_{zk}^{\text{min}} - 2) + \frac{s_1}{b}}, \quad \text{dla } i_{zk}^{\text{min}} \geq 2. \quad (20)$$

Średnie długości ciał, przypadające na daną ilość dźwigni /rys. 7/ są większe o stały wymiar ( $s_2 > s_1$ ), więc i średnie masy  $\bar{m}_{zk}$  ciał są większe, w wyniku wzrostu ich wymiarów. Ciała o większych wymiarach uzyskują jednak relatywnie mniejszy przyrost masy, co umożliwia większe zróżnicowanie mas elementarnych dużych bulw i drobnych kamieni.

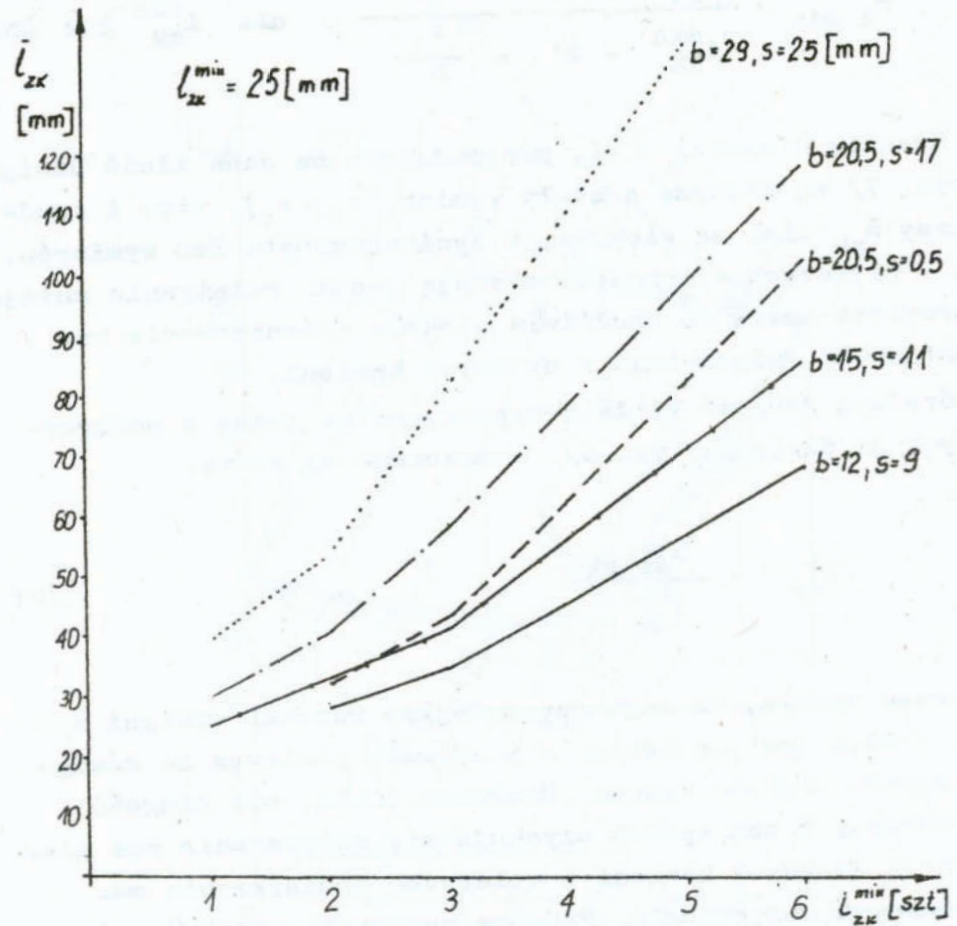
Średnią długość ciała przypadającą na jedną z podtrzymujących ją dźwigni /rys. 8/, wyznaczono ze wzoru:

$$l_{\text{sr}}^i = \frac{l_{\text{sr}}^i \cdot i_{zk}^{\text{min}}}{i_{zk}^{\text{min}}} \quad (21)$$

Z wykresu wynika, że najkorzystniejszy rozstaw dźwigni wynosi  $b = 20,5$  [mm], a odstęp  $s = 17$  [mm], ponieważ na dźwignię przypada większa długość drobnego ciała, niż długość ciała dużego. W ten sposób uzyskuje się zwiększenie mas elementarnych drobnych kamieni i relatywne zmniejszenie mas elementarnych dużych bulw. Podobne rezultaty uzyskuje się przy rozstawach  $b = 15$  i  $b = 12$  [mm] oraz odstępach, odpowiednio,  $s = 9$  i  $s = 11$  [mm], lecz są one nieco mniej korzystne, gdyż dotyczą mniejszego zakresu długości frakcji drobnej.

Stosunek średnich długości ciał, przypadających na poszczególne dźwignie, w separatorach o różnych stosunkach  $s/b$ , wynosi:

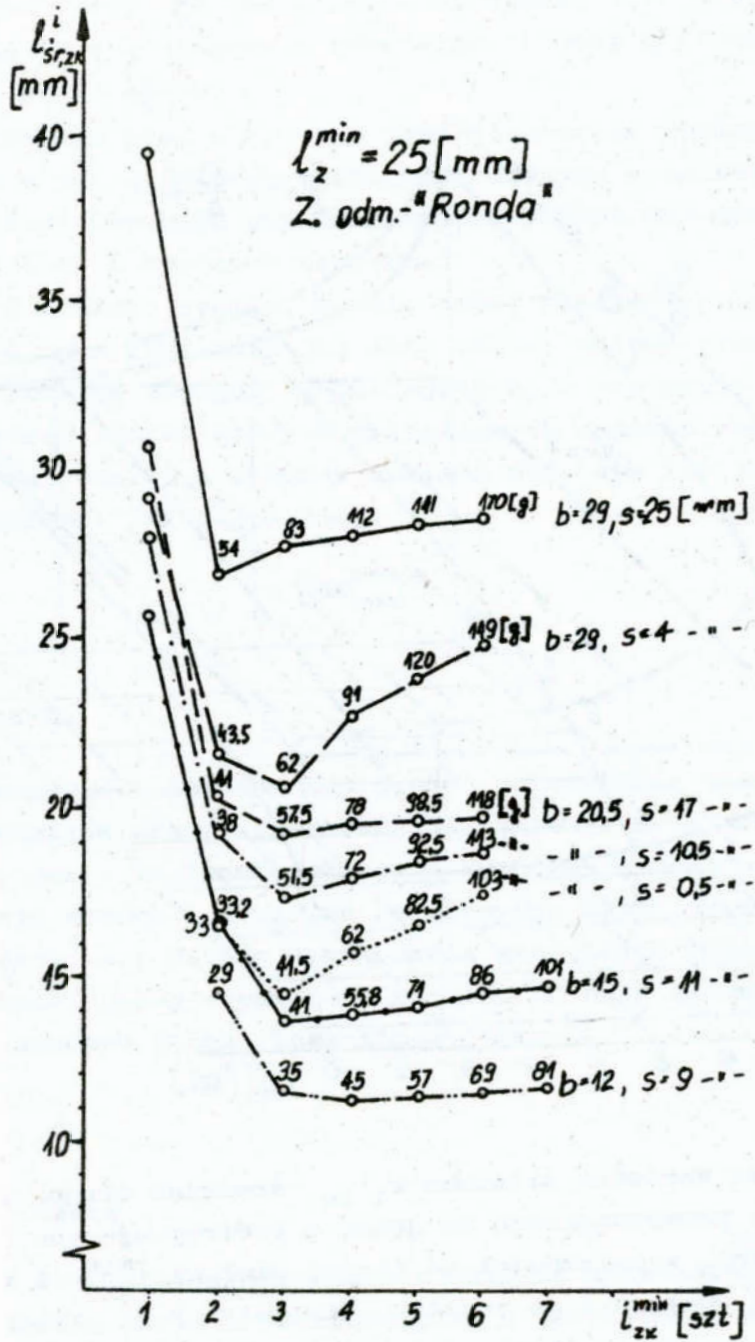
$$r_{1 \acute{s}r}^i = \frac{(i_{zk 2}^{\min} - 1 + \frac{s_2}{b}) i_{zk 1}^{\min}}{(i_{zk 1}^{\min} - 1 + \frac{s_1}{b}) i_{zk 2}^{\min}} \quad (22)$$



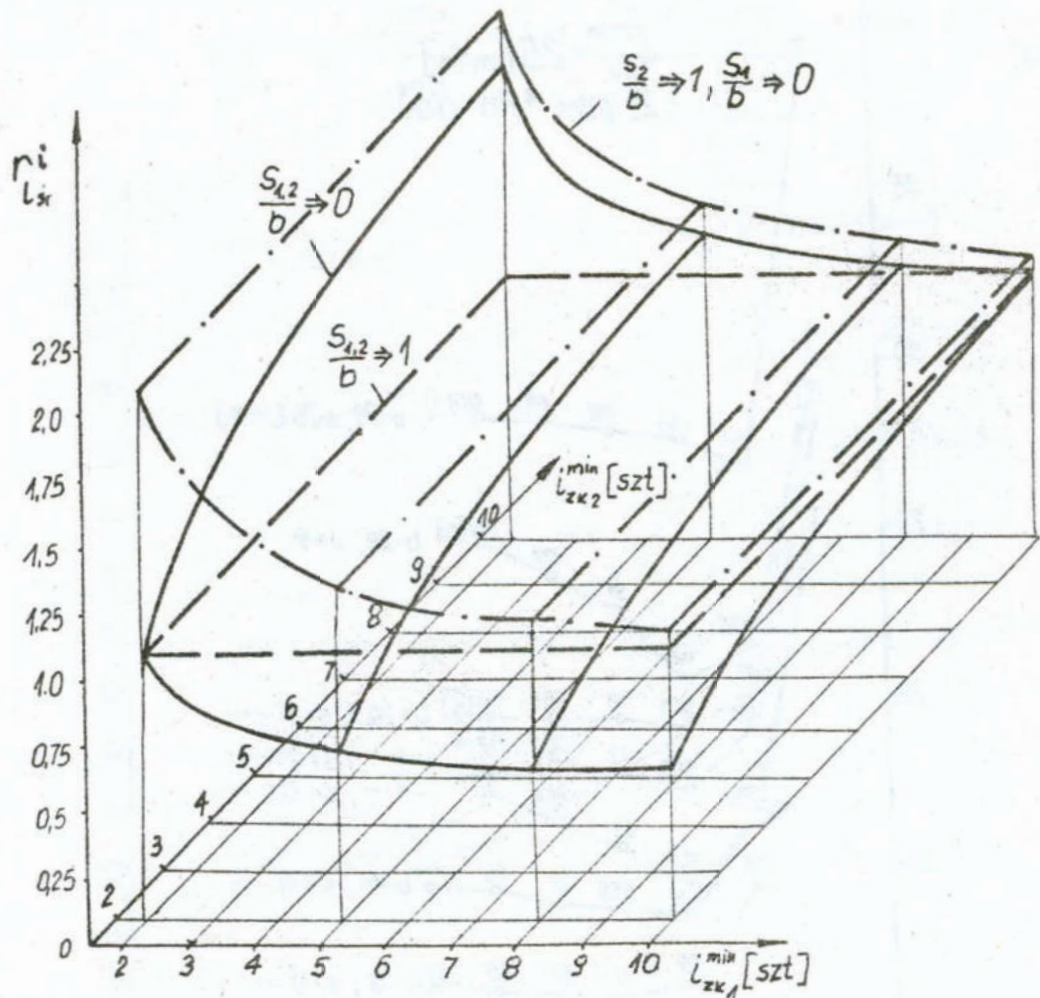
Rys. 7. Wykres średnich długości ciał  $l_{zk \acute{s}r}$ , w zależności od rozstawu  $b$ , odstepu  $s$ , szerokości dźwigni  $b_d$  i ilości dźwigni  $i_{zk}^{\min}$ , na których leżą

Fig. 7. Graph of the average solid lengths  $l_{zk \acute{s}r}$  dependent on interval  $s$ , spacing  $b$ , lever width  $b_d$  and the number of levers  $i_{zk}^{\min}$  on which the solids rest





Rys. 8. Wykres wartości średniej długości ciała  $l_{sr}^i$  przypadającej na jedną z podtrzymujących go dźwigni, w zależności od ilości dźwigni  $i_{zk}^{min}$ , rozstawu  $b$  oraz odstępu  $s$ .  
 Fig. 8. Graph of the average value of solid length  $l_{sr}^i$  falling on one of the supporting lever dependent on the number of levers  $i_{zk}^{min}$ , spacing  $b$ , and interval  $s$ .



Rys. 9. Wykres wartości stosunku  $r_l^i$   $l_{sr}^i$  średnich długości ciał, przypadających na jedną z podtrzymujących ich dźwigni, w zależności od ilości dźwigni  $l_{zk}^{min}$  i stosunku odstępu  $s$  do rozstawu dźwigni  $b$

Fig. 9. Graph of the ratio value  $r_l^i$   $l_{sr}^i$  of the average solid lengths falling on one of the supporting levers dependent on the number of levers  $l_{zk}^{min}$  and the ratio of interval  $s$  to spacing  $b$  of levers

Z wykresu na rys. 9 wynika, że stosunek  $r_l^i$   $l_{sr}^i$  średnich długości ciał  $l_{sr}^i$  przypadających na pojedyncze dźwignie se-

paratora, przy  $\frac{s_2}{b} \Rightarrow 1$  i  $\frac{s_1}{b} \Rightarrow 0$ , wynosi  $1,14 + 2,0$  i zmniejsza się wraz z długością oddzielanych ciał i ilością dźwigni  $i_{zk}^{min}$ , przy  $\frac{s_1}{b} \Rightarrow 0$ .

Teoretycznie więc korzystne jest stosowanie dźwigni oddzielających o jak największym stosunku odstępów  $s$  do rozstawu  $b$ , gdyż wtedy uzyskuje się zwiększenie różnic mas elementarnych dużych bulw i drobnych kamieni.

Z analizy wynika, że dla danej mieszaniny bulw i kamieni, o określonym kształcie jej składników, należy wyznaczyć optymalny rozstaw dźwigni oddzielających, a następnie dobrać należy, według techniczno-technologicznych założeń konstrukcji separatora, odstęp i rozstaw dźwigni tak, aby ich stosunek  $s/b$  był możliwie jak największy.

#### LITERATURA

1. Fleszar J.: Analiza możliwości oddzielania kamieni od bulw ziemniaka przez separatory dźwigniowe. IV SYMPOZJUM i im. prof. Cz. Kanafojskiego - Problemy budowy oraz eksploatacji maszyn i urządzeń rolniczych. Płock, wrzesień 1988r.
2. Fleszar J.: Metoda wyznaczania szerokości roboczej dźwigni oddzielającej separatora kamieni od bulw ziemniaka. Zeszyty naukowe WSiInż, Koszalin, w druku

#### Streszczenie

W artykule przeprowadzono analizę zależności między szerokością dźwigni oddzielającej a teoretyczną efektywnością oddzielania kamieni od bulw ziemniaka. Określono zależności matematyczne między parametrami dźwigni separatora a parametrami charakterystyk wymiarowo-masowych bulw i kamieni. Wyznaczono związki między szerokością dźwigni i wartością ich obciążenia przez bulwy i kamienie o różnych charakterystykach wymiarowo-masowych.

Stwierdzono, że dla określonej mieszaniny bulw i kamieni, należy wyznaczyć optymalny rozstaw dźwigni oddzielających, po czym według techniczno-technologicznych założeń konstrukcji separatora, należy dobrać szerokość i odstęp dźwigni tak, aby stosunek odstępu do rozstawu był jak największy.

#### ANALYSIS OF THE EFFECT OF PARTING LEVER WIDTH ON THE PROCESS OF SEPARATING STONES FROM POTATO BULBS

##### Summary

In the paper, the analysis of dependence between the parting lever width and the theoretical efficiency of separation of stones from potato bulbs, has been carried out. Mathematical dependences between the parameters of separator lever and parameters of dimensional and mass characteristics of bulbs and stones have been determined. Connections between the width of levers and the value of their load with bulbs and stones of different dimensional and mass characteristics have been designated.

It was stated, that for a given mixture of bulbs and stones, an optimal spacing of the parting levers was to be determined and then according to the technical and technological assumptions for separator construction, the width and spacing of the levers had to be chosen so that the ratio of the interval to spacing was the biggest one.

Tadeusz Hryniewicz

## CZYSTOŚĆ POWIERZCHNI METALI I METODY JEJ OCENY

### 1. WSTĘP

Powierzchnie ciał stałych, a zwłaszcza powierzchnie metali są zawsze silnie zanieczyszczone związkami powstającymi w wyniku oddziaływania powierzchni z otoczeniem, w tym w szczególności z gazami. Na powierzchni powstają warstwy związane siłami fizycznymi /adsorpcja tlenu, pary wodnej itp./ oraz warstwy związane siłami chemicznymi /chemisorpcja - warstwy tlenków, wodorotlenków, siarczków itp/. Współczesne wymagania dotyczące wyrobów wiążą się z estetyką i wyglądem ich powierzchni. Stosuje się zatem różnego rodzaju powłoki ochronne i dekoracyjne. Aby powłoka trwale była związana z podłożem, musi być położona na czyste podłoże [1].

Powierzchnia ciał stałych krystalicznych różni się od powierzchni cieczy tym, że jej atomy lub cząsteczki mają bardziej ograniczoną swobodę poruszania. W ciele stałym nie ma możliwości poruszania się cząsteczek powierzchniowych, gdyż są one "uwięzione" w siatce krystalicznej i nie mają swobody ruchu. Wzrost temperatury powoduje wzrost ruchliwości cząsteczek lub atomów powierzchniowych.

Zmniejszenie powierzchni, a więc i wartości napięcia powierzchniowego, występuje np. przy ogrzewaniu drutów lub folii o temperatury zbliżonej do temperatury topnienia [2]. Jeżeli ciała stałe stwarza się warunki, w których może się ono odkształcać jak ciecz, to jej napięcie powierzchniowe można mierzyć. Napięcie powierzchniowe tych ciał mierzy się określając siłę, jaką można przyłożyć, aby folia lub drut metalowy nie się rozciągały, ani kurczyły.

Warstwa wierzchnia ciała stałego pozostaje w stanie pewnego naprężenia wynikającego z nierównomiernego rozkładu sił działających na atomy powierzchniowe, powodującego zazwyczaj przesunięcie ich położenia w siatce krystalicznej. Różnorakie sposoby obróbki powierzchni lub oddziaływań na powierzchnię czynników zewnętrznych mogą ten stan naprężeń zwiększyć lub zmniejszyć. Przykładem zwiększenia stanu naprężeń wskutek przesunięcia atomów w powierzchniowej siatce krystalicznej może być adsorpcja  $\text{CO}_2$  na powierzchni srebra poddawanej uderzeniom kulek stalowych spadających z różnej wysokości [2]. Z kolei jako przykład zmniejszenia naprężeń w warstwie wierzchniej przedmiotu jest zastosowanie elektropolerowania po obróbce szlifowaniem, po walcowaniu lub po innych metodach obróbki mechanicznej [3].

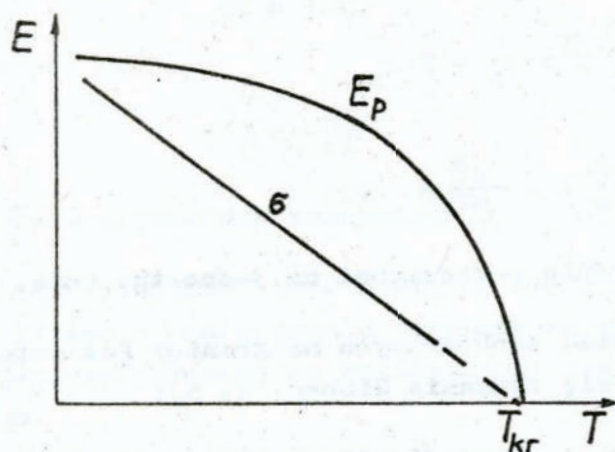
Celem niniejszego artykułu jest prezentacja dotychczasowych sposobów oceny czystości powierzchni oraz przedstawienie nowej metody opartej o ocenę energii powierzchniowej.

## 2. POWIERZCHNIA I JEJ WŁASNOŚCI ENERGETYCZNE

Z budową ciała związane są dwa rodzaje energii: wewnętrzna i powierzchniowa. Energia wewnętrzna jest to całkowity zasób energii zmagazynowany we wnętrzu ciała i nie jest ona przedmiotem rozważań niniejszej pracy.

Energia powierzchniowa jest to różnica pomiędzy całkowitą energią wszystkich atomów lub cząsteczek warstwy powierzchniowej a energią, którą by one miały znajdując się we wnętrzu ciała. Miarą energii powierzchniowej jest praca, którą trzeba wykonać, aby przenieść atomy lub cząsteczki z wnętrza ciała na jego powierzchnię. Energia powierzchniowa w stanie krytycznym, tj. przy ciśnieniu i temperaturze krytycznej, równa się zero /rys. 1/, gdyż zanika różnica między fazami, a więc zanika i sama powierzchnia [2].

Energia atomów warstwy powierzchniowej rośnie wraz ze wzrostem temperatury, a energia powierzchniowa  $E_p$  maleje i w temperaturze krytycznej ma wartość równą zero.



Rys. 1. Zależność napięcia powierzchniowego  $\sigma$  i energii powierzchniowej  $E_p$  od temperatury  $T$  [2]

Fig. 1. Dependence of the surface tension  $\sigma$  and the surface energy  $E_p$  on temperature  $T$  [2]

Praca potrzebna do utworzenia nowej powierzchni jednostkowej jest wielkością skalarną i nazywa się pracą powierzchniową, nazywaną wcześniej właściwą pracą powierzchniową, energią powierzchniową, napięciem powierzchniowym i swobodną energią powierzchniową [4].

Zależność wartości napięcia powierzchniowego od temperatury podaje wzór Etvösa:

$$\sigma_T = \sigma_0 \cdot a (T_k - T - \sigma) \quad (1)$$

gdzie:  $\sigma_T$  - napięcie powierzchniowe w temperaturze  $T$ ,

$\sigma_0$  - napięcie powierzchniowe w temperaturze odniesienia,

$a$  - wartość stała,

$T_k$  - temperatura krytyczna.

godnie z zasadami termodynamiki:

$$\sigma = E_p + T \cdot \frac{d\sigma}{dT} \quad (2)$$

Tylko w temperaturze 0 K występuje zależność  $\sigma = E_p$ . W temperaturach wyższych, stosunek  $d\sigma/dT$  jest ujemny, a  $\sigma < E_p$ . Ponieważ

$$\sigma = E_p - T \cdot s_p$$

to

$$s_p = - \frac{d\sigma}{dT} \quad (3)$$

gdzie:  $s_p$  - entropia powierzchni na jednostkę pola.

Dla analizy zjawisk zachodzących na granicy faz metalu z otoczeniem stosuje się równanie Gibbsa [4, 5]:

$$- d\sigma = \frac{S^M}{A} \cdot dT - \zeta dp + q_M \cdot dE^M + \sum \Gamma_i \cdot d\mu_i \quad (4)$$

gdzie:  $S^M$  - entropia,

$A$  - powierzchnia elektrody,

$\zeta$  - grubość warstwy powierzchniowej,

$q_M$  - gęstość ładunku,

$E^M$  - potencjał elektrody mierzony względem elektrody odniesienia,

$p$  - ciśnienie,

$\mu_i$  - potencjał chemiczny składnika  $i$ ,

$\Gamma_i$  - nadmiar powierzchniowy składnika  $i$ .

Równanie (4) opisuje zależność między napięciem powierzchniowym  $\sigma$  i adsorpcją na granicy faz metal-otoczenie.

### 3. NAPIĘCIE POWIERZCHNIOWE CIECZY

Wewnątrz cieczy występują siły Van der Waalsa. Są one kulistosymetryczne rozdzielone naokoło cząsteczki. Siły te dążą do zmniejszenia powierzchni cieczy. Aby powiększyć tę powierzchnię o  $dS$ , należy przesunąć cząsteczki na powierzchnię czyli wykonać pracę  $dE$  pokonując siły Van der Waalsa. Zmianie



powierzchni fazy o  $dS$  odpowiada zmiana energii powierzchni o  $dE$ :

$$dE = \gamma \cdot dS$$

czyli

$$\gamma = \frac{dE}{dS} \quad (5)$$

gdzie:  $\gamma$  - napięcie powierzchniowe.

Napięcie powierzchniowe czystych cieczy nie zmienia się w czasie, bowiem w miarę jego upływu nie następuje adsorpcja substancji rozpuszczonej na powierzchni, jak to zachodzi w roztworach.

Dla roztworów kapilarnie aktywnych, w których napięcie powierzchniowe znacznie różni się od napięcia czystego rozpuszczalnika, istnieje zależność napięcia powierzchniowego od stężenia roztworu wg wzoru:

$$\frac{\gamma}{\gamma_0} = 1 - b \cdot \ln \left( 1 + \frac{c}{a} \right) \quad (6)$$

gdzie:  $\gamma$  - napięcie roztworu,

$\gamma_0$  - napięcie czystego rozpuszczalnika,

$c$  - stężenie roztworu,

$a$ ,  $b$  - stałe charakterystyczne dla substancji rozpuszczonej [2].

#### 4. BADANIA STANU ENERGETYCZNEGO POWIERZCHNI

Metody badania energii powierzchni ciał stałych można podzielić na dwie grupy: obliczeniowe i eksperymentalne. Jedynie metody eksperymentalne można zastosować przy badaniu stanu energetycznego powierzchni jako funkcji jej zanieczyszczenia.

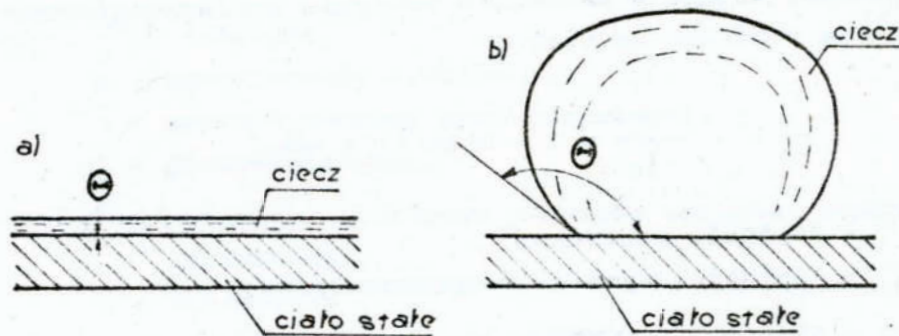
Energię powierzchniową można wyznaczyć na podstawie kąta zwilżenia  $\Theta$ , który tworzy kropla nie reagująca z badaną powierzchnią metalu. Przy obliczaniu energii powierzchniowej

na podstawie kąta zwilżania  $\theta$  korzysta się ze wzoru na napięcie powierzchniowe  $\sigma_{sg}$  między ciałem stałym a gazem:

$$\sigma_{sg} = \sigma_{cg} \cdot \frac{1 + \cos \theta}{1 - \cos \theta} \quad (7)$$

gdzie:  $\sigma_{cg}$  - napięcie powierzchniowe między cieczą a gazem, N/m.

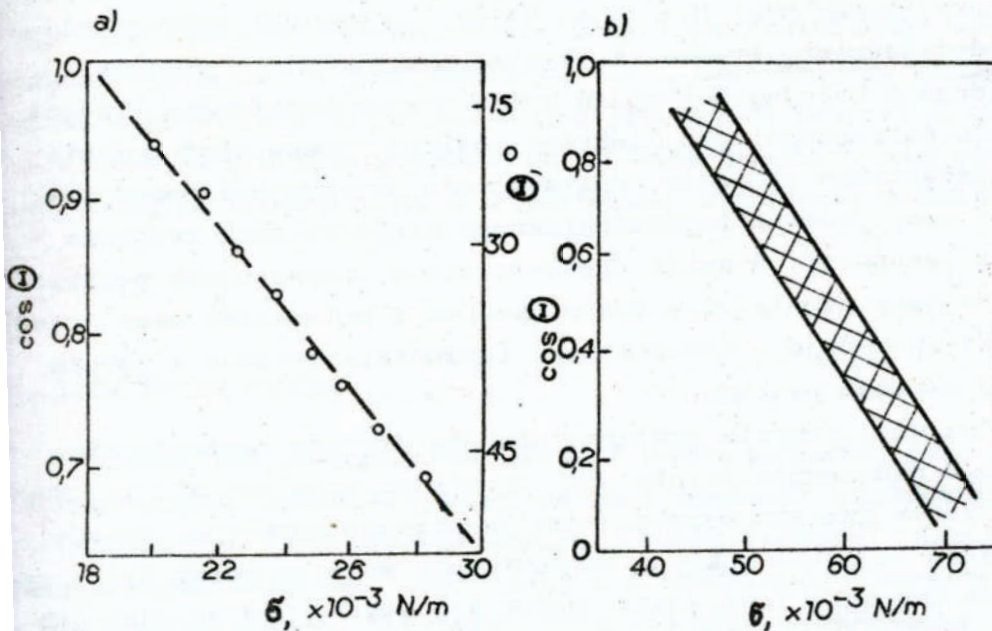
Kąt  $\theta$  nazywa się kątem granicznym lub kątem zwilżania [2]. Jeżeli kąt zwilżania  $\theta = 0$ , to istnieje pełne zwilżenie /rys. 2a/. Jeżeli kąt  $\theta = 180^\circ$  /rys. 2b/, to wtedy występuje absolutna niezwilżalność.



Rys. 2. Kąt zwilżania  $\theta$  ciała stałego: a/ cieczy zwilżającej, b/ cieczy niezwilżającej

Fig. 2. Contact angle  $\theta$  with the substrate surface: a/for wetting liquid, b/ for non-wetting liquid

Na podstawie badań eksperymentalnych potwierdzono [2], że między kątem zwilżania a napięciem powierzchniowym istnieje prostoliniowa zależność /rys. 3a/. W przypadku, gdy zwilża się jedną powierzchnię cieczami należącymi do jednego szeregu homologicznego, zależność ta jest bardzo ścisła, natomiast w przypadku różnych powierzchni i różnych cieczy poszczególne wartości układają się w pasie o określonej szerokości /rys.3b/.



Rys. 3. Zależność między kątem zwilżania  $\theta$  a napięciem powierzchniowym: a/ dla powierzchni teflonu i serii n-alkanów, b/ orientacyjna dla różnych powierzchni i różnych cieczy [2]

Fig. 3. Dependences between the contact angle  $\theta$  and surface tension: a/ for teflon surface and the series of n-alkanes, b/ approximate for different surfaces and different liquids [2].

##### 5. OCENA CZYSTOŚCI POWIERZCHNI

Metale stosowane w przemyśle podlegają procesom przeróbki i obróbki mechanicznej, chemicznej, cieplnej itp. Końcowym etapem każdej obróbki jest nadanie przedmiotowi odpowiednich cech warstwy wierzchniej poprzez wypolerowanie, położenie powłoki metalowej, konwersyjnej lub malarskiej albo powłoki z tworzywa sztucznego. W tym celu powierzchnia przedmiotu musi być odpowiednio przygotowana, oczyszczona i odtłuszczona.

Stopień oczyszczenia powierzchni pod każdy typ powłoki z natury rzeczy musi być inny. Każdy typ powłoki dyktuje użycie odpowiedniego środka czyszczącego oraz całego procesu, mówiącego o kolejnych etapach cyklu przygotowawczego. Przygotowanie powierzchni pod niektóre powłoki wymaga zastosowania kilkudziesięciu zabiegów. Oczyszczanie powierzchni ponad wymagany etap procesu technologicznego niepotrzebnie zwiększa koszty produkcji. Z kolei niedostateczne oczyszczenie powierzchni poprzez niewłaściwy dobór środków i materiałów oraz metod obróbki spowoduje w konsekwencji odrzucenie wyrobów z powodu słabej adhezji powłoki.

Tak więc, czysta powierzchnia dla jednego zastosowania, może być nadmiernie czysta dla drugiego, albo też nie do przyjęcia /zbyt zanieczyszczona/ dla innego zastosowania. Przedmioty, które mają być pokryte galwanicznie metalem muszą być oczyszczone znacznie lepiej niż części lub wyroby podlegające ochronie czasowej przed korozją.

Stopień oczyszczenia powierzchni istotny jest również z punktu widzenia temperatury kąpieli. W wielu przypadkach temperatura ta sięga 343 K, podczas gdy ze względów oszczędnościowych należałoby dążyć, aby nie przekraczała ona 323 K.

W aspekcie przedstawionych faktów istotnym wydaje się sformułowanie prostych i pewnych metod oceny czystości powierzchni. Stosowana w większości przypadków metoda przerw wodnych nie jest wystarczająca. Wiadomo, iż w metodzie tej napięcie powierzchniowe kropli wody wynosi  $7,2 \cdot 10^{-2}$  N/m [5].

Czystość powierzchni jest bezpośrednią funkcją jej energii swobodnej. Im wyższa jest energia swobodna powierzchni metalu  $E_p$ , tym powierzchnia jest bardziej czysta. Jeśli na powierzchni metalu zaadsorbowane zostaną cząstki substancji z otoczenia, wówczas energia swobodna tej powierzchni znacznie się zmniejszy, ponieważ pewna jej część zostanie zużyta na związanie adsorbentu z powierzchnią. Powierzchnia staje się zatem "mniej czysta" i wykazuje niższe napięcie powierzchniowe [5].

Dotychczasowe metody oceny na podstawie przerw wodnych pozwalają stwierdzić jedynie, że powierzchnia jest "czysta" lub "zanieczyszczona". Stopień tej "czystości" lub "zanieczyszczenia" nie jest dokładnie oceniony. Gdy kropla wody

rozlewa się na powierzchni metalu, oznacza to, że powierzchnia jego jest "czysta". Pozostawanie kropli na powierzchni metalu oznacza wystąpienie "zanieczyszczenia". Inna metoda, polegająca na badaniu kąta zwilżania  $\theta$  nie jest godna polecenia do stosowania w praktyce przemysłowej. Można posłużyć się nią w laboratorium zaopatrzonym w odpowiednie instrumenty badawcze.

## 6. IDEA NOWEJ METODY

Proces oczyszczania powierzchni można rozważać jako "energetyczne zabezpieczenie" energii wiązania adsorbentu do powierzchni. Energię oczyszczania można rozważać jako sumę energii cieplnej, chemicznej i mechanicznej, użytych w określonym czasie. Tak więc, jeśli energia mechaniczna /mieszanie, owiewanie/ i czas oczyszczenia są stałe, pożądane zmniejszenie energii cieplnej /obniżenie temperatury z 343 K do 323 K/ wymaga wzrostu energii chemicznej dla uzyskania porównywalnej efektywności oczyszczania powierzchni.

Energię powierzchniową  $E_p$  można mierzyć kładąc krople roztworu o różnym napięciu powierzchniowym na czystej powierzchni metalu. Jeśli kropla rozlewa się natychmiast na powierzchni, oznacza to, że napięcie powierzchniowe roztworu  $\sigma$  jest mniejsze niż energia swobodna  $E_p$  oczyszczonej powierzchni. Stosując szereg różnych roztworów o znanym napięciu powierzchniowym, możliwe jest zmierzenie energii swobodnej badanej powierzchni, a zatem pomiar bezpośredni czystości tej powierzchni.

W oparciu o literaturę i wcześniejsze badania doświadczalne [6 - 8], zaproponowano przyjęcie 12 roztworów standardowych o różnym napięciu powierzchniowym, od około  $2,7 \cdot 10^{-2}$  N/m do ponad  $10 \cdot 10^{-2}$  N/m. Osiem z nich jest mieszanina destylowanej wody z czystym etanolem. Ich napięcie powierzchniowe jest poniżej  $7,2 \cdot 10^{-2}$  N/m. Pozostałe trzy roztwory składają się z rozpuszczonego węgla potasu  $K_2CO_3$  w wodzie dejonizowanej. Napięcie powierzchniowe tych roztworów jest wyższe niż  $\sigma$  wo-

dy destylowanej. Składy roztworów i ich charakterystykę podano w tabelicy 1.

Tablica 1. Skład roztworów i ich dane charakterystyczne [6]

Table 1. Composition of Solutions and their data [6]

Nr roztworu	Stężenie etanolu % obj.	Zmierzone napięcie powierzchniowe $\sigma$ , x $10^{-2}$ N/m	Masa właściwa $\rho/\text{cm}^3$
1	80	2,72	0,85
2	51	3,12	0,922
3	33	3,60	0,955
4	21,5	4,19	0,970
5	14,3	4,73	0,978
6	9,3	5,34	0,985
7	4,5	6,13	0,991
8	1	7,01	0,995
9	Woda destylowana	7,20	1,000
	Stężenie $\text{K}_2\text{CO}_3$ , g/dm <sup>3</sup>		
10	220	8,00	1,171
11	520	9,12	1,377
12	800	10,67	1,535

Wodne roztwory etanolu gotowe są do badania zaraz po ich sporządzeniu. Roztwory  $\text{K}_2\text{CO}_3$  wymagają natomiast prze-filtrowania ich przez aktywowany węgiel drzewny w celu usunięcia ewentualnych zanieczyszczeń pochodzących z węglanu potasu.

Stosując przedstawione w tabl. 1 roztwory można zbadać stopień oczyszczenia każdej stali, podając dane liczbowe o wielkości energii powierzchniowej. Wybór jednej z metod przygotowania i oczyszczenia powierzchni stali można dokonać na podstawie danych przedstawionych w pracach [9, 10]. Powierzchnia stali testowana jest następnie przy pomocy kropli od-

owiedniego roztworu. Jeśli na powierzchni tworzy się kropka, bada się roztwór następny z podanych w tab. 1, aż do uzyskania efektu rozlewania się kropli na podłożu. Ostatni z roztworów który tworzył kropkę wyznacza energię powierzchniową czyszczonej stali.

Do oznaczenia stopnia czystości, a więc i energii powierzchniowej, na powierzchni płaskiej badanej próbki wykonuje się testy przy pomocy 6 + 7 kropel w kilku punktach powierzchni. Czas badania powierzchni nie może przekraczać 15 minut od chwili jej oczyszczenia, gdyż wyniki uzyskane później będą niższe. Próbki stalowe należy więc oczyścić, odtłuścić, płukać, osuszyć poprzez nawiew ciepłego powietrza i po tym tychmiast przystąpić do oceny czystości.

Bardzo istotnym jest utrzymanie w czystości samego roztworu. Nawet niewielkie ilości zanieczyszczeń pochodzenia organicznego, w szczególności środki powierzchniowo-aktywne, mogą znacznie zmniejszyć napięcie powierzchniowe danego roztworu czyniąc go bezużytecznym. Naczynia szklane, w których przechowywane są roztwory powinny być dokładnie oczyszczone z użyciem kwasów chromowego i siarkowego. Niewielką ilością roztworu należy naczynie przepłukać przed napełnieniem go roztworem do testowania.

## WNIOSKI

W artykule sprecyzowano pojęcie czystości powierzchni a) poprzez powiązanie go z energią powierzchniową. Dokończono przegląd metod oceny czystości oraz zaproponowano nową, skuteczną metodę do stosowania w praktyce przemysłowej. Ocena ta służyć ma optymalizacji doboru stopnia czystości powierzchni dla każdego rodzaju technologii obróbki wykończają-

## LITERATURA

1. Pennisi M.S.: Trans. Inst. Met. Fin., 1988, 66, 63-66
2. Hebda M., Wachal A.: Trybologia. WNT Warszawa, 1980
3. Hryniewicz T.: Wybrane zagadnienia polerowania elektrolitycznego. Praca doktorska, ITBM, Politechnika Wroclawska, Wroclaw, 1978
4. Linford R.G.: Chem. Revs., 1978, 78, 2, 81 - 95
5. Hryniewicz T., Skubała W., Kopeć A., Witkowski W.: Inżynieria Materiałowa, 1988, 3/44, 65 - 69
6. Cohen L.E., Hook J.A.: Plat. a. Surf. Fin., 1985, 3, 68 - 75
7. Cohen L.E.: Plat. a. Surf. Fin., 1987, 11, 58 - 61
8. Kuhn A.T.: Industrial Electrochemical Processes, Elsevier Publishing Co., London - New York, 1971
9. Hryniewicz T.: Mater. Konf. Nauk. - Techn. nt. Wybrane problemy technologiczne i materiałowe w produkcji elementów elektronicznych. IOP Poznań - "Kaziel" Koszalin, maj 1974, 57 - 72
10. Hryniewicz T.: Advances in Materials Technology in the Americas - vol. 2, Materials Processing and Performance. Conf. Proc., San Francisco CA, ASME New York, August 1980, 73-77/ed. Iain le May, University of Saskatchewan, Saskatoon, Canada/.

## Streszczenie

Czystość powierzchni przed nałożeniem różnego rodzaju powłok ochronnych i dekoracyjnych odgrywa zasadniczą rolę w ich jakości i trwałości adhezji tych powłok do podłoża. W artykule zwrócono uwagę na niektóre metody oceny powierzchni metali, związane w szczególności z ich energią powierzchniową. Stopień czystości powierzchni metali powinien być różny dla różnych technologii. Zaprezentowano nową metodę badania czystości powierzchni wraz z wykazem roztworów do oceny powierzchni stali.



## METAL SURFACE CLEANLINESS AND THE METHODS OF ITS EVALUATING

### Summary

The metal finishing industry touches virtually everything produced for people's needs and convenience. Various parts, things and elements require to be coated with a metal to provide a lustrous aesthetic appearance. Prior to the coating the surfaces have to be degreased and cleaned. Each process of metal finishing requires a suitable degree of cleanliness. To fulfil the requirements, the degree of cleaning must be measurable. The paper presents a simple and effective way of measurement of the surface energy that is a direct function of its cleanliness.

Tadeusz Hryniewicz

NIEKTÓRE ASPEKTY SPEKTROMETRII ELEKTRONÓW AUGERA  
W BADANIACH METALI PO ELEKTROPOLEROWANIU

1. WSTĘP

Spektrometria elektronów Augera /AES/ jest jedną z ważniejszych technik analitycznych stosowanych do badania powierzchni w celu wykrycia, detekcji i identyfikacji pierwiastków o liczbie atomowej  $Z \geq 3$ , i granicy oznaczalności 0,1 % atomowego włącznie z zanieczyszczeniami adsorbowanymi [1 - 5]. Teoretyczne podstawy spektroskopii elektronów Augera znane są od ponad pół wieku, ale ze względu na stosunkowo skomplikowaną aparaturę badawczą, do celów doświadczalnych rozwinięto tę technikę dopiero w ostatnich dziesięcioleciach. Technika AES, służąca początkowo badaniom jakościowym, umożliwia obecnie badania półilościowe i ilościowe.

Zastosowanie spektrometrii elektronów Augera obejmuje również technikę półprzewodnikową, procesy katalityczne, badania korozyjne jak i inne [4 - 8]. Specyficzne cechy i właściwości powierzchni uzyskiwane w procesie elektropolerowania skłoniły autora [9] i innych badaczy [10, 11] do włączenia tej techniki do badań warstwy wierzchniej metali po obrobce. Próby użycia techniki EDAX w badaniach warstwy wierzchniej po elektropolerowaniu okazały się całkowicie nieprzydatne [9].

Celem niniejszego artykułu jest ujawnienie możliwości określenia zmian w warstwie wierzchniej próbek polerowanych elektrolitycznie w porównaniu z warstwą wierzchnią metalu po nawioniu elektrochemicznym oraz po polerowaniu mechanicznym. Badania takie prowadzą do sformułowania przyczyn zwiększonej

trwałości i odporności korozyjnej warstwy wierzchniej po elektropolerowaniu w porównaniu z powierzchniami tych samych metali otrzymanych innymi metodami obróbki.

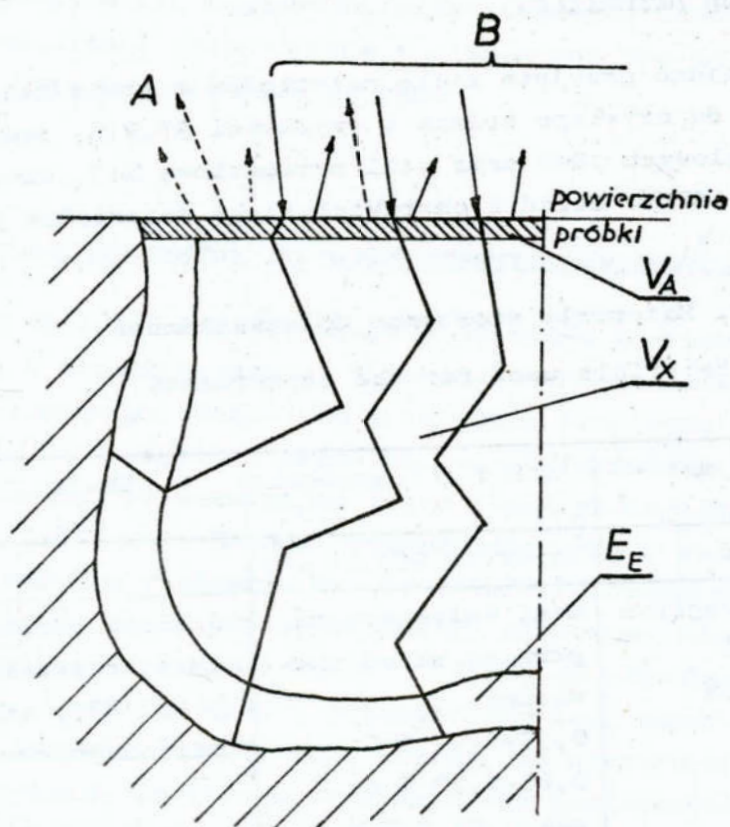
## 2. ZASIĘG I WŁAŚCIWOŚCI AES

Spektrometria Augera należy do najczulszych metod analizy powierzchni ciał stałych [4]. Technika AES można badać do pierwszych kilku nanometrów od powierzchni, a więc widmo Augera może dać informację o jednej do pięciu warstw atomowych. Widma Augera powstają na głębokości od 0 do 1,5 nm, podczas gdy promieniowanie rentgenowskie powstaje na głębokości do 2000 nm. Na rys. 1 pokazano schematycznie porównanie zakresu badania wiązką elektronów pierwotnych w spektrometrii Augera z metodą EDAX.

W obu metodach głębokość przenikania zależy od energii pierwotnego promieniowania i oc energii promieniowania mierzonego. Właśnie zakres penetracji decyduje o wyborze spektroskopii Augera do badania zmian w warstwie wierzchniej po elektropolerowaniu. Dla porównania z powierzchnią po ściernym polepowaniu mechanicznym lub trawieniu, gdy zbadać należy skład na głębokościach dziesiątek czy setek nanometrów, stosuje się gaz obojętny do usuwania atomów z powierzchni próbki, zagłębiając się do żądanej wartości. Gazem tym jest bardzo często argon, który później widoczny jest w postaci odpowiedniego piku w widmie Augera.

Analiza powierzchni próbki odbywa się w warunkach ultrawysokiej próżni. Energia wzbudzającej wiązki elektronowej /wiązka pierwotna/  $E_p$  musi być dostatecznie duża, aby mogła zjonizować atom. W zależności od energii przejścia Augera jak i od wymagania dotyczącego zogniskowania wiązki pierwotnej, stosuje się wartości  $E_p$  z zakresu od 1,5 keV do 10 keV. Elektrony wtórne, które mają charakterystyczną energię, pochodzą tylko z kilku najwyższych warstw atomowych powierzchni próbki  $\sqrt{V_A}$  na rys. 1/. Najczęściej spotykaną metodą kwantyfikacji jest użycie czystego pierwiastka jako wzorca, lub za-

stosowanie współczynnika czułości, opartego także o czyste pierwiastki.



Rys. 1. Schematyczne przedstawienie oddziaływania wiązki elektronów pierwotnych na powierzchnię próbki: A - elektrony Augera, B - wiązka elektronów pierwotnych,  $V_A$  - objętość, z której elektrony Augera o energii  $E_A$  mogą być wyemitowane,  $V_X$  - objętość, z której emitowane są elektrony pod wpływem promieniowania rentgenowskiego,  $E_E$  - warstwa materiału podlegająca analizie w metodzie promieniowania rentgenowskiego, wg [7]

Fig. 1. Schematic presentation of action of the primary electron beam on the specimen surface: A - Auger electrons, B - beam of primary electrons,  $V_A$  - volume of which Auger electrons of energy  $E_A$  may be emitted,  $V_X$  - volume of which electrons affected by X-rays are emitted,  $E_E$  - material's layer being analyzed with the X-ray method, acc. to [7]

### 3. METODYKA BADAŃ

#### 3.1. WYBÓR MATERIAŁÓW

Do badań przyjęto kilka materiałów z grupy żelaza, poczynając od czystego żelaza o czystości 99,91%, jedną ze stali węglowych 1040 oraz stal narzędziową H13 /oznaczenia stali wg ASTM/. Skład i charakterystykę materiałów podano w tabelicy 1.

Tablica 1. Materiały stosowane do doświadczeń

Table 1. Materials used for the experiments

Lp.	Nazwa materiału	Skład i własności	Uwagi
1.	Żelazo	Czystość 099,91 %	-
2.	Stal węglowa 1040 wg ASTM	Stal walcowana na gorąco; skład chemiczny: 0,37-0,44 % C - 0,60-0,90 % Mn - max 0,04 % P - max 0,05 % S	Stal po obróbce cieplnej, twardość 48-51 HRC, struktura martenzytyczna
3.	Stal narzędziowa H13 wg ASTM	Stal matrycowa do pracy na gorąco; skład chemiczny: 0,40 % C - 1,0 % Si 0,80 % Mn - 5,25 % Cr - 1,35 % Mo - 1,0 % V	Stal po obróbce cieplnej, twardość 52 HRC, struktura martenzytyczna

Wybór dotyczył materiałów ferrytycznych, które w normalnych warunkach ulegają szybkiej postępującej korozji, a których powierzchnia po elektropolerowaniu uzyskuje wiele cech dodatnich. Spośród tych cech wyróżnić należy wzrost trwałości

i odporności na korozję. Wybrano zatem po jednym przedstawicielu z grupy stali węglowych, niskostopowych oraz czystego żelaza. Stale kwasoodporne i nierdzewne już ze swej natury nie były interesujące do badań.

### 3.2. PRZYGOTOWANIE PRÓBEK DO BADAŃ SPEKTROGRAFICZNYCH

Próbki do badań miały wymiary  $\phi$  19,05 mm i wysokość 5 mm. Wykonano je w trzech zestawach i przygotowano do polerowania elektrolitycznego na stanowisku z wirującą elektrodą dyskową [9, 12, 13]. Po toczeniu i szlifowaniu, powierzchnię walcową próbek izolowano, pozostawiając tylko jedną powierzchnię kołową o polu  $2,834 \text{ cm}^2$ . Czynną powierzchnię próbek polerowano elektrolitycznie w roztworze kwasów ortofosforowo-siarkowochromowego przez okres 300 s. Parametry elektropolerowania były następujące: potencjał anody 3 V/NEW, co odpowiadało gęstości prądu około  $100 \text{ A/dm}^2$ , prędkość obrotowa anody  $100 \text{ rad/s}$ , temperatura kąpielii  $340 \text{ K}$ . Dodać należy, że elektropolerowanie jest procesem, po którym otrzymuje się powierzchnie o najwyższej czystości fizycznej [14].

Próbki ze stali 1040 poddano również trawieniu elektrochemicznemu w tym samym roztworze w zakresie parametrów trawienia na krzywej polaryzacji anodowej [12]. Z tej samej stali do badań przygotowano również próbki po polerowaniu ściernym z użyciem ścierniwa SiC.

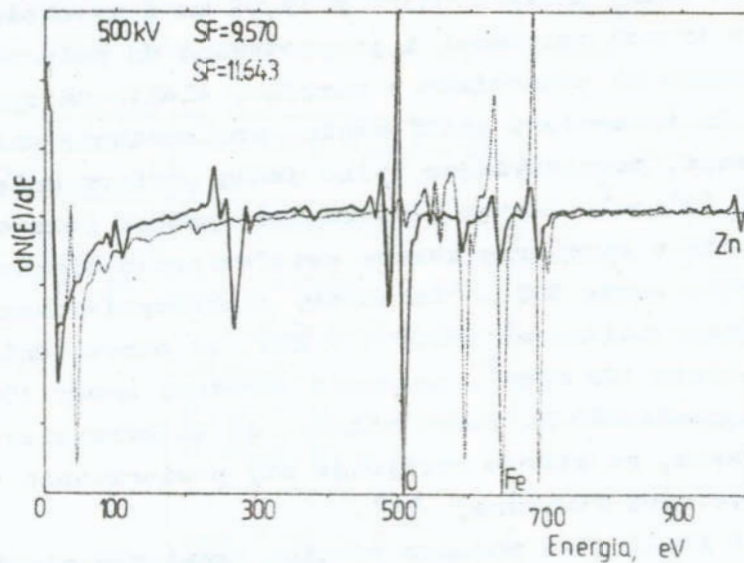
Wszystkie próbki płukano następnie w wodzie bieżącej, najpierw zimnej, potem gorącej i suszono strumieniem powietrza.

Tak przygotowane próbki wkładano do komory spektrometru dla wypompowania powietrza i usunięcia oderwanych cząstek. Czas osiągnięcia wymaganej próżni wynosił od kilkudziesięciu do kilkuset minut.

## 4. WYNIKI BADAŃ I ICH OMÓWIENIE

Badania składu powierzchni próbek dokonywano na skomputeryzowanym spektrometrze Augera, tak że wyniki analizy w odpowiedniej postaci otrzymywane były na bieżąco.

Widma emisyjne Augera wykonane na czystym żelazie /99,91 % czystości/ po elektropolerowaniu podano na rys. 2.



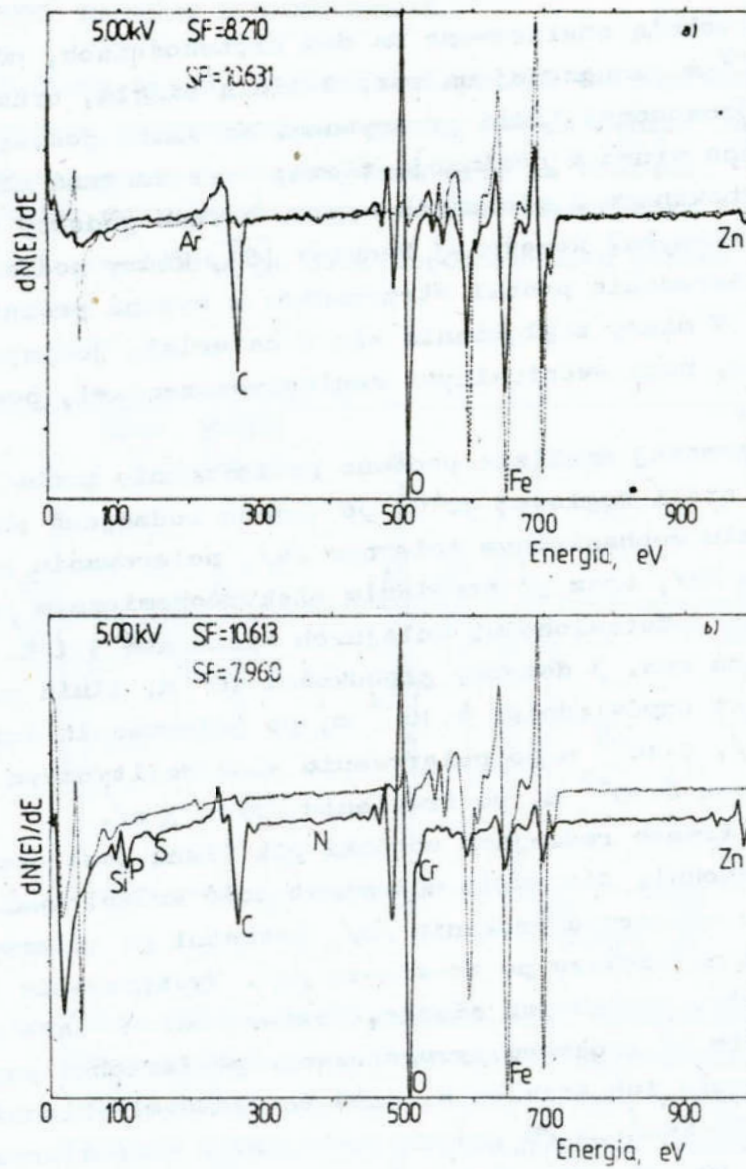
Rys. 2. Widma emisyjne żelaza /99,91 % czystości/; powierzchnia próbki po polerowaniu elektrolitycznym w roztworze kwasów  $H_3PO_4 + H_2SO_4 + CrO_3 + H_2O$  na stanowisku z wirującą elektrodą dyskową /parametry jak dla stali - szczegóły w tekście/: linia ciągła - na głębokości  $10^{-9}$  m, linia punktowa - na głębokości  $4 \cdot 10^{-8}$  m

Fig. 2. Emission spectra of iron /99,91 per cent purity/: sample surface after electropolishing in the solution of  $H_3PO_4 + H_2SO_4 + CrO_3 + H_2O$  on the rotating disk electrode system /parameters as for steel - details in the text/: full line - on the depth  $10^{-9}$  m, dotted line - on the depth  $4 \cdot 10^{-8}$  m

Warstwę wierzchnią analizowano na dwu głębokościach, odpowiednio:  $10^{-9}$  m oznaczonej na rys. 2 linią ciągłą, oraz  $4 \cdot 10^{-8}$  m - oznaczonej linią przerywaną. Na samej powierzchni otrzymano widmo z dominacją tlenu, oraz znaczną ilością zaadsorbowanego z otoczenia węgla. Bardzo podobny wynik analizy otrzymał wcześniej Buckley [8], który poddał analizie powierzchnię próbki otrzymanego z wytopu próżniowego żelaza. W miarę zagłębiania się w materiał, jedynym pierwiastkiem, poza ewentualnymi zanieczyszczeniami, pozostaje żelazo.

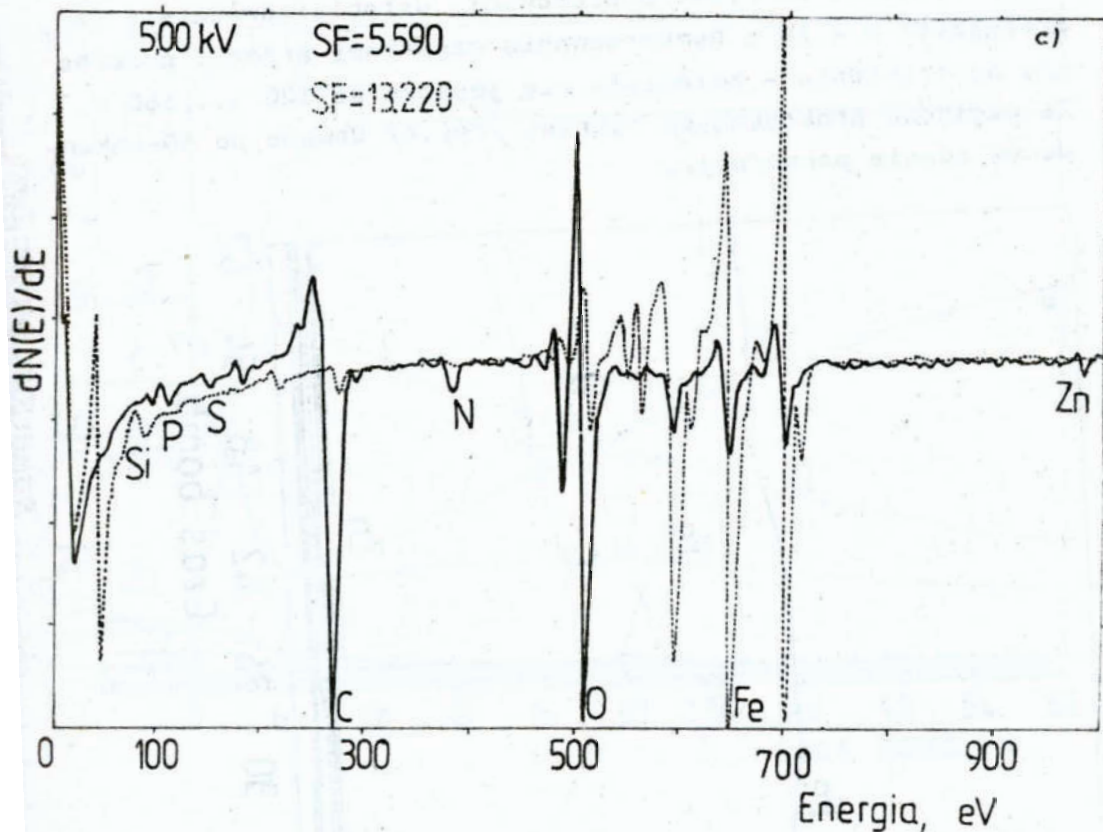
Wszechstronnej analizie poddano powierzchnię próbki wykonanej ze stali węglowej 1040, po trzech rodzajach obróbki: polerowaniu mechanicznym ściernym /a/, polerowaniu elektrolitycznym /b/, oraz po trawieniu elektrochemicznym /c/. Wyniki badań przedstawiono na kolejnych rysunkach 3 i 4. Linia ciągła na rys. 3 dotyczy głębokości  $10^{-9}$  m, linia punktowa natomiast odpowiednio:  $4 \cdot 10^{-8}$  m, po polerowaniu ściernym /rys. 3 a/,  $5 \cdot 10^{-8}$  m po polerowaniu elektrolitycznym /rys. 3 b/, oraz  $8 \cdot 10^{-8}$  m, po trawieniu /rys. 3 c/. Po wszystkich trzech rodzajach obróbki pik tlenu jest dominujący na powierzchni, pik węgla natomiast dość zróżnicowany: najmniejszy po elektropolerowaniu /b/, pośredni po polerowaniu ściernym /a/ i największy po trawieniu /c/. Występowanie innych pierwiastków, takich jak siarka, fosfor, chrom wiąże się przede wszystkim ze sposobem przygotowania powierzchni poprzez elektropolerowanie lub trawienie, jako że głównymi składnikami roztworu były kwasy  $H_3PO_4$ ,  $H_2SO_4$  oraz  $CrO_3$ . Charakterystyczne jednak jest to, że chrom wystąpił tylko po elektropolerowaniu /b/. Po spenetrowaniu materiału próbki na odpowiednią głębokość, obraz widma stali pozostał praktycznie jednakowy.





Rys. 3. Widma emisyjne stali węglowej 1040 /oznaczenia wg ASTM/: a/ po polerowaniu mechanicznym ściernym, b/ po polerowaniu elektrolitycznym /warunki i parametry w tekście/

Fig. 3. Emission spectra of 1040 carbon steel /notation acc. to ASTM/: a/ after mechanical abrasive polishing, b/ after electrolytic polishing /conditions and parameters in the text/

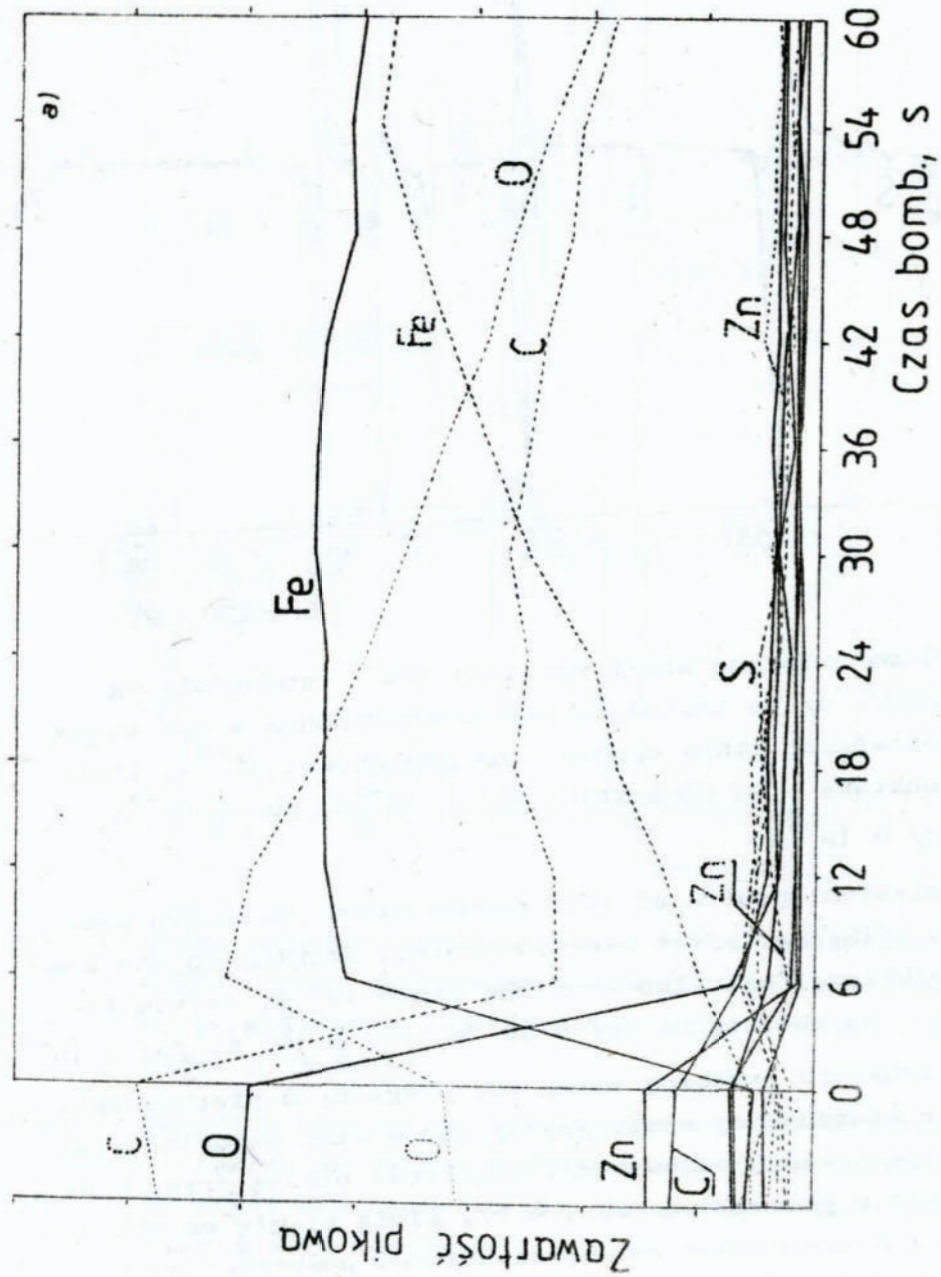


Rys. 3. Widma emisyjne stali węglowej 1040 /oznaczenia wg ASTM/: c/ po trawieniu elektrochemicznym w tym samym roztworze; linia ciągła - na głębokości  $10^{-9}$  m, linia punktowa - na głębokości /a/  $4 \cdot 10^{-8}$  m, /b/  $5 \cdot 10^{-8}$  m, /c/  $8 \cdot 10^{-8}$  m

Fig. 3. Emission spectra of 1040 carbon steel /notation acc. to ASTM/: c/ after electrochemical etching in the same solution; full line - on the depth  $10^{-9}$  m, dotted line - on the depths /a/  $4 \cdot 10^{-8}$  m, /b/  $5 \cdot 10^{-8}$  m, /c/  $8 \cdot 10^{-8}$  m

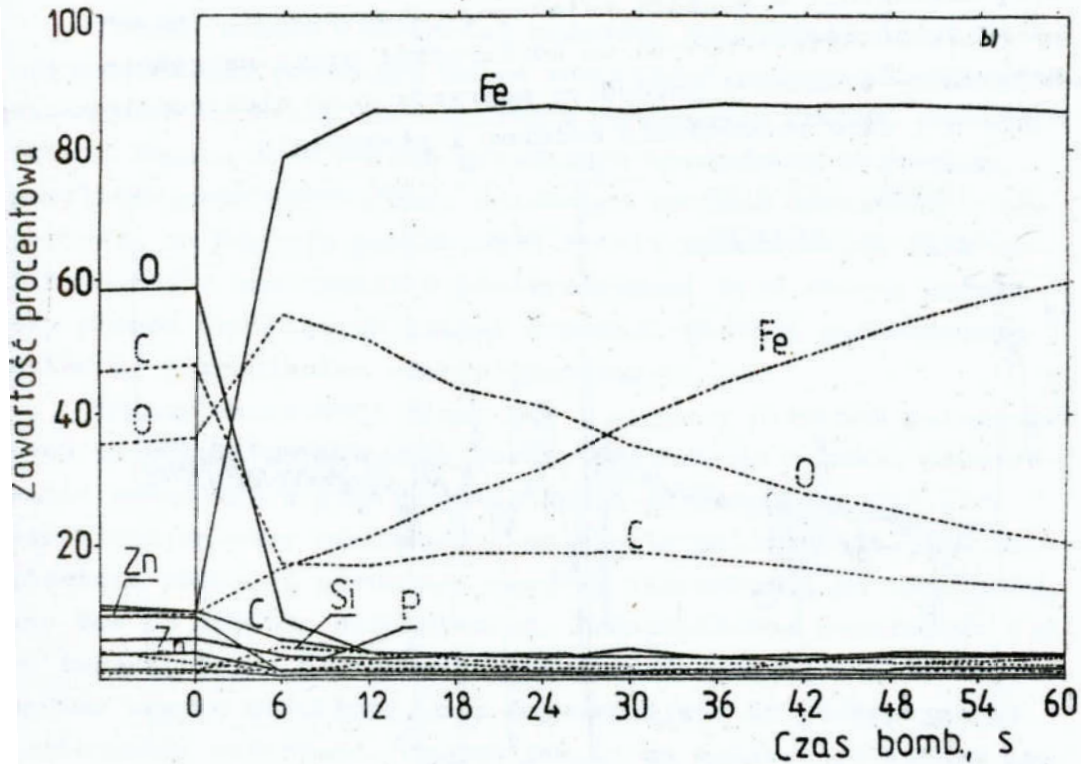
Aby uchwycić przebieg zmian poszczególnych pierwiastków w warstwie wierzchniej stali postępując w głąb materiału, na rys. 4 przedstawiono odpowiednio zawartość pikową /rys. 4 a/ oraz zawartość procentową /rys. 4 b/. Linia ciągłą na obu wykresach a i b zaznaczono zmianę zawartości poszczególnych pierwiastków po elektropolowaniu, linia punktową - po tra-

wieniu elektrochemicznym. Zawartość poszczególnych pierwiastków w warstwie po elektropolerowaniu ustabilizowała się po pierwszych 6 - 10 s bombardowania cząstkami argonu, podczas gdy po trawieniu - zmieniała się jeszcze po 120 ... 180 s. Ze względów praktycznych wykresy /rys.4/ urwano po 60-sekundowym czasie penetracji.



Rys. 4. Zawartość odpowiednio /a/ pikowa

Fig. 4. Peak-to-peak /a/ and percentage

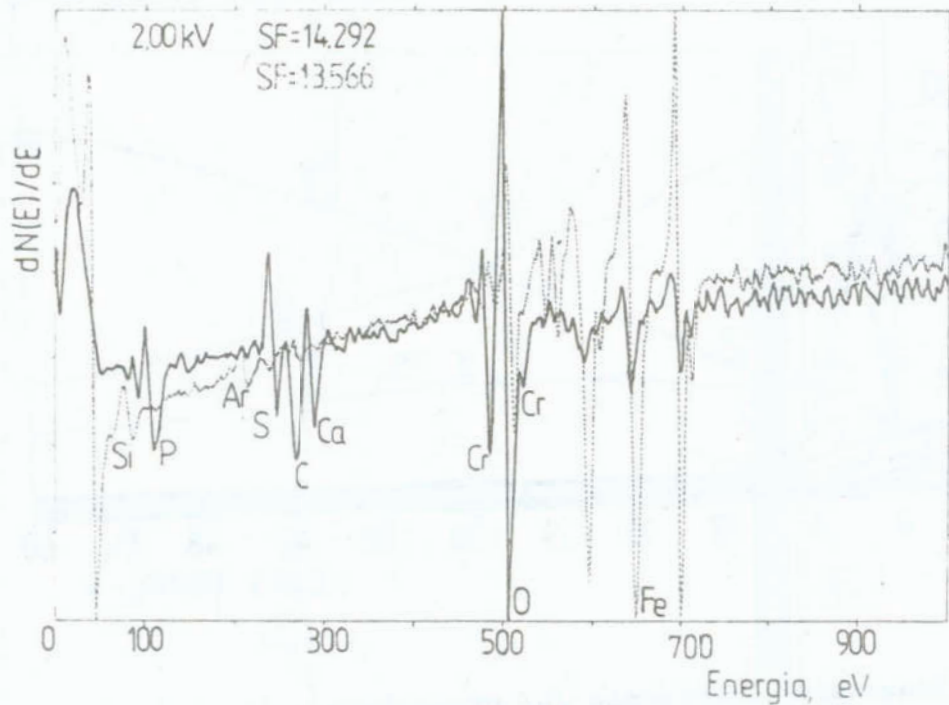


Rys. 4. Zawartość odpowiednio /b/ procentowa, głównych pierwiastków stali węglowej 1040 /wg. ASTM; linie ciągłe - po elektropolerowaniu, linie punktowe - po trawieniu elektrochemicznym

Fig. 4. Peak-to-peak /b/ contents of the main elements of 1040 carbon steel /notation acc. to ASTM/; full lines - after electropolishing, dotted lines - after electrochemical etching

Na rys. 5 przedstawiono widma emisyjne Augera stali narzędziowej chromowej H13 po elektropolerowaniu. W zestawieniu z widmami emisyjnymi powierzchni żelaza oraz stali węglowej, widoczny jest wyraźny wzrost innych pierwiastków, w szczególności chromu. O ile zawartość węgla i tlenu na samej powierzchni  $/10^{-9} \text{ m/}$  jest podobna jak w pozostałych przypadkach, dla

żelaza i stali węglowej to postępując w głąb,  $/5 \cdot 10^{-8}$  m/, charakterystyczna jest zwiększona zawartość tlenu, jak należy wnioskować w postaci związanej. Występowanie innych pierwiastków niestopowych na powierzchni stali narzędziowej H13 należy tłumaczyć procedurą poprzedzającą elektropolerowanie - a więc polerowanie ściernie i płukanie.



Rys. 5. Widma emisyjne Augera stali niskostopowej H13 /wg ASTM/ po elektropolerowaniu /warunki jak dla stali węglowej/: linia ciągła - głębokość  $10^{-9}$  m, linia punktowa - głębokość  $5 \cdot 10^{-8}$  m

Fig. 5. Auger electron spectra of H13 low-carbon steel /after ASTM/ after electropolishing /conditions as for carbon steel/: full line - on the depth  $10^{-9}$  m, dotted lines - on the depth  $5 \cdot 10^{-8}$  m

## 5. PODSUMOWANIE

Przedstawiono możliwości badawcze spektrometrii elektronów Augera dla pokazania zmian zawartości poszczególnych pierwiastków w warstwie wierzchniej polerowanych próbek. Spektroskopia Augera jest bardzo przydatnym narzędziem badawczym, umożliwiającym wyjaśnienie znacznego wzrostu trwałości i odporności na korozję powierzchni metali polerowanych elektrolitycznie, w porównaniu z powierzchniami tych samych metali czy stopów obrabianych innymi metodami obróbki mechanicznej: szlifowaniem, cierniej i trawieniem elektrochemicznym.

Zmiany zawartości tlenu jak i węgla w próbkach polerowanych elektrolitycznie były bardzo intensywne w miarę penetracji materiału w głąb próbki. Można zatem wnioskować, iż struktura warstwy wierzchniej po elektropolerowaniu jest zasadniczo różna od struktury warstwy wierzchniej po trawieniu, czy też po obróbce mechanicznej. Prawdopodobne kompleksy, które tworzą się na powierzchni elektropolerowanej stali, mają bardzo zwartą strukturę, nie dopuszczającą do postępującego utleniania materiału /żelaza/jak to ma miejsce po każdym innym rodzaju obróbki.

W widmie Augera występuje zatem sumowanie śladowych ilości zanieczyszczeń badanego materiału /stali z pierwiastkami pochodzącymi bądź to z roztworu/ kąpiel, bądź z otoczenia. Penetrując materiał od powierzchni fizycznej w głąb, łatwo obserwować można zachodzące zmiany zawartości pierwiastków w konsekwencji także struktury materiału.

Podobnie jak w badaniach własnych autora, dotyczących elektropolerowania stali, spektroskopię Augera zastosował także Ponto [10, 11] do badania warstwy wierzchniej chromu po elektropolerowaniu. Metoda ta pozwala na łatwą ocenę grubości warstwy wierzchniej, szczególnie do powierzchni polerowanych elektrolitycznie, gdzie próby zastosowania innych technik, jak np. EDAX [9] dawały wynik całkowicie niezadawający. Miarą grubości warstwy wierzchniej jest tutaj czas trwania zmian zawartości zasadniczych pierwiastków stopu. W przypadku badania czystego metalu, jest to metoda tym bardziej prosta.

## LITERATURA

1. Palmberg P.W., Riach G.E., Weber R.E., McDonald N.C.: Handbook of Auger Electron Spectroscopy, Physical Electronics, Edina, MN, 1972
2. Davis L.E. et al.: Handbook of Auger Spectroscopy, Physical Electronics Ind., Inc., Eden Prairie, MI, 1976, 2nd ed.
3. Ewing G.W.: Metody instrumentalne w analizie chemicznej, PWN Warszawa, 1980, 223 - 233
4. Garaj J. i inni: Fizyczne i fizykochemiczne metody analizy, WNT Warszawa, 1981, 250 - 254
5. Zabrzęski J., Godowski P., Jarmakowicz J., Radomski E.: Inżynieria Materiałowa, 1988, 4/45/, 98-103
6. Mroczkowski S., Lichtman D.: Surf. Sci., 1983, 127, 119 - 134
7. Holloway P.H.: Appl. Surf. Sci., 1986, 26, 550 - 560
8. Buckley D.H.: In "Fundamentals of Tribology", Proc. Intern. Conf. Fund. Tribol. ed. by N.P. Suh and N. Saka, The MIT Press, Cambridge, MA and London, England, June 1978, 173 - 199
9. Hryniewicz T., Muller R.H., Tobias C.W.: A Study of Electropolishing of Ferrous Alloys Using Rotating Disk Electrodes. MMRD, Lawrence Berkeley Laboratory, Univ. Calif., Berkeley, CA, June 1981
10. Ponto L.: Powłoki ochronne, 1987, 5-6, 9-13
11. Ponto L., Landolt D.: J. Appl. Electrochem., 1987, 17, 205 - 214
12. Hryniewicz T.: Ochrona przed korozją, 1985, 11 - 12, 273 - 276
13. Hryniewicz T.: Inżynieria Materiałowa, 1987, 1, 15 - 18
14. Rosebury F.: Handbook of Electron Tube and Vacuum Techniques, Addison-Wesley Publ. Co., Inc., MA, 1972

### Streszczenie

W artykule przedstawiono zakres i możliwości badawcze spektrometrii elektronów Augera w odniesieniu do powierzchni próbek polerowanych elektrolitycznie. Podano wyniki badań warstwy wierzchniej stali po elektropolerowaniu w zestawieniu z powierzchnią trawioną elektrochemicznie i polerowaną mechanicznie.

### SOME ASPECTS OF THE AUGER ELECTRON SPECTROMETRY IN THE STUDY OF METALS AFTER ELECTROPOLISHING

#### Summary

In the paper, the scope and investigation possibilities of the Auger electron spectroscopy in respect with the sample surface after electropolishing, has been presented. Investigation results of the steel superficial layers after electropolishing are given in confrontation with the surface after electrochemical etching and mechanical polishing.



Tadeusz Hryniewicz  
Wiesław Skubała  
Jadwiga Harmacińska - Lewkowicz

BADANIA MIKROTWARDOSCI SPOLARYZOWANEJ ELEKTRYCZNIE  
MIEDZI POLIKRYSTALICZNEJ W ROZTWORACH NIE ADSORBUJĄ-  
CYCH SIĘ

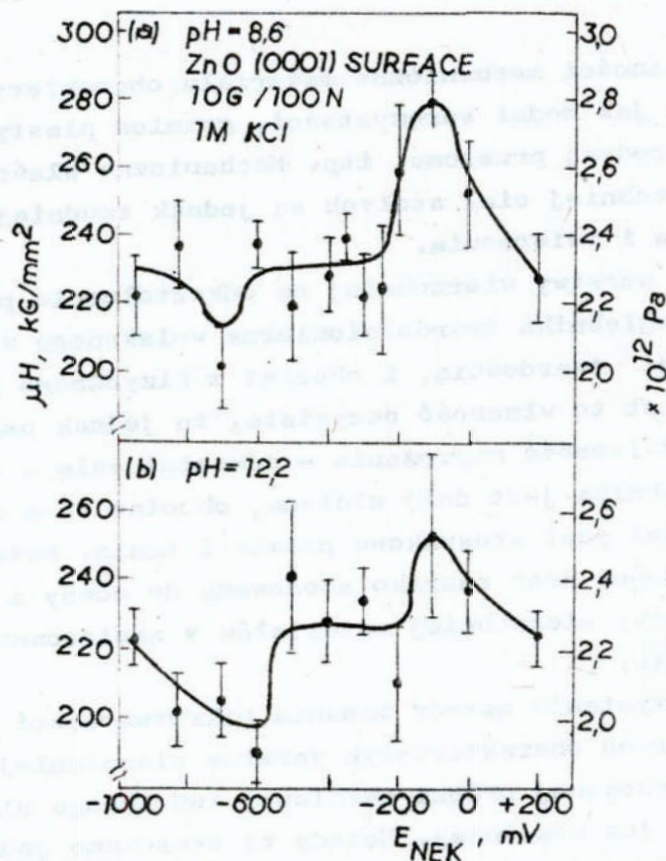
1. WSTĘP

Własności mechaniczne materiału charakteryzują takie wielkości jak moduł sprężystości, granica plastyczności, charakter i rodzaj przełomu, itp. Mechaniczne właściwości warstwy wierzchniej ciał stałych są jednak trudniejsze do zdefiniowania i zmierzenia.

Opór warstwy wierzchniej na odkształcenie pod wpływem twardego węgelnika twardościomierza wciskanego w materiał nazywany jest twardością, i chociaż z fizycznego punktu widzenia nie jest to własność oczywista, to jednak usankcjonowana normami. Zależność naprężenie - odkształcenie w trakcie wciskania węgelnika jest dość złożona, chociaż sama metoda pomiaru twardości jest stosunkowo prosta i tania. Metoda pomiaru mikrotwardości jest szeroko stosowana do oceny i charakterystyki warstwy wierzchniej materiałów w zastosowaniach technicznych [1].

Wykorzystanie metody badania mikrotwardości do określenia niektórych charakterystyk warstwy wierzchniej elektrycznie spolaryzowanej próbki metalowej lub innego ciała stałego znane było już wcześniej. Metodę tę stosowano jednak zwykle do monokryształów w jednej z wybranych, określonych wskaźnikami Millera, płaszczyzn. Badania takie przeprowadzili między innymi Ahearn i inni [2] dla monokryształów tlenku cynku. Wyniki, jakie otrzymywali nie wydawały się zbyt zachęcające a

ich interpretacja niezbyt jednoznaczna. W szczególności przeprowadzenie krzywych, jak to pokazano na rys. 1 [2], wydawało się dość arbitralne. W kwestii tej Frumkin [3] utrzymywał na przykład, że podczas badania warstwy podwójnej, użycie próbek materiałów polikrystalicznych może prowadzić do błędnej interpretacji wyników badań. Jeżeli istnieją takie trudności w uzyskaniu jednoznacznych wyników przy badaniu spolaryzowanych próbek monokrystalicznych, to tym bardziej niepewne mogłoby się wydawać zastosowanie metody pomiaru mikrotwardości do wyznaczania potencjału ładunku zerowego materiałów polikrystalicznych.



Rys. 1. Mikrotwardość monokryształu ZnO /0001/ w funkcji potencjału wzgl. NEK. Obciążenie 10 G /100 N/, czas obciążenia 10 s [2]

Fig. 1 Microhardness of monocrystal ZnO /0001/ versus potential measured against SCE. Load 10 G /100 N/, time of load 10 s, after [2]

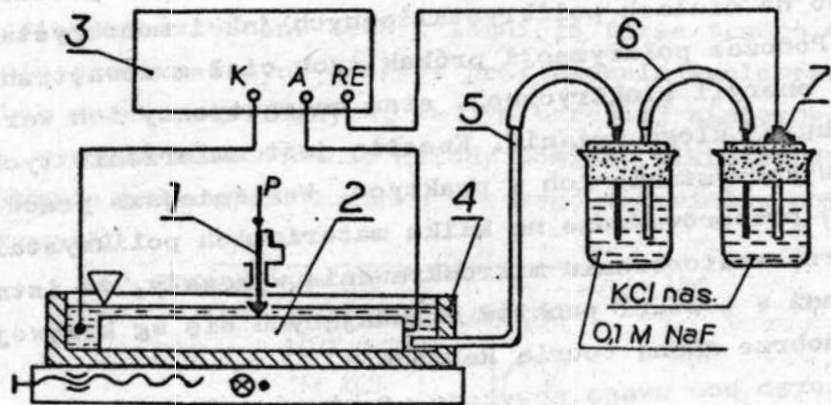
Tymczasem w latach osiemdziesiątych, autor wielu dziesiątków prac w dziedzinie fizyko-chemii, granicy faz metal/elektrolit, adsorpcji, chemisorpcji i elektrokatalizy - Trasatii [4] podaje, że efektywne badania można prowadzić zarówno na ciałach polikrystalicznych jak i monokrystalicznych. Podczas polaryzacji próbek tych ciał z zewnętrznego źródła energii elektrycznej, stan energetyczny ich warstwy wierzchniej ulega zmianie. Kwestią jest zmierzenie tych efektów i wykorzystanie ich w praktyce. Wcześniejsze prace autorów [5] przeprowadzone na kilku materiałach polikrystalicznych przy zastosowaniu mikroskrawania wykazały, że istnieje odpowiedź w postaci punktów układających się wg krzywej zgodnej z dobrze znaną teorią Rebintera.

Biorąc pod uwagę powyższe fakty i doświadczenia innych badaczy, autorzy niniejszej pracy postanowili zastosować klasyczną metodę badania mikrotwardości Vickersa do spolaryzowanych ujemnie próbek wykonanych z miedzi polikrystalicznej. Zasadniczym celem niniejszych badań było znalezienie zależności zmian mikrotwardości próbek miedzi od przyłożonego do próbki potencjału, mierzonego względem normalnej elektrody kalomelowej. Innym celem podjętych badań było uzyskanie odpowiedzi, w jakim stopniu wyniki zaproponowanej wcześniej nowej metody badania niektórych właściwości warstwy wierzchniej [5] korelują z wynikami pomiaru mikrotwardości. Należy stwierdzić, iż to drugie zadanie, ze względu przede wszystkim na dużą czasochłonność i uciążliwość przy badaniach mikrotwardości spolaryzowanych próbek, zanurzonych w nie adsorbującym się elektrolicie, nie zostało w pełni zrealizowane na obecnym etapie badań.

#### . METODYKA BADAŃ

Schemat stanowiska do badań doświadczalnych przedstawiono na rys. 2. Podstawą stanowiska badawczego był mikrotwardościomierz PMT-3 z zamocowanym na stoliku, specjalnie wykonanym pojemnikiem elektrolitu 4. W celu wyeliminowania wpły-

wu konstrukcji mikrotwardościomierza na wyniki pomiarów, zamiennie stosowano drugi aparat Chruszczowa 1.



Rys. 2. Schemat stanowiska badawczego: 1 - wgłębnik mikrotwardościomierza, 2 - próbka Cu, 3 - potencjometr, 4 - naczynie z elektrolitem, 5 - kapilara Ługina, 6 - klucz elektrolityczny, 7 - kalomelowa elektroda odniesienia

Fig. 2. Diagram of the set-up used for the experiments: 1 - indenter of the microhardness tester, 2 - Cu test piece, 3 - potentiometer, 4 - electrolytic cell, 5 - Luggin capillary, 6 - electrolytic key, 7 - standard calomel reference electrode

Do utrzymania stałej wartości różnicy potencjałów pomiędzy badaną próbką 2 i kalomelową elektrodą odniesienia 7 służył potencjometr 3 typu OH-404/A nr 403, firmy Radelkis.

Próbki wykonane były w kształcie graniastosłupa o wymiarach 65 x 60 x 12 mm z grubowalcowanej blachy miedzianej. Powierzchnia badanych próbek była każdorazowo szlifowana na szlifierce do płaszczyzn przy jednakowych parametrach obróbki w celu otrzymania  $R_a \approx 0,63 \mu\text{m}$ . Przed badaniem próbkę od-tłuszczano i suszono.

Do badań użyto nie adsorbujący się roztwór elektrolitu 0,1 M fluorek sodu. Zbiornik elektrolitu 4 wykonano z plexi, celem odizolowania próbki od metalowego stolika twardościomierza. W bocznej ścianie zbiornika 4 wykonano otwory dla wprowadzenia kapilary Lugina 5 i wyrównania poziomów elektrolitu z kluczem elektrolitycznym 6.

W czasie badań próbka była podłączona z biegunem dodatnim a polaryzowana ujemnie. Druga elektroda podłączona była z biegunem ujemnym potencjometru. Elektroda ta wykonana była ze stopu Pt-Rh i zanurzona w elektrolicie. Elektroda odniesienia RE był nasycony roztwór KCl.

Badania powtarzano wielokrotnie w celu wyeliminowania wpływu ewentualnych czynników zewnętrznych. Stosowano trzy wielkości obciążeń wgłębnika, odpowiednio 20 G /200 N/, 50 G /500 N/ i 100 G /1000 N/ dla zbadania wpływu tego obciążenia na wynik pomiaru. Czas działania wgłębnika wynosił 5 s.

Celem określenia błędu metody, na wstępnie wykonano szereg badań mikrotwardości na czystej próbce w powietrzu. Przedstawiono je na rys. 3. Wstępne próby wykazywały, że rozrzut wyników jest dość znaczny i wynosił odpowiednio: od 85,4 - 143  $\text{kG/mm}^2$  /8,6 - 14,5  $\cdot 10^{11}$  Pa/ przy obciążeniu 20 G /200 N/, 98,8 - 138,8 /9,9 - 14,0  $\cdot 10^{11}$  Pa/ przy 50 G /500 N/ i 99,1 - 138,2  $\text{kG/mm}^2$  /9,95 - 13,9  $\cdot 10^{11}$  Pa/ przy 100 G /1000 N/.

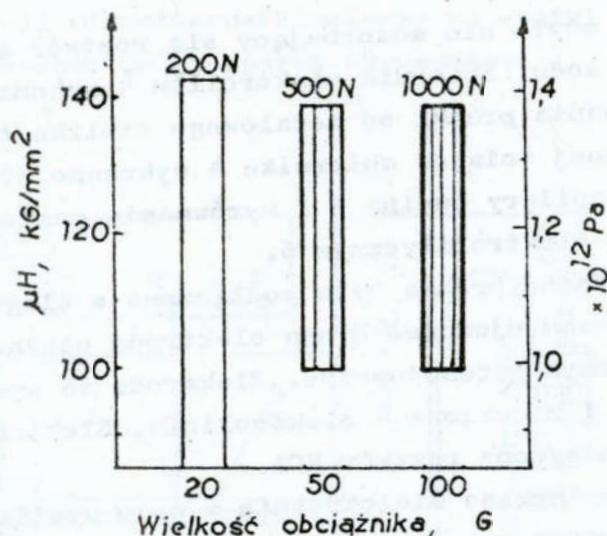
Wyniki badań mikrotwardości podano w dwu postaciach: a/ jako zależność długości przekątnej odcisku  $d$  od potencjału polaryzacyjnego próbki  $E_{\text{NEX}}$ , V, oraz b/ w postaci wykresów mikrotwardości  $\mu\text{H}$ ,  $\text{kG/mm}^2$  /Pa/ również w funkcji  $E_{\text{NEX}}$ . Dla przeliczenia wielkości odcisku  $d \cdot 0,315 = c$ ,  $\mu\text{m}$  na twardość  $\mu\text{H}$  stosowano znany wzór:

$$\mu\text{H} = \frac{1854 \cdot P}{c^2}, \text{ kG/mm}^2 \quad /Pa/$$

gdzie: P - obciążenie wgłębnika w G /N/,

c - przekątna odcisku w  $\mu\text{m}$

W przypadku gdy było 7 i więcej odczytów punktów pomiarowych przy danym ustalonym potencjale próbki, wówczas oprócz zakresu rozrzutu wyników na wykresie zaznaczono także wartość średnią.

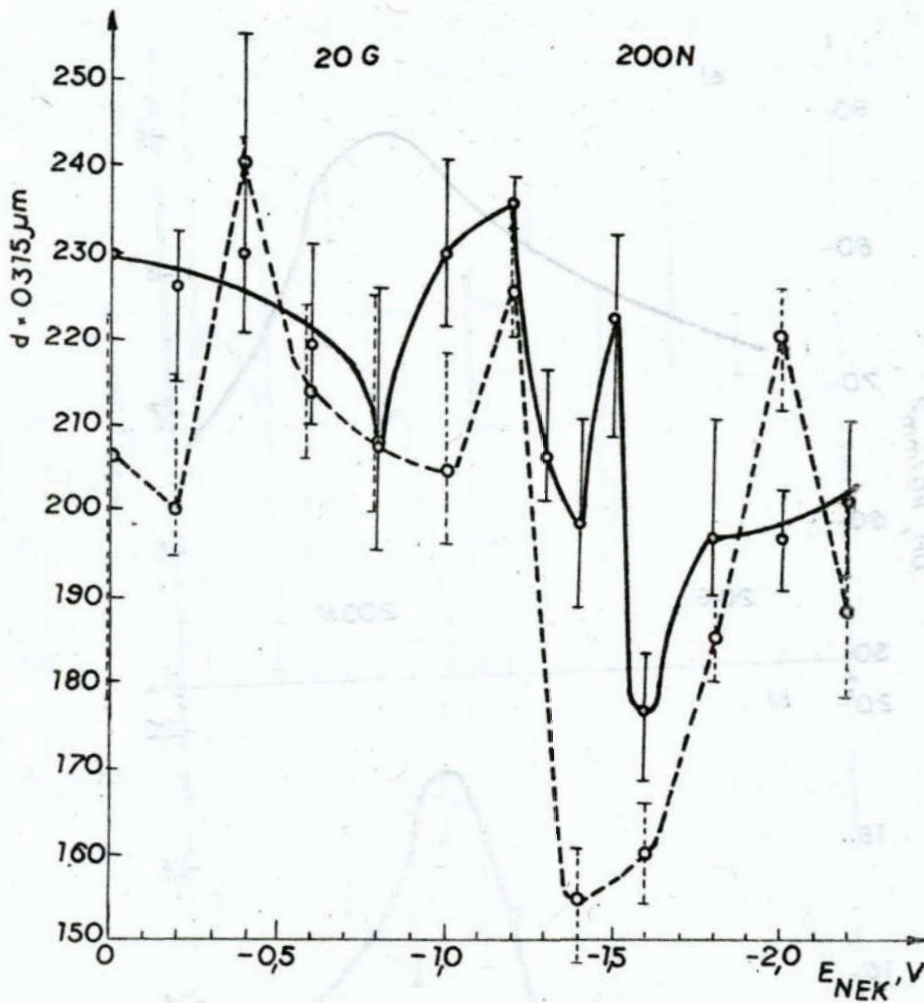


Rys. 3. Mikrotwardość badanej próbki Cu w powietrzu zmierzona przy trzech obciążeniach wglębnika: 20 /200 N/, 50 /500 N/ i 100 G /1000 N/

Fig. 3. Microhardness of the Cu sample examined in the air measured at three loads of indenter: 20 G /200 N/, 50 G /500 N/, and 100 G /1000 N/

### 3. WYNIKI BADAŃ I DISKUSJA

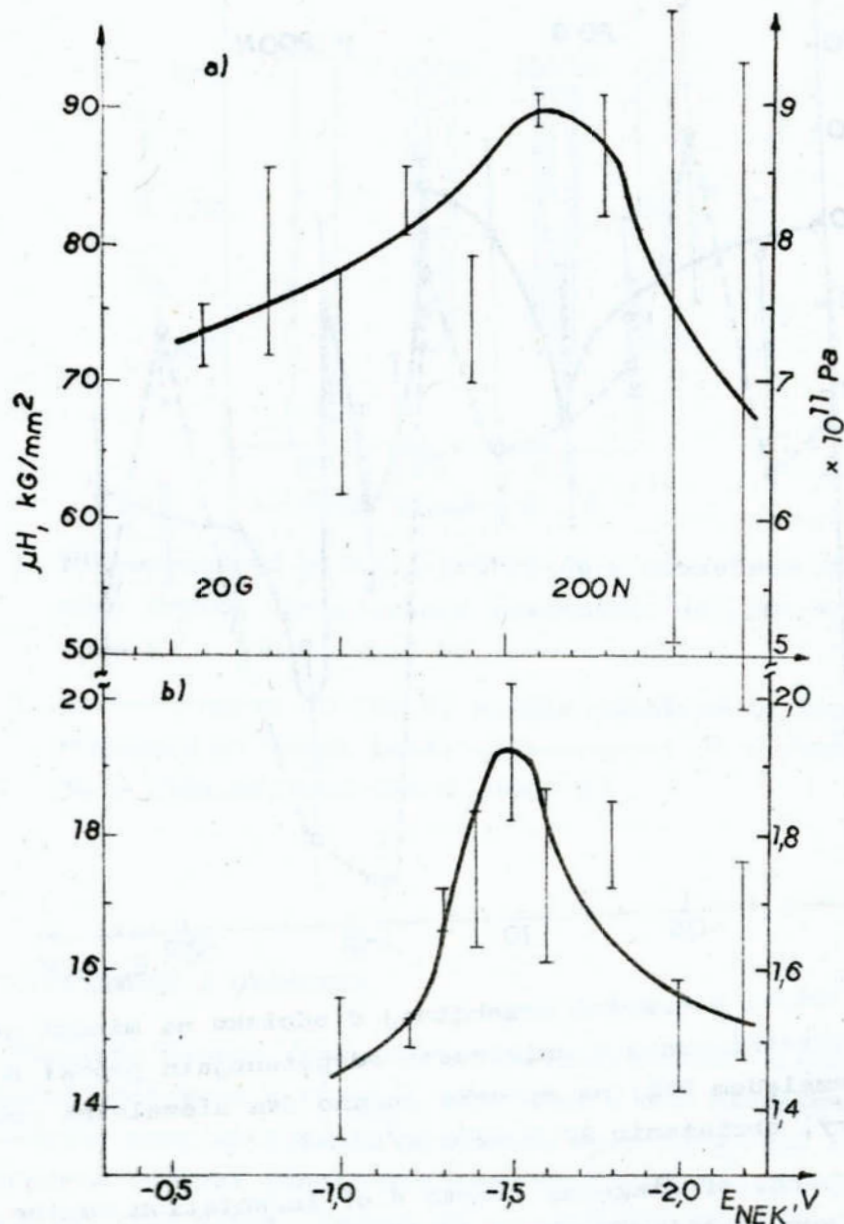
Pierwszy wykres /rys. 4/ przedstawia wyniki zależności wielkości odcisku  $d = f(E_{NEK})$  zmierzone w dwu niezależnych przebiegach przy obciążeniu wglębnika siłą 20 G /200 N/. Najmniejsze odciski zanotowano przy wartościach potencjału od -1,4 do -1,6 V/NEK. Krzywe te przebiegają dość stromo, co może świadczyć, że efekt powierzchniowy jest bardzo widoczny przy tym obciążeniu. Na następnym wykresie /rys. 5/ przedstawiono dwie krzywe zmiany mikrotwardości zmierzonej w różnym czasie przy pomocy dwu dostępnych mikrotwardościomierzy Chruszczowa. Wartości bezwzględne obu pomiarów są mniej istotne /choć zasadnicze jak widać na rys. 5 a, b/, ważna jest natomiast zmiany tych wartości w funkcji potencjału próbki.



Rys. 4. Zmiana wielkości przekątnej  $d$  odcisku na miedzi polikrystalicznej w zależności od potencjału próbki  $E$ , V względem NEK; na rysunku podano dwa niezależne pomiary, obciążenie 20 G /200 N/

Fig. 4. Change of diagonal length  $d$  of indentation on the polycrystalline copper dependent on the test piece potential  $E$ , V against SCE; two independent measurements are shown in the Figure, load 20 G /200 N/

Maksimum mikrotwardości wypada w tym przypadku w zakresie od  $-1,5$  do  $1,6$  V/NEK. Warto zauważyć, iż rozrzut wyników pomiarów /rys. 5a/ przy potencjałach  $-2,0$  i  $-2,2$  V/NEK był bardzo znaczny.

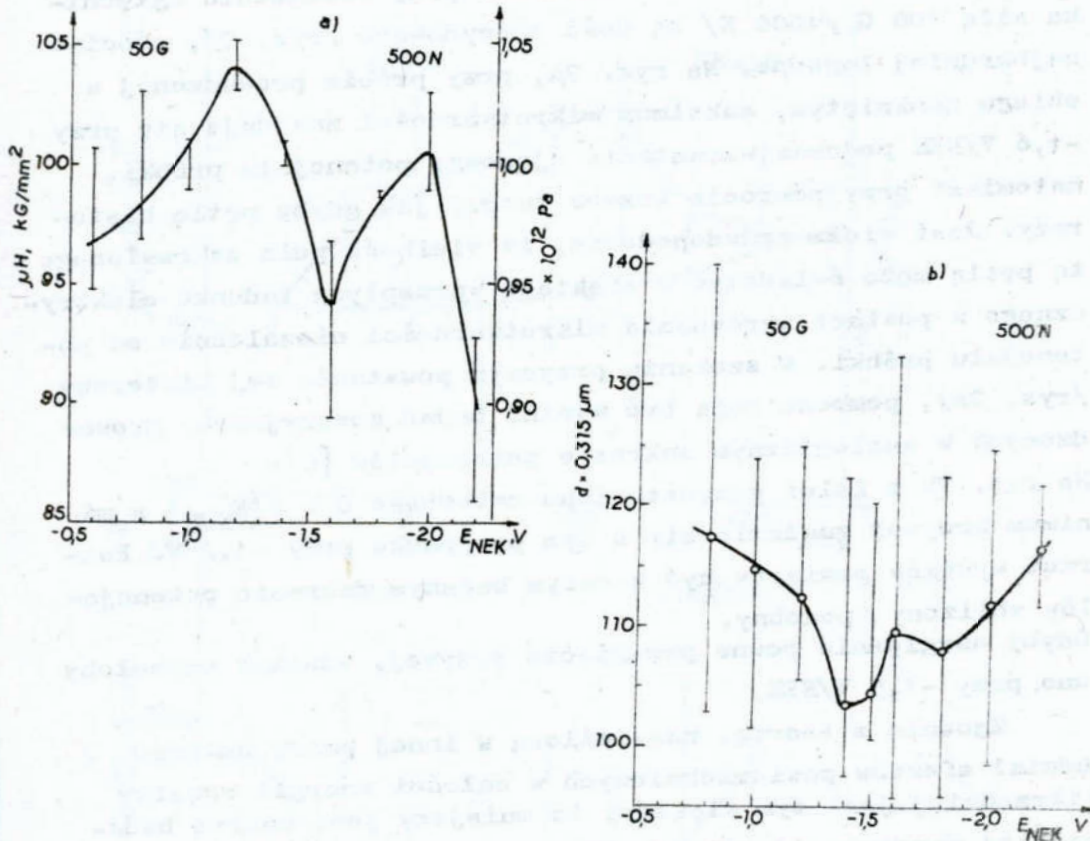


Rys. 5. Zmiany mikrotwardości miedzi  $\mu H$ ,  $kg/mm^2$  w funkcji przyłożonego potencjału próbki  $E$ , V wzgl. NEK. Obciążenie 20 G /200 N/, pomiary wykonano na dwu aparatach Chruszczowa /a/ i /b/

Fig. 5. Change of copper microhardness  $\mu H$ ,  $kg/mm^2$  /Pa/ versus test piece potential  $E$  applied, V against SCE. Load 20 G /200 N/. Measurements were carried out on two Khrustchev's apparatus /a/ and /b/



Największą ilość pomiarów wykonano przy obciążeniu 50 G /500 N/. Jednorazową zmianę mikrotrwałości przedstawiono na rys. 6 a.



Rys. 6. Wykresy wykonane dla obciążenia 50 G /500 N/:

$$a/ \mu H = f(E_{NEK}) \quad b/ d = f(E_{NEK})$$

Fig. 6. Graphs made for load 50 G /500 N/: a/  $\mu H = f(E_{NEK})$

$$b/ d = f(E_{NEK}); \text{ here NEK stands for SCE}$$

Widoczne są na nim dwa piki, przy czym maksimum mikrotrwałości wypadło przy -1,2 V/NEK. Przy wartości potencjału -2,0 V/NEK pojawił się drugi pik. Aby zbadać dokładniej przebiegi pod ciążeniem 50 G /500 N/, zebrano wyniki wielotygodniowych badań aby przedstawić je na rys. 6 b w postaci

zależności  $d = f(E_{NEK})$ . Wartości średnie z tych pomiarów dały krzywą, której minimum wypada przy  $-1,4$  V/NEK z przegięciem przy  $-1,8$  V. Ponieważ wyniki pochodzą tutaj z powierzchni szlifowanych wielokrotnie w czasie wielu tygodni, stąd też i rozrzut wyników jest szczególnie duży.

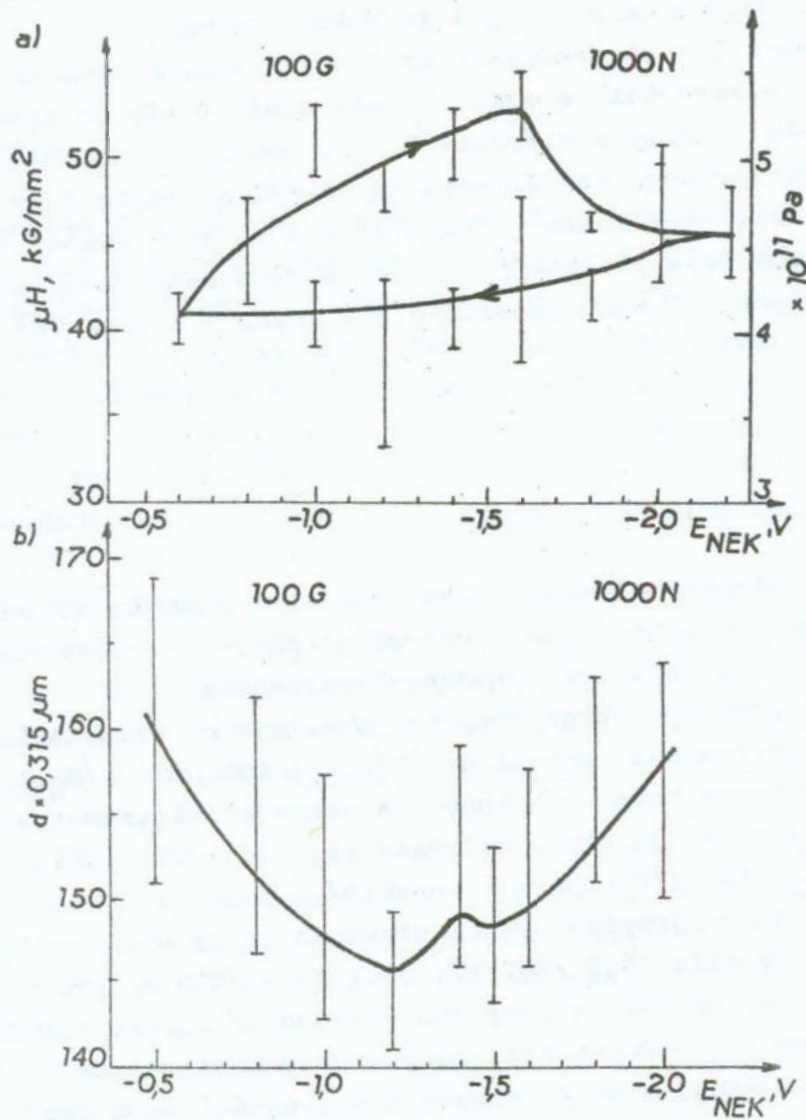
Przebiegi zmian mikrotwardości przy obciążeniu wglębniaka siłą  $100$  G /  $1000$  N/ są dość zdecydowane /rys. 7/, chociaż najbardziej łagodne. Na rys. 7a, przy próbie prowadzonej w obiegu zamkniętym, maksimum mikrotwardości znajduje się przy  $-1,6$  V/NEK podczas wzrastania ujemnego potencjału próbki, natomiast przy powrocie krzywa tworzy jak gdyby pętlę histerezy. Jest wielce prawdopodobne, iż wielkość pola zakreślonej tą pętlą może świadczyć o efektach przepływu ładunku elektrycznego w postaci wyrównania mikrotwardości niezależnie od potencjału próbki. W szukaniu przyczyn powstania tej histerezy /rys. 7a/, pomocne mogą być wyniki badań korozyjnych, prowadzonych w analogicznym zakresie potencjałów [6].

Na rys. 7b z kolei przedstawiono zależność  $d = f(E_{NEK})$  a minimum krzywej znalazło się w tym przypadku przy  $-1,2$  V. Rozrzut wyników pomiarów był w całym badanym zakresie potencjałów zbliżony /podobny. Gdyby uwzględnić pewne przegięcie krzywej, wówczas wypadłoby ono przy  $-1,5$  V/NEK.

Zgodnie z teorią, naświetloną w innej pracy autorów [7], udział efektów powierzchniowych w całości energii warstwy wierzchniej jest tym większy, im mniejszy jest zakres badania tej warstwy, t.j. głębokość. Taką zależność obserwowano już podczas mikroskrawania [5]. Na podstawie wyników obecnych badań, przy obciążeniach  $20$  /  $200$  N/ i  $100$  G /  $1000$  N/ można stwierdzić, że zasada ta potwierdza się również w badaniach mikrotwardości spolaryzowanej miedzi.

Analizując otrzymane wyniki badań, w dalszym ciągu należałoby odnieść się do literatury. Wiadomo np. [8], że w zakresach potencjałów od  $+0,30$  do  $-0,40$  V/NEK można spodziewać się powstawania tlenków  $Cu_2O$ . Wpływ ten widoczny jest na rys. 4, gdzie zarejestrowano wyniki badań poczynając od  $0$  V/NEK, w postaci znacznego zwiększenia przekątnej odcisku przy potencjale  $-0,4$  V/NEK.

Hamelin i inni [9] w jednej ze swoich prac donoszą, że w przypadku badania materiałów polikrystalicznych należy spodziewać się znacznie większego rozrzutu wyników w porównaniu z monokryształami.



rys. 7. Wykresy wykonane dla obciążenia 100 G /1000 N/:

$$a/ \mu H = f(E_{NEK}); \quad b/ d = f(E_{NEK})$$

Fig. 7. Graphs made for load 100 G /1000 N/:

$$a/ d = f(E_{NEK}); \quad \text{here NEK stands for SCE}$$

Sumują się tutaj rozrzuty spowodowane zarówno możliwością utlenienia próbki w trakcie badań, niejednorodności struktury materiału oraz niedokładności samej metody pomiarowej. Te ostatnie w metodzie badania mikrotwardości są szczególnie znaczące. Obecne wyniki przebiegów zmienności mikrotwardości należy zatem traktować jako pasma przebiegu z ekstremum funkcji wskazującym na potencjał ładunku zerowego.

W kwestii występowania w niektórych przypadkach dwóch pików mikrotwardości należałoby znów odnieść się do literatury. Wielu badaczy stwierdza [9, 10] podczas badań potencjału ładunku zerowego monokryształów miedzi stosując inny aparat badawczy, że różnica  $[E^{\circ}\text{Cu}(111) - E^{\circ}\text{Cu}(100)]$  wynosi od 0,34 do 0,39 V. W obecnie przeprowadzonych badaniach ta odległość między pikami wynosiła 0,3 V /rys. 4 i rys. 7b/ oraz 0,4 V /rys. 6b/.

#### 4. WNIOSKI

Przeprowadzone badania mikrotwardości ujemnie spolaryzowanych próbek wykonanych z miedzi polikrystalicznej pozwoliły na sformułowanie następujących wniosków:

- 1 - wyniki pomiaru mikrotwardości pozwalają na określenie pasma zmienności funkcji  $d = f(E_{\text{NEK}})$  lub  $\mu\text{H} = f(E_{\text{NEK}})$
- 2 - na podstawie badań ustalono, że wartości ekstremalne tych funkcji znajdują się w zakresie -1,4 do -1,6 V/NEK /-1,2 do 1,8 V/NEK pasmo szerokie/,
- 3 - najmniej przejrzyste wyniki otrzymano przy obciążeniu wgiębnika siłą 50 G /500 N/; przy 20 G /200 N/ przebiegi są strome, natomiast przy 100 G /1000 N/ bardzo łagodne,
- 4 - uzyskane ekstrema funkcji podczas badań mikrotwardości spolaryzowanej miedzi pokrywają się częściowo z wcześniejszymi badaniami metodą mikroskrawania [5]. Stwierdza się przy tym, że metoda pomiaru mikrotwardości jest metodą bardzo czasochłonną, dającą znaczne rozrzuty wyników.

Otrzymane wyniki potwierdzają wcześniejsze sugestie

innych badaczy, iż maksimum krzywej  $uH = f E_{NEK}$  dla miedzi polikrystalicznej znajduje się przy wyższych wartościach ujemnych potencjałów niż podawane w literaturze wartości  $E_{Cu}^0$  dla monokryształów w każdej z trzech badanych płaszczyzn (111), (100), (110).

#### LITERATURA

1. Vingse O., Hogmark S., Jonsson B., Ingemarsson A.: ASTM Special Technical Publication 889, P.J. Blau and B.R. Lawn, Eds., ASTM, Philadelphia, 1986, pp. 257 - 271
2. Ahearn J.S., Mills J.J., Westwood A.R.C., Kalivoda D.A.: In "Fundamentals of Tribology", Proc. Intern. Conf. Fund. Tribol., The MIT Press, Cambridge Mass.-London, England, N.P. Suh and N.Saka, Eds., June 1978, pp. 295 - 316
3. Frumkin A.N.: J.Res. Inst. Catal., Hokkaido Univ., 1967, 15, 61
4. Trasatti S.: Mater. Chem. Phys., 1985, 12, 507 - 527
5. Hryniewicz T., Skubała W., Kopeć A., Witkowski W.: Inżynieria Materiałowa, 1988, 3 (44), 65 - 69
6. Uhlig H.H.: Corrosion and Corrosion Control, John Wiley and Sons Inc., 2nd ed., NY-London-Sydney-Toronto, 1971
7. Hryniewicz T., Skubała W.: Proc. of 9th Inter-American Conf. Mater. Technol., ed. by Universidad de Chile, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas, Santiago, Chile, Oct. 5 - 9, 1987, pp. 167 - 171
8. Osze Je. K., Rozenfeld I.L.: Dokl. Akad. nauk SSSR, 1969, 1984 (3), 650 - 653
9. Hamelin A., Vitanov T., Sevastyanov E., Popov A.: J. Electroanal. Chem., 1983, 145, 225 - 264
10. Lecour J., Bellier J.P.: Electrochim. Acta, 1985, 30(8), 1027 - 1033

## Streszczenie

W literaturze znane są przykłady zastosowania badania mikrotwardości do spolaryzowanych elektrycznie próbek materiałów monokrystalicznych w celu określenia potencjału ładunku zerowego. Wyrażane są poglądy, że badania takie można przeprowadzić również na materiałach polikrystalicznych. Obecne wyniki badań mikrotwardości spolaryzowanej miedzi polikrystalicznej wskazują, iż możliwe jest wyznaczenie potencjału ładunku zerowego tą metodą, ale rozrzut wyników jest znaczny. Otrzymane wyniki potwierdzają sugestie niektórych autorów, że potencjał ładunku zerowego miedzi polikrystalicznej znajduje się przy wyższych wartościach ujemnych potencjału względem NEX niż podawane w literaturze wartości  $E_{Cu}^0$  dla monokryształów w każdej z trzech płaszczyzn (111), (100), (110).

THE STUDY OF MICROHARDNESS OF ELECTRICALLY POLARIZED  
POLYCRYSTALLINE COPPER IN THE NON-ADSORBING SOLUTIONS

## Summary

It has been long appreciated in double layer studies that the use of polycrystalline samples may lead to misleading results if their surfaces are being dealt with. Present investigation results received on negatively polarized polycrystalline copper test pieces show that it is possible to determine the zero charge potential but the results dissipation is considerable. The investigation results confirm the suggestions of some authors of the more negative potentials of zero charge for the polycrystalline copper than for Cu monocrystals measured on any of the (111), (100), and (110) faces.

Leon Kukiełka

ANALIZA WYJŚCIOWEJ STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI  
WARSTWY WIERZCHNIEJ POD POWIERZCHNIOWE NAGNIATANIE  
TOCZNE

1. WSTĘP

Powszechna tendencja do minimalizacji objętości wytwarzanych elementów maszyn i wzrostu ich obciążenia, szybkości itp., przy jednoczesnym uzyskiwaniu zamierzonej trwałości i niezawodności, zmusza do poszukiwania i stosowania nowych materiałów konstrukcyjnych, optymalizowania kształtów części, zapewnienia optymalnych warunków pracy oraz do precyzyjnego kształtowania jakości technologicznej tych elementów [5].

Dobór odpowiedniej technologii i optymalnych warunków jej stosowania stwarza możliwości polepszenia własności fizycznych i stereometrycznych warstwy wierzchniej, zapewniając osiągnięcie wysokiej jakości użytkowej wytwarzanych elementów.

Wiadomo, że jedną z najbardziej efektywnych metod obróbki jest nagniatanie [23]. Nagniatanie powoduje zmniejszenie chropowatości powierzchni i utwardzenie warstwy wierzchniej obrabianego przedmiotu oraz konstytuowanie w niej naprężeń ściskających. Jednoczesne występowanie tych efektów obróbki powoduje, że elementy nagniatane mają lepsze własności użytkowe niż elementy obrabiane w sposób konwencjonalny np. szlifowane i polerowane [13, 23].

Pomimo zalet nagniatania, głównie takich jak: kształtowanie warstwy wierzchniej o korzystnych własnościach użytkowych, duża wydajność, prostota konstrukcyjna oprzyrządowania,

ekonomiczność, możliwość realizacji na typowych obrabiarkach itp., jego dotychczasowe zastosowanie w przemyśle krajowym jest niedostateczne. Jedną z głównych przyczyn takiej sytuacji są trudności w prawidłowym projektowaniu procesu technologicznego, w którym występuje nagniatanie. Trudności te dotyczą szczególnie określenia warunków obróbki poprzedzającej, zapewniającej otrzymywanie odpowiedniej struktury geometrycznej powierzchni części pod nagniatanie, doboru geometrii elementu nagniatanego i wartości parametrów technologicznych nagniatania. Pomimo, że istnieje już bogata literatura z dziedziny nagniatania, to uzyskanie zamierzonej /narzuconej z góry/ jakości technologicznej wyrobu jest bardzo trudne.

W niniejszej pracy określono zbiory czynników istotnie wpływających na jakość technologiczną i użytkową wyrobu nagniatanego. Wskazano na zależność pomiędzy wyjściową strukturą geometryczną powierzchni a jakością technologiczną wyrobu nagniatanego. Podano parametry zalecanych profili chropowatości pod nagniatanie powierzchniowe oraz modele matematyczne struktury geometrycznej powierzchni o takich profilach dla części typu wałek, tuleja i płaszczyzna. Ich znajomość jest między innymi niezbędna do sterowania nagniataniem powierzchniowym, które jest złożonym procesem technologicznym.

## 2. JAKOŚĆ TECHNOLOGICZNA I UŻYTKOWA WYROBU NAGNIATANEGO

Proces technologiczny elementu wykonanego z określonego materiału powoduje tworzenie pewnej jakości technologicznej, która z kolei zapewnia powstanie określonych własności użytkowych wyrobu [22]. Pod pojęciem procesu technologicznego należy rozumieć wszystkie te procesy wytwarzania jakim podlegał materiał od procesu metalurgicznego, poprzez procesy plastycznej przeróbki hutniczej, obróbki mechanicznej, cieplnej itp. Proces technologiczny w ujęciu cybernetycznym stanowi szereg następujących po sobie operacji, których wyjście poprzednie jest częścią wejścia do operacji następnej [20, 21]. Ze względu na sterowanie jakością technologiczną lub użytkową



wyrobu szczególnej analizie należy poddać głównie te operacje, które o tych własnościach decydują. W procesach technologicznych w których jako obróbka wykańczająca występuje nagniatanie, jakość wyrobu zależy zarówno od warunków realizacji procesu nagniatania, jak i od stanu przedmiotu /stan powierzchni, stan stref warstwy wierzchniej, dokładność wymiarowo-kształtowa itp./ po obróbce poprzedzającej. Nieodpowiedni stan przedmiotu po obróbce poprzedzającej jest przyczyną nie tylko określonych zmian odchyłek wymiarów i kształtów wyrobu nagniatanego, ale i określonych zmian jakości jego warstwy wierzchniej. Dlatego też problemy zapewnienia odpowiedniego stanu przedmiotu po obróbce poprzedzającej i technologiczne nagniatania należy rozpatrywać wspólnie.

Wymiary i dokładność wymiarowo-kształtowa oraz stan powierzchni warstwy wierzchniej części pod nagniatanie zależą jedynie od warunków realizacji operacji bezpośrednio poprzedzającej nagniatanie. Natomiast stan stref warstwy wierzchniej zależy od pełnej historii materiału, a decydują o nim wszystkie te operacje, które kształtują lub modyfikują określone własności fizyczno-chemiczne warstwy wierzchniej. Ich wpływ jest jednak istotny jedynie wówczas, gdy w operacjach następnym ukonstytuowana warstwa wierzchnia nie zostanie całkowicie usunięta np. przez skrawanie lub obróbkę cieplną [24].

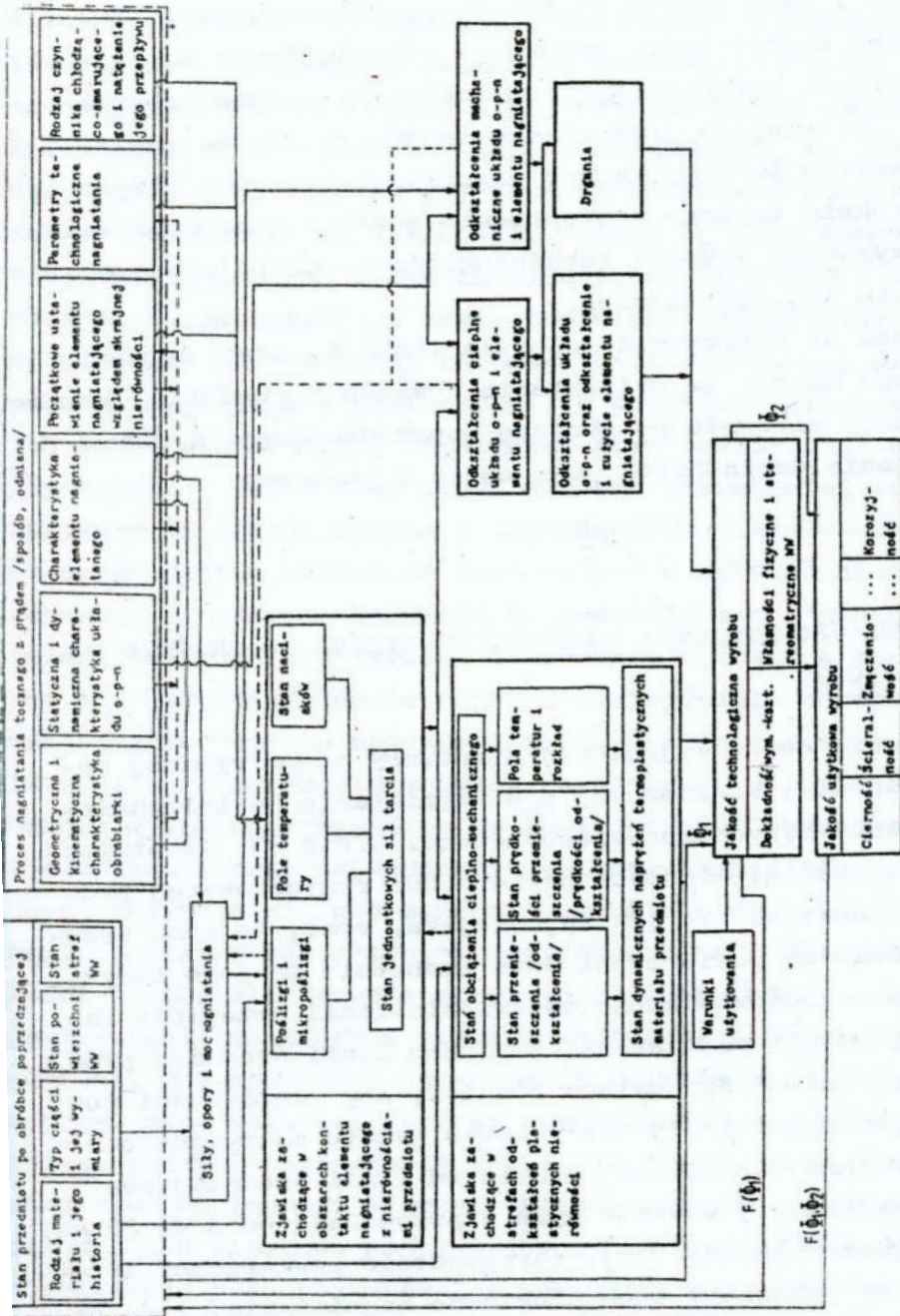
Analizując szczegółowo proces nagniatania można wyodrębnić wiele charakterystycznych procesów fizyko-chemicznych takich jak: poślizg, tarcie zewnętrzne i wewnętrzne, odkształcenie materiału obrabianego, dyfuzję, przewodność cieplną, a w przypadku nagniatania z prądem również elektryczną, zmiany strukturalne i procesy chemiczne. Procesy te zachodzące w obszarach kontaktu elementu nagniatanego z nierównościami i w strefach odkształceń sprężysto-plastycznych, powodują konstytuowanie wyrobu o określonej jakości technologicznej. Wyznaczenie tych modeli wymaga między innymi szczegółowego przedstawienia zbiorów parametrów przynależnych do: stanu przedmiotu po obróbce poprzedzającej, procesu nagniatania i jakości technologicznej wyrobu oraz procesów zachodzących w obszarach kontaktu i w strefach odkształceń materiału.

Czynniki wpływające na jakość technologiczną i użytkową

wyrobu nagniatanego przedstawiono na rys. 1. Wynika z niego, że ustalenie parametrów nagniatania dla uzyskania określonej jakości technologicznej jest bardzo złożone, ponieważ:

- czynnikami bezpośrednio konstytuującymi jakość wyrobu są procesy fizyczno-chemiczne występujące w obszarach kontaktu elementu nagniającego z przedmiotem obrabianym i w strefach odkształceń plastycznych. To dopiero przebieg tych procesów uzależniony jest od stanu przedmiotu po obróbce poprzedzającej i warunków realizacji procesu nagniatania,
- wielkości charakteryzujące powyższe procesy takie jak współczynnik tarcia, współczynnik dyfuzji, współczynnik przewodności cieplnej, ciepło właściwe, elektryczna oporność kontaktowa, naprężenia uplastyczniające itp., są zależne od temperatury,
- jednocześnie występuje kilka współdziałających ze sobą procesów,
- zjawiska zachodzące w strefach odkształceń materiału oddziałują na zjawiska w obszarach kontaktu, te z kolei - na niektóre warunki nagniatania /wtórne oddziaływanie skutków na przyczyny/,
- pomiar parametrów procesów decydujących o jakości technologicznej wyrobu takich, jak: pole temperatury, pole naprężeń, dyfuzja, przemiany strukturalne itp. w trakcie nagniatania jest przy obecnym poziomie techniki pomiarowej niemożliwy. O ich przebiegu można jedynie wnioskować na podstawie własności wyrobu po procesie nagniatania.

Procesowi nagniatania towarzyszy szereg czynników zakłócających, najczęściej niemiernalnych i niesterowalnych [22]. Czynniki te powodują, że w rzeczywistości proces nagniatania nie jest procesem zdeterminowanym, lecz procesem stochastycznym a parametry określające jakość technologiczną wyrobu - zmiennymi losowymi. Stabilność tych parametrów zależy głównie od stabilności parametrów /górnego i dolnego wartości/ stanu przedmiotu po obróbce poprzedzającej i parametrów procesu nagniatania oraz od gęstości rozkładu prawdopodobieństwa tych parametrów [2]. Stochastyczność procesu nagniatania powoduje, że najczęściej modeluje się je za pomocą równań stochastyczno-doświadczalnych. Modele te /równania regresji/



Rys. 1. Schemat korelacji czynników wpływających na jakość technologiczną i użytkową wyrobu magniatanego

Fig. 1. Diagram of correlations of the factors affecting technological and functional quality of the burnished pieces

ujmują zależność określonego parametru stanu części po nagniataniu od parametrów technologicznych nagniatania, dla stałych wartości parametrów określających pozostałe warunki nagniatania i stan części po obróbce poprzedzającej. Dokładność tych modeli można zwiększyć głównie przez zmniejszenie rozrzutu parametrów stanu części po obróbce poprzedzającej, a osiągnąć jest między innymi na drodze znajomości przebiegu towarzyszących nagniataniu zjawisk fizycznych. W efekcie takiego postępowania możliwe jest uzyskanie wyrobu o wysokiej jakości technologicznej, przy jednoczesnym wzroście jej stabilności.

Dążenie do sterowania jakością technologiczną wyrobu nagniatanego zmusza do zwiększenia wymagań i precyzji kształtowania stanu elementu po obróbce poprzedzającej, a zatem, i do zwiększenia dokładności jego opisu i pomiaru.

### 3. STRUKTURA GEOMETRYCZNA POWIERZCHNI CZĘŚCI PO OBRÓBCE POPRZEDZAJĄCEJ

Wymagania co do wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej pod nagniatanie powierzchniowe nie zostały dotychczas sprecyzowane. S.Fic [3, 4] stwierdza, że wysokość nierówności powierzchni przygotowanej pod nagniatanie powinna być jak najmniejsza, oraz, że obok wysokości nierówności powierzchni duże znaczenie ma jego zarys, gdyż wymaga on odpowiedniego ustawienia linii przejścia narzędzia w procesie nagniatania względem linii średniej profilu powierzchni. S.Fic zaleca również, aby nierówności powierzchni pod nagniatanie miały zarys gwintu metrycznego oraz aby średnie odchylenie profilu od linii średniej powierzchni wyjściowej zawarte było w przedziale od 5 do 20  $\mu\text{m}$ . Według M.M.Kozłowskiego [12], chropowatość powierzchni istotnie wpływa na parametry technologiczne nagniatania, i do pewnego stopnia na efekty obróbki. Większa chropowatość wymaga stosowania znacznie większych sił nacisku. Natomiast, niezależnie od wysokości chropowatości przed nagniataniem,

uzyskać można podobne wygładzenie powierzchni. Zmiana wymiaru, dla danego rodzaju materiału, jest funkcją parametrów nagniatania, a nie chropowatości wyjściowej. K. Hauser [8] i M. Hermanns [9] podają wytyczne doboru wysokości chropowatości w zależności od wymaganej tolerancji wykonania, obliczone przy założeniu, że zmiana wymiaru następuje w granicach wysokości nierówności powierzchni przed nagniataniem. K. Tubielewicz i J. Musiałik [25] stwierdzają, że jeżeli proces nagniatania realizowany jest na półgorąco /dla stali zakres ten wynosi  $0,3 + 0,6/T_t$ , gdzie  $T_t$  jest temperaturą topnienia/, wówczas wpływ chropowatości wyjściowej powierzchni na chropowatość po nagniataniu jest nieistotny, gdyż niezależnie od wysokości chropowatości wyjściowej uzyskano podobne wygładzenie powierzchni. W badaniach własnych [13 + 19] stwierdzono, że zarówno stan powierzchni warstwy wierzchniej, jak i stan stref warstwy wierzchniej istotnie wpływają na jakość wyrobu i dokładność wymiarowo-kształtową po nagniataniu. Istotność tego wpływu wynika również ze schematu na rys. 1. Nagniatanie przedmiotu o "złej" jakości technologicznej jej warstwy wierzchniej powoduje poprawienie tej jakości /głównie poprzez zmniejszenie chropowatości, zwiększenie udziału nośnego liniowego i wzrost umocnienia/, lecz niemożliwe jest uzyskanie założonych, w szczególności bardzo wysokich wymagań co do izotropowości chropowatości i umocnienia oraz dokładności wymiarowo-kształtowej. Wyrób charakteryzuje się nie zamierzonymi i nie obliczalnymi zmianami wymiarowo-kształtowymi /dotychczas wartości tych wielkości ustala się jedynie eksperymentalnie [23]/, zaś jego powierzchnia ma błędy w postaci wzdłużnej i poprzecznej anizotropii chropowatości, nośności i falistości. Zwiększenie zakresu stosowalności obróbki nagniataniem na części o małej sztywności postaciowej takie jak długie wały, pręty, rury cienkościenne i blachy, osiągnęte dzięki zmniejszeniu sił nacisku elementu nagniatającego na przedmiot przez minimalizację pola obszarów ich kontaktu, powoduje dalszy wzrost powyższych błędów. Częściowe zmniejszenie niekorzystnych efektów spowodowanych nagniataniem /głównie dokładności wymiarowo-kształtowej i falistości/ można uzyskać przez

maksymalizację pola obszarów kontaktu elementu nagniatającego z powierzchnią obrabianą oraz stosowanie sztywnego docisku tych elementów. Jednak spowodowany bardzo duży wzrost sił nagniatania ogranicza stosowanie tych przypadków jedynie do części bardzo sztywnych potaciowo lub do nagniatania przezrocznego.

Powyższe spostrzeżenia upoważniają do sformułowania następującej tezy, że narzuconą z góry jakość technologiczną wyrobu nagniatanego uzyska się wówczas, gdy obok spełnienia określonych wymagań dotyczących warunków nagniatania, jednocześnie zapewni się odpowiednią jakość technologiczną wyrobu po obróbce poprzedzającej. Czynniki istotnie wpływającymi na jakość technologiczną wyrobu nagniatanego związanymi z jakością technologiczną części po obróbce poprzedzającej są:

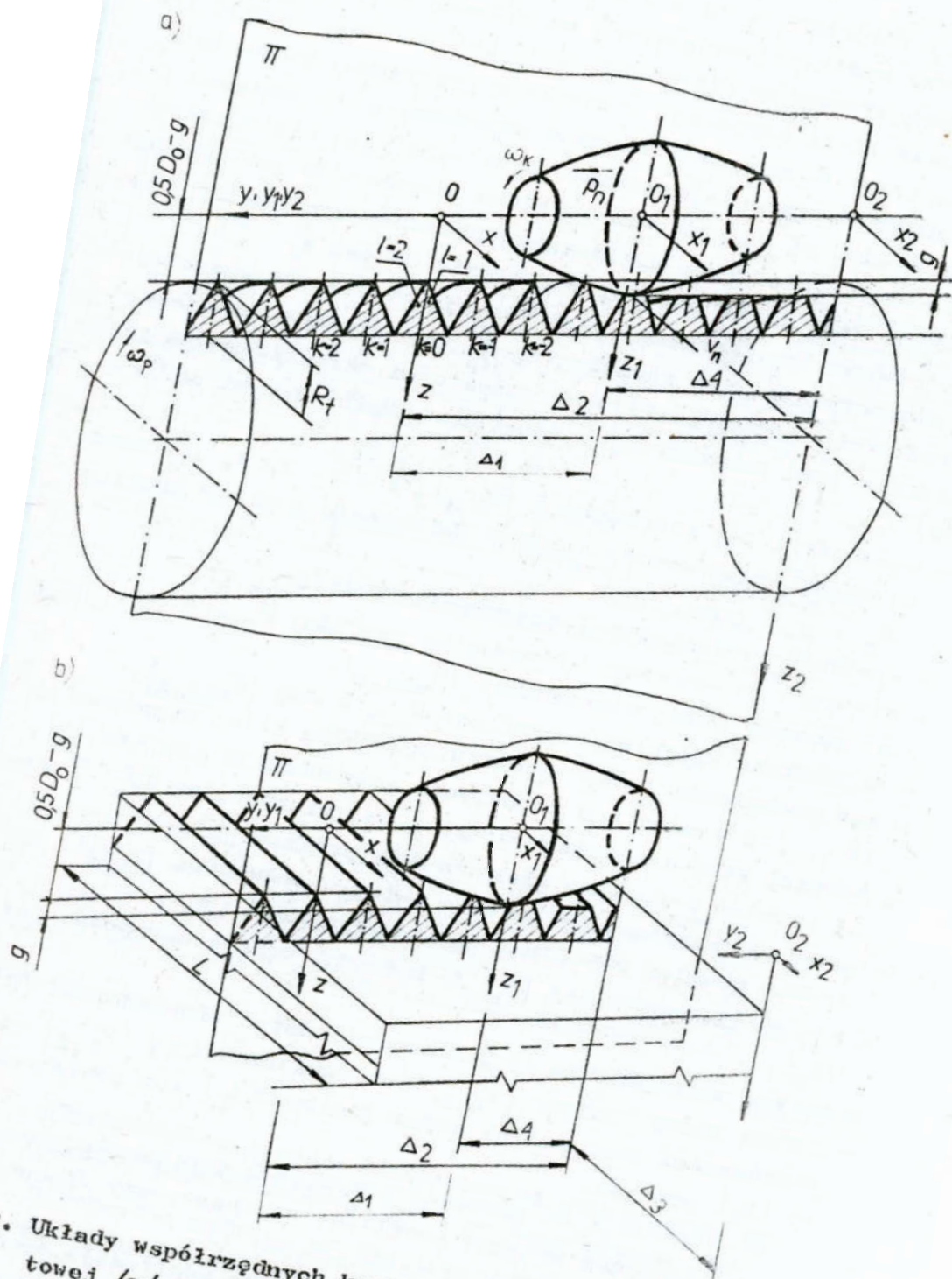
- a/ materiał części i stan fizyczny stref warstwy wierzchniej,
- b/ dokładność wymiarowo-kształtowa części i falistość jej powierzchni,
- c/ struktura geometryczna powierzchni warstwy wierzchniej.

Wpływ czynników a i b na jakość technologiczną wyrobu nagniatanego jest przedmiotem odrębnych analiz autora. W niniejszej pracy przedstawiono analizę wpływu na tę jakość wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej części po obróbce poprzedzającej.

Do rozważań wprowadzono trzy układy współrzędnych ortogonalnych, a mianowicie /rys. 2/:  $Oxyz$  - ruchomy, związany z nierównościami przedmiotu,  $O_1x_1y_1z_1$  - ruchomy, związany z elementem nagniatającym i  $O_2x_2y_2z_2$  - stały układ odniesienia.

Założono, że odchyłki wymiarów, kształtu i falistości są pomijalnie małe.

Strukturę geometryczną powierzchni pod nagniatanie można scharakteryzować przez podanie dwóch równań: kierownicy i tworzącej. Równanie kierownicy opisuje położenie linii grzbietowej nierówności i zależy od: typu części nagniatanej /wałek, tuleja, płaszczyzna/, kierunku posuwu nagniatania i ilości stosowanych elementów nagniatających. Przy nagniataniu wzdłużnym, stosowanym głównie do nagniatania długich wałków i tulei, równaniem kierownicy jest równanie  $n$ -zwojowej linii śrubowej, gdzie  $n$  jest liczbą elementów nagniatających w



Rys. 2. Układy współrzędnych kartezjańskich dla części obrotowej /a/ i płaskiej /b/  
 FIG. 2. Cartesian coordinate systems for a rotational piece /a/, and a flat piece /b/

głowicy /najczęściej  $n = 1 + 5/$ . Przy nagniataniu poprzecznym /obróbka krótkich powierzchni na wałkach sztywnych - głównie czopów/, równaniem kierownicy może być równanie okręgu lub równanie linii śrubowej. W ostatnim przypadku, korzystnie jest, posuw narzędzia w obróbce poprzedzającej dobierać tak, aby długość czopa nagniatanego była całkowitą wielokrotnością średniego odstępu wierzchołków nierówności powierzchni pod nagniatanie. Przy nagniataniu płaszczyzn równaniem kierownicy jest linia prosta, równoległa do osi x.

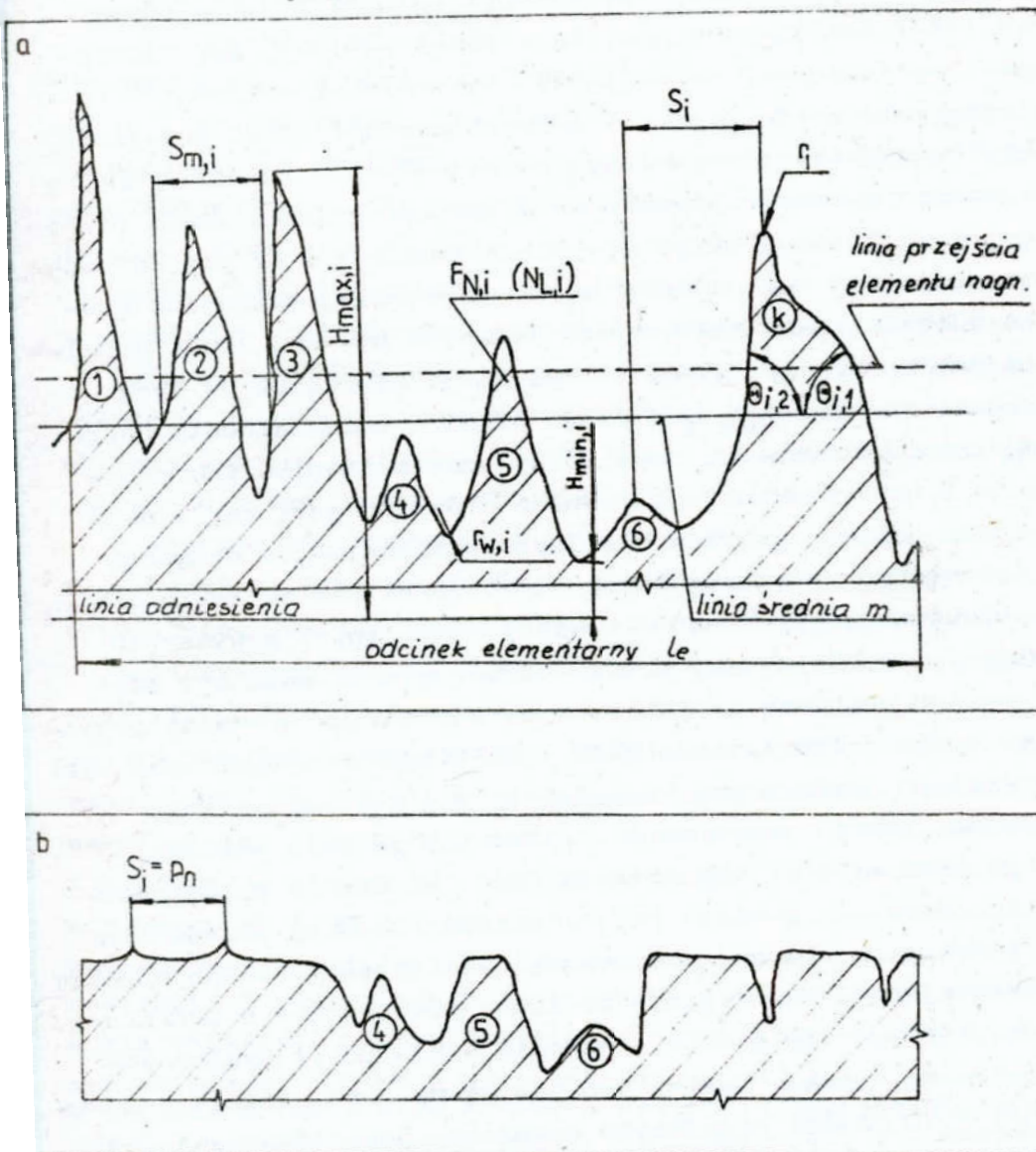
Równaniem tworzącej jest funkcja profilu chropowatości w płaszczyźnie yz - równoległej do toru ruchu o mniejszej prędkości. Rodzaj profilu chropowatości określić można przez podanie jego parametrów, z których najważniejszymi są /rys. 3/ [6] :

- wysokość i-tej nierówności ( $R_{z,i}$ ),  $i = 1, 2, 3, \dots$  oraz wysokość chropowatości według dziesięciu punktów profilu  $R_z$ ,
- wysokość wierzchołka i-tej nierówności ( $H_{\max,i}$ ),
- wysokość najwyższego wierzchołka profilu:  $H_{\max} = \max \{ H_{\max,i} \}$ ,
- wgłębienie i-tej nierówności ( $H_{\min,i}$ ),
- największe wgłębienie profilu:  $H_{\min} = \min \{ H_{\min,i} \}$ ,
- kąt pochylenia i-tej części wierzchołka i-tej nierówności ( $\theta_{k,i}$ ) i średni kąt pochylenia wierzchołków profilu ( $\theta$ ),
- promień krzywizny wierzchołka i-tej nierówności ( $r_i$ ) i średni promień krzywizny wierzchołków profilu ( $r$ ),
- promień krzywizny wgłębienia i-tej nierówności ( $r_{w,i}$ ) i średni promień krzywizny wgłębień profilu ( $r_w$ ),
- odstęp chropowatości ( $S_{m,i}$ ) i średni odstęp chropowatości ( $S_m$ ),
- odstęp wierzchołków ( $S_i$ ) i średni odstęp wierzchołków ( $S$ ),
- udział nośny liniowy ( $N_{L,i}$ ) lub powierzchniowy ( $F_{L,i}$ ) i-tej nierówności oraz udział nośny liniowy ( $N_L$ ) lub powierzchniowy ( $F_L$ ) profilu.

W zależności od wartości powyższych parametrów wyróżnić można następujące rodzaje profili: stochastyczny /losowy/, zdeterminowany okresowy i kompozycyjny [6].

Profile stochastyczne modelowane są jako realizacje procesów stochastycznych. W praktyce, profile te powstają podczas





rys. 3. Stochastyczny profil chropowatości poprzecznej po obróbce poprzedzającej /a/ i po nagniataniu /b/

fig. 3. Stochastic profile of the transverse roughness after previous working /a/, and after burnishing /b/

realizacji różnych wykańczających operacji obróbki ściernej.

Nagniatając powierzchnię o stochastycznym profilu chropowatości /rys. 3a/ uzyskuje się profil również stochastyczny /rys. 3b/. Profil taki, powstaje nawet wówczas, gdy nagniatanie realizowane jest na bardzo sztywnych i dokładnych nagniatarkach, zapewniających prostoliniowość linii przejścia elementu nagniatającego i jej równoległość w stosunku do powierzchni przedmiotu. Nierówności leżące poniżej linii przejścia elementu nagniatającego /nierówności 4 i 6/ nie są podane bezpośrednio oddziaływaniu narzędzia, natomiast stopień odkształcenia nierówności leżących powyżej linii przejścia zależy między innymi od wysokości wierzchołków tych nierówności. Dla  $H_{\max,i} \neq \text{const}$  stopień odkształcenia poszczególnych nierówności jest różny, zatem stopień ich umocnienia i utwardzenia jest również zróżnicowany. Zarys nierówności takiego profilu nie jest powtarzalny, a długości części nośnych poszczególnych nierówności nie są sobie równe. Również przypadkowe są wymiary szczelin. Z powyższych względów, stochastyczny profil chropowatości może być stosowany pod nagniatanie poprzeczne, gdy zmiana średnicy przedmiotu podczas nagniatania jest dużo większa od wysokości nierówności po obróbce poprzedzającej, zaś pod nagniatanie wzdłużne, profil ten może być stosowany jedynie wówczas, gdy głównym efektem nagniatania jest uzyskanie dużej gładkości i nośności powierzchni, a zmiana średnicy przedmiotu nie przekracza wysokości chropowatości nierówności po obróbce poprzedzającej. Nagniatanie wzdłużne powierzchni o profilu stochastycznym nie powoduje wzrostu dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu. Wzrost ten, osiągany jest głównie poprzez wzrost dokładności przedmiotu w obróbce poprzedzającej [23]. Dlatego też, wymaga się, aby wysokość chropowatości powierzchni pod nagniatanie była nie większa od wymaganej tolerancji wykonania wyrobu nagniatanego [8, 9].

Najkorzystniejszym profilem chropowatości powierzchni pod nagniatanie, z punktu widzenia stabilności procesu nagniatania oraz jakości technologicznej i użytkowej wyrobu, jest profil zdeterminowany okresowy [11, 15, 17, 18]. Parametry tego profilu wynoszą:  $H_{\max,i} = H_{\max} = \text{const.}$ ,  $H_{\min,i} = H_{\min} = \text{const.}$ ,  $R_{z,i} = R_z = \text{const.}$ ,  $\theta_i = \theta = \text{const.}$ ,

$$r_i = r = \text{const.}, r_{w,i} = r_w = \text{const.}, S_{m,i} = S_m = S = \text{const.},$$

$$N_{L,i} = N_L = \text{const.}, F_{L,i} = F_L = \text{const.}$$

Korzystne jest również, aby zarys nierówności był symetryczny tzn., aby kąty  $\theta_{i,1}$  pochylenia wierzchołków profilu lewej i prawej części nierówności były sobie równe [19].

Po nagniataniu powierzchni o profilu zdeterminowanym, otrzymuje się powierzchnię o profilu również zdeterminowanym.

Stopień odkształcenia poszczególnych nierówności takiej powierzchni jest identyczny, zatem stopień ich umocnienia i utwardzenia jest również jednakowy. Najwyższą jakość technologiczną wyrobu uzyskuje się wówczas, gdy zmiany wymiaru zachodzą jedynie w granicach wysokości nierówności powierzchni wyjściowej pod nagniatanie tzn., że odkształceniu plastycznemu ulega jedynie materiał nierówności [14].

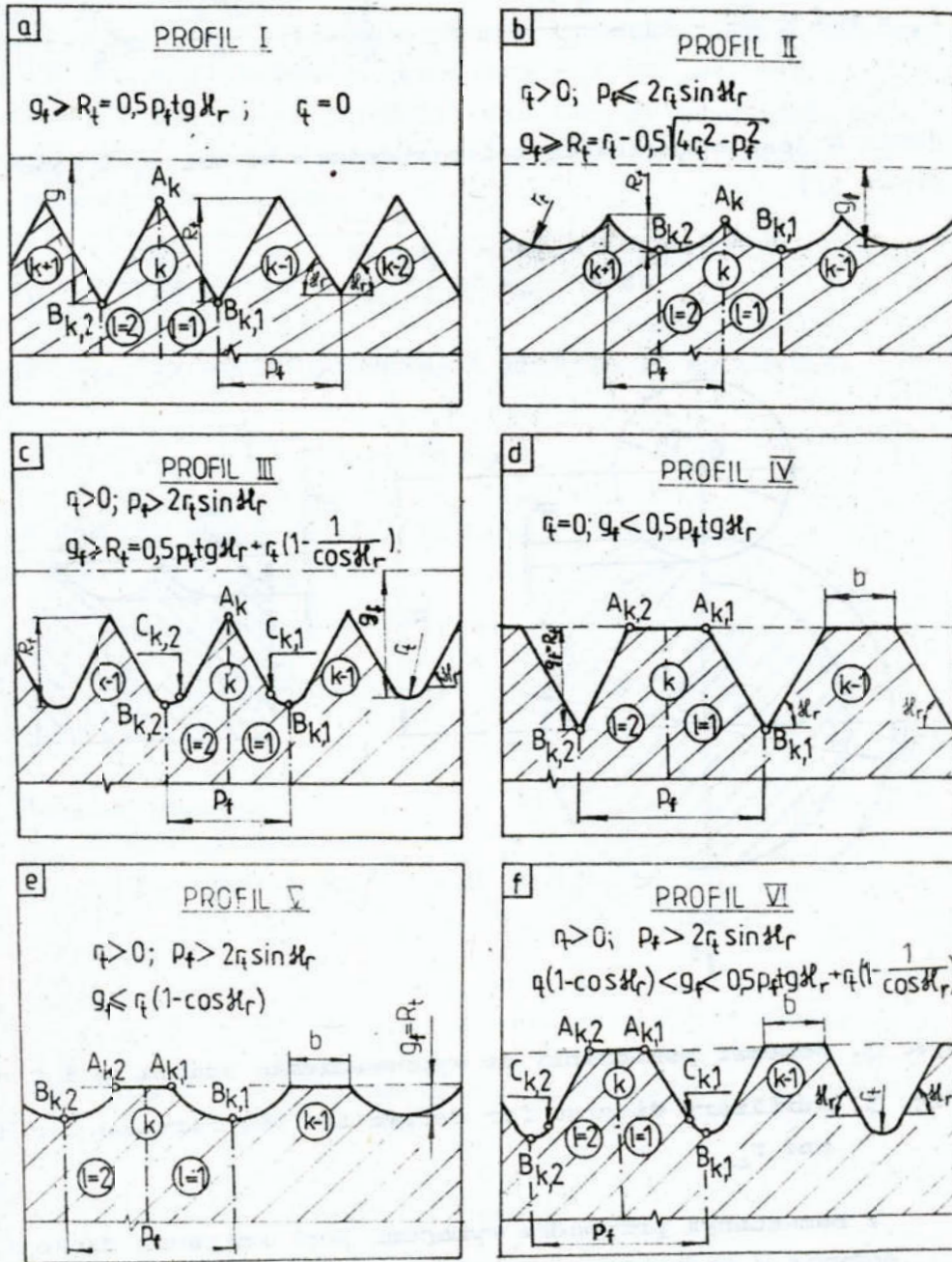
Profile zdeterminowane odpowiadają zdeterminowanej, funkcyjnej zależności rzędnych profilu od jego długości. W praktyce, profile takie kształtowane są pewnymi sposobami obróbki skrawaniem np. toczeniem /wałki/, wytaczaniem /tuleje/, struganiem /płaszczyzny/ i wiórkowaniem. Profil taki może być również kształtowany wygniataniem rowków lub gwintów specjalnych oraz szlifowaniem ściernicami wykonanymi z monokryształów /np. SiC/ o ściśle określonym rozmieszczeniu i orientacji ziaren [1]. Rzeczywisty profil chropowatości otrzymany po tych sposobach obróbki, powstaje w rezultacie połączonego oddziaływania zjawisk zdeterminowanych /np.: ustalonej geometrii ostrza narzędzia, sposobu jego zamocowania kinetyki układu OUPN itp./, jak i zjawisk losowych związanych między innymi z odkształceniem, tarcieniem i dekohezją w strefie obróbki oraz losowych zjawisk dynamicznych /drgań/ występujących w układzie OUPN. Ilościowy wpływ powyższych zjawisk, przy określonej geometrii ostrza narzędzia, na profil chropowatości, zależy głównie od prędkości i posuwu obróbki [7, 10]. Jeżeli posuw ten, jest mniejszy od posuwu granicznego, wówczas dominującą rolę odgrywają zjawiska losowe, a otrzymany profil chropowatości jest kompozycyjny. Doblając odpowiednią wartość prędkości i stosując posuw większy od posuwu granicznego powoduje się, że wpływ zjawisk losowych jest nieistotny, tzn., że rzeczywisty profil nie różni się

istotnie na przyjętym poziomie  $\alpha = 0,001$  od zdeterminowanego profilu teoretycznego [17, 18]. Zatem parametry tego profilu, z dostateczną dla praktyki dokładnością, mogą być opisane za pomocą geometrii ostrza narzędzia: kąta głównego przystawienia  $\delta_r$ , kąta pomocniczego przystawienia  $\delta'_r$  i promienia  $r_t$  zaokrąglenia ostrza narzędzia oraz jego posuwem  $p_f$ . Można więc przyjąć, że parametry wymaganego /zdeterminowanego/ profilu pod nagniatanie wynoszą:  $\theta = \delta_r = \delta'_r$  /gdyż wobec wymaganej symetryczności zarysu  $\delta_r = \delta'_r$ ,  
 $S = S_m = p_f/n$ ,  $r_w = r_t$  i  $R_{zt} = R_t$ . W zależności od wartości parametrów  $\delta_r$ ,  $r_t$  i  $p_f$ , przy głębokości  $\epsilon_f$  obróbki poprzedzającej spełniającej warunek  $\epsilon_f > R_t$  otrzymuje się trzy odmiany profilów chropowatości o ostrych wierzchołkach /rys. 4 a, b i c/, natomiast przy  $\epsilon_f = R_t$  - dalsze trzy odmiany profilów o płaskich wierzchołkach /rys. 4 d, e i f/.

Dla potrzeb sterowania jakością technologiczną wyrobu nagniatanego, wymagana jest znajomość zarówno funkcji poprzecznego profilu chropowatości, jak i funkcji struktury geometrycznej powierzchni po obróbce poprzedzającej. Strukturę tę opisać można za pomocą równań w postaci: uwikłanej, jawnej, parametrycznej i wektorowej. Postać równania zależy od: typu poprzecznego profilu chropowatości po obróbce poprzedzającej, typu części i przyjętego układu współrzędnych. W dalszej części przedstawione zostaną funkcje w układzie lokalnym Oxyz dla wszystkich zalecanych profilów /rys. 4/ oraz dla części typu wałek, tuleja i płaszczyzna. Dla potrzeb sterowania procesem nagniatania wymagana jest znajomość równania w postaci jawnej, najkorzystniej otrzymaną, przez wyrażenie współrzędnej z w funkcji dwóch pozostałych zmiennych x i y, czyli:

$$z = f_i^{(k,l)}(x, y) \neq 0; \quad \text{stąd} \quad z = f_1^{(k,l)}(x, y) = f_1 \quad (1)$$

Postać funkcji  $f_1$ , dla profilów o ostrych wierzchołkach, przy  $n = 1$ , wyprowadzono w pracy [16]. Tutaj podano postacie końcowe funkcji  $f_1$  dla powierzchni n-zwojowych, dla wszystkich zalecanych rodzajów profilów /rys. 4/, przy  $n \geq 1$ . Funkcja  $f_1$ , dla I profilu chropowatości i części obrotowej, ma postać:



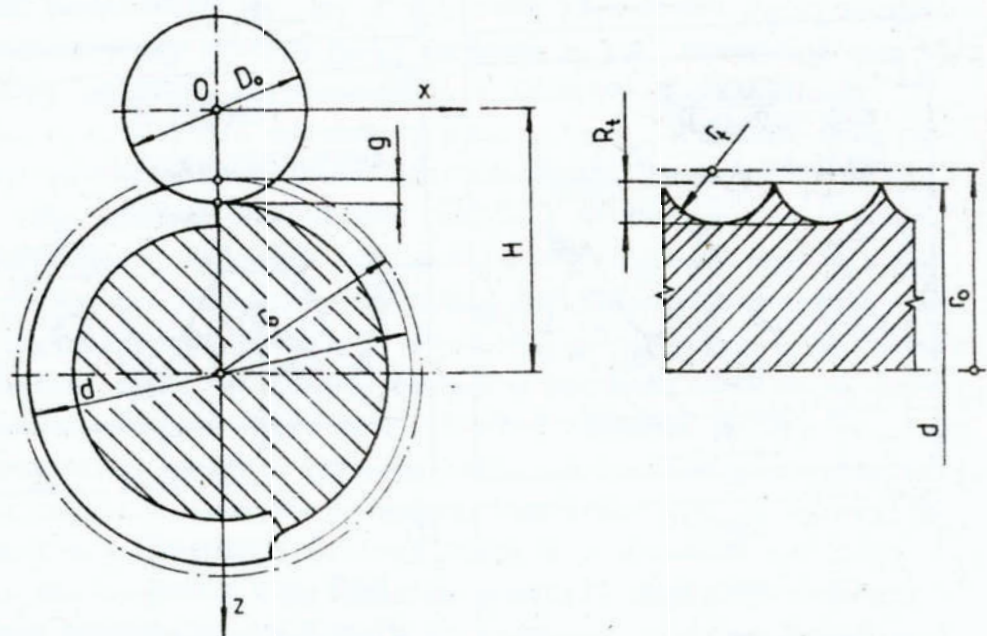
Rys. 4. Poprzeczne, zdeterminowane profile chropowatości po obróbce poprzedzającej i warunki jej realizacji, gdy  $\alpha_r = \alpha_r^i$

Fig. 4. Transverse determined roughness profiles after precising working and the conditions of their realization, at  $\alpha_r = \alpha_r^i$

$$r_1 = H \pm \frac{1}{2} \sqrt{\left[ \frac{d}{2} - c \left( y - \frac{k \cdot p_f}{n} \right) \operatorname{tg} \delta'_r + \sqrt{\left[ \frac{d}{2} - c \left( y - \frac{k \cdot p_f}{n} \right) \operatorname{tg} \delta'_r \right]^2 - j \frac{2 \exp f}{n \cdot \pi} \operatorname{tg} \delta'_r} \right]^2} \quad (2)$$

gdzie  $H$  jest odległością osi przedmiotu od osi  $y_1$  i wynosi /rys. 5/:

$$H = 0,5 d + e (G - R_0) \quad (3)$$



Rys. 5. Schemat pomocniczy do wyprowadzenia wzorów na  $H$  i  $r_0$

Fig. 5. Auxiliary diagram for derivation the formulas for  $H$  and  $r_0$

W rozważanym przypadku wymagana jest znajomość funkcji  $f_1$  jedynie w najbliższym sąsiedztwie chwilowego położenia elementu nagniatającego. Minimalny przedział określoności funkcji  $f_1$  powinien wynosić  $[-\varphi_k; \varphi_k]$ , gdzie  $\varphi_k$  jest minimalnym kątem kontaktu powierzchni czynnej elementu nagniatającego z  $k$ -tą nierównością. Dla skrajnego przypadku, jakim jest nagniatanie części typu tuleja o maksymalnej

średnicy  $d = 200$  mm i o bardzo chropowatej powierzchni  
 $R_t = 500$   $\mu\text{m}$ , elementem nagniatającym o maksymalnej średnicy  
 $D_o = 150$  mm, z głębokością graniczną  $\epsilon = 250$   $\mu\text{m}$ , kąt  $\varphi_k$   
 wynosi  $-25^\circ$ . Najczęściej jednak, dla innych przypadków na-  
 gniatania, kąt ten nie przekracza  $-5^\circ$ . Wówczas funkcja (2)  
 upraszcza się do postaci:

$$f_1 = H \pm \sqrt{\left[\frac{d}{2} - c \left(y - \frac{k \cdot p_f}{n}\right) \operatorname{tg} \alpha_r\right]^2 - x^2} \quad (4)$$

Funkcja  $f_1$ , dla części płaskiej i profilu I, ma postać:

$$f_1 = R_o - \epsilon + c \left(y - k \cdot p_f\right) \operatorname{tg} \alpha_r \quad (5)$$

Dla II profilu chropowatości funkcja  $f_1$  ma postać:

- dla części obrotowej

$$f_1 = H \pm \frac{\sqrt{r_o^2 - x^2}}{r_o} \cdot \left\{ \sqrt{r_t^2 - \left[ y - \left( k + 0,5c - \frac{j\pi}{180} \cdot \arccos \frac{\sqrt{r_o^2 - x^2}}{r_o} \right) \cdot \frac{p_f}{n} \right]^2} - r_o \right\} \quad (6)$$

- dla części płaskiej

$$f_1 = \sqrt{r_t^2 - \left[ y - (k + 0,5c) p_f \right]^2} + R_o + R_t - r_t - \epsilon \quad (7)$$

gdzie /rys. 5/:

$$r_o = 0,5 d - R_t + r_t \quad (8)$$

Zmienne  $x$  i  $y$  w równaniach (2) + (8) należą do przedzia-  
 łów:

$$x \in [x_{kmin}; x_{kmax}] ; \quad x_{kmax} = |x_{kmin}| \quad (9)$$

$$y \in \left[ \left( (k-0,5) \cdot \frac{p_f}{n} - \Delta y \right); \left( (k+0,5) \cdot \frac{p_f}{n} - \Delta y \right) \right]$$

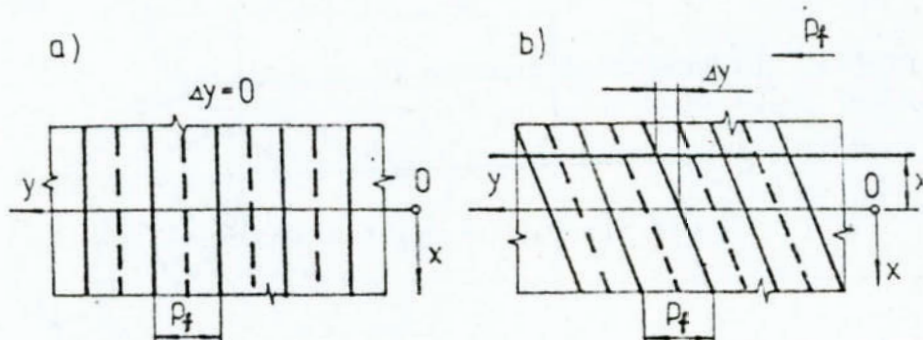
gdzie:

$$x_{kmin} = -\sqrt{\epsilon(D_o - \epsilon)} \quad - \text{dla części płaskiej} \quad (10)$$

$$x_{kmin} = - \frac{\sqrt{H^2 D_0^2 - [H^2 + 0,25 (D_0^2 - d^2)]}}{2H} \quad \text{- dla części obrotowej} \quad (11)$$

zaś  $\Delta y$  jest przyrostem współrzędnej  $y$  położenia linii grzbietowej nierówności w przekroju  $x$  w stosunku do przekroju osiowego ( $x = 0$ ), wynikającym z posuwu w obróbce poprzedzającej. Przyrost  $\Delta y$  wynosi /rys. 6/:

$$\Delta y = \frac{J \cdot P_f}{360} \cdot \arcsin \frac{2x}{d} \quad (12)$$



Rys. 6. Przyrost  $\Delta y$  położenia linii grzbietowej nierówności dla części płaskiej /a/ i obrotowej /b/

Fig. 6. Increment  $\Delta y$  of the position of unevenness dorsal line for a flat piece /a/, and rotational piece /b/

Strukturę geometryczną powierzchni warstwy wierzchniej profilów typ III, IV, V i VI /rys. 4 c, d, e i f/ opisać można za pomocą podanych już funkcji, gdyż profile te mogą być traktowane jako profile złożone, profilów typu I i II. Należy przy tym uwzględnić odpowiednie przedziały określone poszczególnych funkcji, wynikające z rys. 4 i 6.

Współrzędne  $y$  punktów  $A_{k,l}^{(x)}$ ,  $B_{k,l}^{(x)}$  i  $C_{k,l}^{(x)}$  profilu /rys. 4/ wynoszą:



$$y_{A_{k,1}}^{(x)} = \frac{kp_f}{m} + \frac{cb}{2} - \Delta y; \quad y_{B_{k,1}}^{(x)} = \frac{k + 0,5c}{m} \cdot p_f - \Delta y;$$

$$y_{C_{k,1}}^{(x)} = y_{B_{k,1}}^{(x)} - cr_t \sin \varphi_r \quad (13)$$

gdzie  $b$  jest długością części nośnej profilu o płaskich wierzchołkach /dla profilu o ostrych wierzchołkach  $b = 0$ / /rys. 4/, według wzoru:

$$b = \frac{p_f}{m} - \begin{cases} 2\varepsilon_f \operatorname{ctg} \varphi_r & - \text{ dla profilu IV} \\ 2\sqrt{(2r_t - \varepsilon_f)\varepsilon_f} & - \text{ dla profilu V} \\ 2r_t \sin \varphi_r - 2[\varepsilon_f - r_t(1 - \cos \varphi_r)] \operatorname{ctg} \varphi_r & - \text{ dla} \\ & \text{profilu VI} \end{cases} \quad (14)$$

Funkcję  $z = f^{(k,1)}(0, y)$  profilu chropowatości powierzchni pod nagniatanie określa funkcja  $f_1$  dla  $x = 0$ .

#### 4. WNIOSKI

Jakość technologiczna i użytkowa wyrobu nagniatanego powierzchniowo jest złożoną funkcją wielu czynników związanych nie tylko z procesem nagniatania lecz również ze stanem przedmiotu po obróbce poprzedzającej. Czynniki te podzielić można na niemierzalne i sterowalne, mierzalne i niesterowalne oraz niemierzalnie i niesterowalne. Ujawnione zbiory parametrów i istniejących między nimi powiązań są niezbędne do budowy modeli fizyczno-matematycznych i statystyczno-doświadczalnych procesu nagniatania. Znajomość tych modeli pozwala:

- określić stan przedmiotu po obróbce poprzedzającej i warunki nagniatania w celu zapewnienia wymaganego przebiegu zjawisk fizycznych zachodzących w obszarach kontaktu i w strefach odkształceń plastycznych materiału,

- dla danego stanu przedmiotu po obróbce poprzedzającej i warunków nagniatania prognozować przebieg zjawisk fizycznych towarzyszących procesowi nagniatania,
- dla wymaganej jakości technologicznej wyrobu określić pożądaną przebieg zjawisk fizycznych.

Ze względów użytkowych największe znaczenie mają związki  $\xi_1$  i  $\xi_2$ . Ich znajomość pozwala tak sterować procesem nagniatania, aby dla założonej jakości technologicznej /lub użytkowej/ wyrobu uzyskać maksymalną wydajność obróbki /lub minimalne koszty/ lub też dla zadanej wydajności nagniatania - podwyższyć jakość technologiczną /użytkową/ wyrobu.

Spośród trzech rodzajów profilów chropowatości: stochastyczny, zdeterminowany okresowy i kompozycyjny, najkorzystniejszym pod nagniatanie powierzchniowe jest profil zdeterminowany okresowy. Podane funkcje struktury geometrycznej powierzchni o takim profilu dla części typu wałek, tuleja i płaszczyna pozwolą nie tylko sterować procesem nagniatania, lecz również określić warunki obróbki poprzedzającej, niezbędnych do uzyskania zamierzonej jakości technologicznej lub użytkowej wyrobu.

## 5. LITERATURA

1. Borkowski J.: Podstawy stosowania monokrystalicznych ziarn węgla krzemu w obróbce ścierniej. Monografia nr 6. Wyższa Szkoła Inżynierska, Koszalin, 1979
2. Dwiliński L., Smalko Z., Szumniak J.: Inżynieria materiałowa w problematyce niezawodności maszyn, PWN, Warszawa, 1976
3. Fic S.: Wpływ parametrów obróbki elektromechanicznej głębokich otworów na strukturę powierzchni obrobionej. Praca doktorska. Politechnika Warszawska, 1973
4. Fic S.: Doświadczalne i teoretyczne podstawy obróbki elektromechanicznej. Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika z. 77, 1983
5. Gierzyńska-Dolna M.: Rola warstwy wierzchniej w zwiększaniu trwałości narzędzi do obróbki plastycznej. Obróbka plastycz-

- na nr 1/2, Poznań, 1982, s. 27 + 32
6. Górecka R., Polański Z.: Metrologia warstwy wierzchniej, WNT, Warszawa, 1983
  7. Górski E.: Obróbka gładkościowa, WNT, Warszawa, 1970
  8. Hauser K.: Feinwalzen /Glattwalzen/, Technische Rundschau nr 37, 38 i 52, 1968 oraz nr 1, 1969
  9. Hermanns M.: Richtlinien für die Bestimmung der Rauhtiefen bei der Anwendung des Oberflächenfeinwalzen, Automobil-Industrie, 11 Jahrgang nr 4, 1966
  10. Kaczmarek J.: Podstawy obróbki wiórowej, ścierniej i erozyjnej, WNT, Warszawa, 1978
  11. Katalog firmy Hegenscheidt, RFN,
  12. Kozłowski M.M.: Proces kształtowania powierzchni części maszyn nagniataniem naporowym tocznym, Rozprawy nr 20, ART Bydgoszcz, 1985
  13. Kukielka L.: Wpływ dodatkowego prądu płynącego w układzie OPN na charakterystykę warstwy wierzchniej przedmiotów nagniatanych tocznie. Praca doktorska. Politechnika Poznańska, Poznań, 1983
  14. Kukielka L.: Zmiany zarysu nierówności i wymiarów przedmiotu spowodowane nagniataniem tocznym z prądem. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń PAN, z. 3, 1988, s. 49 + 84
  15. Kukielka L.: Próba określenia wyjściowego profilu chropowatości pod nagniatanie i warunków nagniatania w aspekcie jakości powierzchni i dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu. V OKNT pt.: "Tendencje rozwojowe w technologii maszyn", Zeszyty Naukowe mechanika nr 17, Wyższa Szkoła Inżynierska, Zielona Góra, 1987, s. 29 + 44
  16. Kukielka L.: Modele matematyczne wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej pod nagniatanie. Archiwum Technologii Budowy Maszyn PAN, z. 7, Poznań, 1988, s. 287 + 299
  17. Kukielka L.: Możliwości zwiększenia wytrzymałości zmęczeniowej elementów maszyn przez świadome kształtowanie ich jakości technologicznej w procesie nagniatania tocznego. Materiały Naukowe Na Zebranie Środowiskowe Sekcji Podstaw Eksploatacji PAN, Politechnika Lubelska, 1988, s. 51 + 65.

18. Kukielka L.: Możliwości podwyższenia własności eksploatacyjnych wyrobu przez kształtowanie zarysu plateau nagniataniem tocznym. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 11, Wyższa Szkoła Inżynierska, Koszalin, 1989, s. 105 + 144
19. Kukielka L.: Metodyka określania przemieszczenia, odkształcenia i prędkości odkształcenia materiału nierówności w procesie powierzchniowego nagniatania tocznego. IV KNT pt. "Technologia obróbki przez nagniatanie", Bydgoszcz, 1988, s. 38 + 53
20. Pajók E. i inni: Zastosowanie metod planowania doświadczeń w zagadnieniach sterowania jakością procesu technologicznego. Ogólnopolskie Seminarium Naukowe pt.: "Zastosowanie matematyki w technice", Gorzów Wlkp. - Witnica, 1981, s. 127 + 130
21. Pajók E., Wieszorowski K.: Podstawy optymalizacji procesów technologicznych w przykładach. PWN, Warszawa, 1982
22. Polański Z.: Metody optymalizacji w technologii maszyn, PWN, Warszawa, 1977
23. Przybylski W.: Technologia obróbki nagniataniem, WNT, Warszawa, 1979 i 1987
24. Skrzypiński A.: Przyczynek do świadomego konstytuowania wynikowych naprężeń własnych. IV OKNT pt.: "Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej", Gorzów Wlkp. - Lubniewice, 1981, s. 582 + 595
25. Tubielewicz K., Musiałik J.: Wybrane zagadnienia obróbki elektromechanicznej stali 55 i 40 H. KNT pt. "Postęp w dziedzinie rozwoju obróbki nagniataniem", SIMP Częstochowa, 1978

#### Streszczenie

W pracy podano zbiory czynników istotnie wpływających na jakość technologiczną i użytkową wyrobu nagniatanego. Wskazano na zależność pomiędzy wyjściową strukturą geometryczną warstwy wierzchniej a jakością technologiczną wyrobu na-

gniatanego. Podano parametry zalecanych profili chropowatości pod nagniatanie powierzchniowe oraz modele matematyczne struktury geometrycznej powierzchni o takich profilach dla części typu wałek, tuleja i płaszczyzna.

ANALYSIS OF INITIAL GEOMETRICAL STRUCTURE OF THE SURFACE  
OF SUPERFICIAL LAYER FOR SURFACE ROLLER BURNISHING

Summary

In the paper, sets of factors substantially affecting the technological and functional quality of the burnished workpiece are given. A dependence between the initial geometrical structure of the surface layer and the technological quality of the burnished workpiece was indicated. Parameters of the recommended roughness profiles for surface burnishing and mathematical models of the surface geometrical structure of these profiles for parts of type of shaft, sleeve, and plane, are given.

Leon Kukiełka

OKREŚLANIE PÓL OBSZARÓW KONTAKTU OBROTOWEGO ELEMENTU  
NAGNIATAJĄCEGO Z CHROPOWATĄ POWIERZCHNIĄ CZĘŚCI O ZDE-  
TERMINOWANYM ZARYSIE NIERÓWNOŚCI

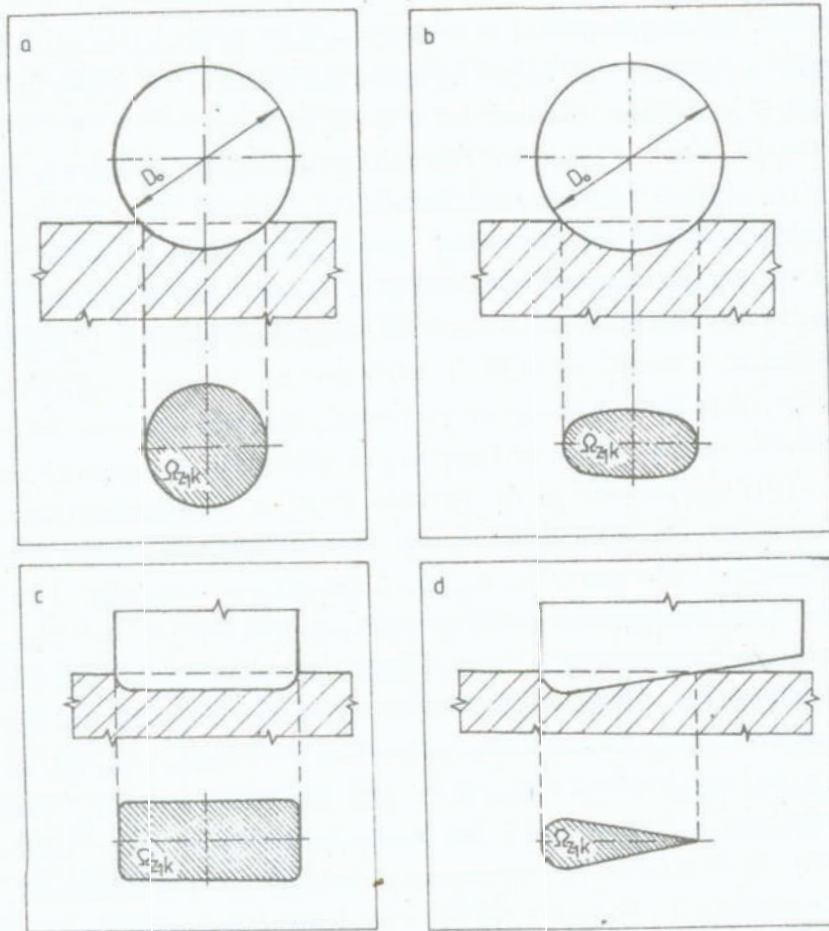
## Wykaz ważniejszych oznaczeń

$A_k^P$	- wektor wodzący punktu leżącego w obszarze kontaktu $\sum_k^P$
$b$	- długość części nośnej nierówności
$d$	- średnica części obrotowej /wewnętrzna tulei lub zewnętrzna wałka/
$dS$	- elementarne pole obszaru $\sum_k^P$
$D_o$	- średnica elementu nagniatającego
$\varepsilon$	- głębokość nagniatania
$k$	- numer nierówności w układzie Oxyz
$k_{\min}$	- numer pierwszej /skrajnej/ nierówności w układzie Oxyz
$l$	- numer części nierówności / $l=1$ dla części prawej i $l=2$ dla części lewej/
$[l(x_1)]_k^P$	- długość przekroju $\Omega_{z_1 k}^P$ płaszczyzną prostopadłą do osi $x_1$ w punkcie $x_1$
$[l(0)]_k^P$	- długość przekroju $\Omega_{z_1 k}^P$ płaszczyzną prostopadłą do osi $x_1$ w punkcie $x_1 = 0$
$N_k^P$	- wektor jednostkowy /wersor/ prostopadły do powierzchni czynnej elementu nagniatającego w rozpatrywanym punkcie obszaru $\sum_k^P$
$p_f$	- posuw w obróbce poprzedzającej
$p$	- liczba określająca położenie elementu nagniatającego w układzie Oxyz
$r$	- promień krzywizny zarysu elementu nagniatającego

- $r_t$  - w przekroju  $x_1 = 0$   
 - promień zaokrąglenia ostrza narzędzia w obróbce poprzedzającej  
 $R_o$  - promień elementu nagniatającego  
 $R_t$  - teoretyczna wysokość chropowatości  
 $R_{zt}$  - wysokość chropowatości według dziesięciu punktów profilu po obróbce poprzedzającej  
 $x_{1kmin}^P$  - minimalna współrzędna  $x_1$  punktów obszaru  $\sum_k^P$   
 $\beta_o$  - liczba nierówności odkształcanych plastycznie w P-tym położeniu elementu nagniatającego  
 $\Delta_1$  - odległość pomiędzy osiami  $z$  i  $z_1$   
 $\Delta y$  - pochylenie linii grzbietowej nierówności  
 $\varphi_r$  - kąt główny przystawienia ostrza narzędzia w obróbce poprzedzającej  
 $\sum_k^P$  - obszar kontaktu powierzchni czynnej elementu nagniatającego w P-tym jego położeniu z k-tą nierównością  
 $\Omega_{z_1k}^P$  - rzut obszaru  $\sum_k^P$  na płaszczyznę  $x_1 y_1$

### 1. WSTĘP

Aktualnie, w dostępnej literaturze brak jest dokładnych zależności na pola obszarów kontaktu elementu nagniatającego z przedmiotem o chropowatej powierzchni. Przyjmuje się natomiast, że rzeczywisty obszar tego kontaktu podczas nagniatania jest identyczny z kształtem odcisku powstającego podczas statycznego wciskania elementu nagniatającego w przedmiot. Bazuje się na zagadnieniu Hertza, zakładając przy tym, że powierzchnie: czynna elementu nagniatającego i obrabiana przedmiotu są idealnie gładkie. Zatem, w zależności od typu części /płaszczyzna, wałek, tuleja/, geometrii elementu nagniatającego i jego ustawienia względem powierzchni przedmiotu, rzut obszaru kontaktu na płaszczyznę prostopadłą do kierunku działania składowej normalnej siły nagniatania jest okręgiem [10, 11], elipsą [1, 12], kwadratem lub prostokątem [1, 12], lub też ma kształt odcisku kropłowego [12] /rys. 1



Rys. 1. Kształt obszaru  $\Omega_{z,k}$  podczas statycznego wciskania elementu nagniatającego o idealnie gładkiej powierzchni czynnej w idealnie gładką powierzchnię przedmiotu: a - element kulisty i część płaska, b - element kulisty i wałek, c - element dwutoroidalno-walcowy i dowolny przedmiot, d - element toroidalno-stożkowy i dowolny przedmiot

Fig. 1. Shape of the area  $\Omega_{z,k}$  during a static forcing in the burnishing element of perfectly smooth workpiece surface: a - spherical element and flat piece, b - spherical element and shaft, c - bitoroidal and cylindrical element and any workpiece, d - toroidal and conical element and any workpiece



W rzeczywistości powierzchnia pod nagniatanie jest zawsze chropowata ( $R_{zt} = 10 + 500 \mu\text{m}$ ), a kształt obszaru kontaktu znacznie różni się od pokazanych na rys. 1. Różnice te wynikają również z kinematyki i termodynamiki procesu nagniatania, które to istotnie wpływają na odkształcenia sprężysto-plastyczne i ciepłe materiału nierówności.

W efekcie pola obszarów kontaktu elementu nagniatającego z chropowatą powierzchnią przedmiotu nie mogą być obliczane z zależności podawanych obecnie, gdyż obarczone są zbyt dużym błędem. Błąd ten, zależnie od: zarysu nierówności powierzchni pod nagniatanie, geometrii elementu nagniatającego i głębokości nagniatania wynosi od 150 % do 2200 %. Nieprecyzyjne określenie pól obszarów kontaktu powoduje między innymi błędy w obliczeniach parametrów siłowych, a głównie składowej normalnej  $F_z$  siły nagniatania  $F$ . Składowa  $F_z$  w przypadku nagniatania z elastycznym dociskiem elementu nagniatającego jest jednym z głównych parametrów technologicznych obróbki [12]. Nagniatanie z siłą  $F_z$  różną od wymaganej powoduje, że rzeczywista głębokość nagniatania różni się od głębokości pożądanej. W konsekwencji własności fizyko-stereometryczne warstwy wierzchniej po nagniataniu także istotnie różnią się od narzuconych a priori, a w przypadku, gdy wartość siły  $F_z$  jest na tyle duża, że intensywność odkształcenia materiału części jest większa od zgniotu krytycznego, następuje zniszczenie warstwy wierzchniej. Z powyższych względów dokładna wartość siły  $F_z$ , dla określonego zarysu nierówności powierzchni części po obróbce poprzedzającej, geometrii części i elementu nagniatającego oraz warunków nagniatania, wyznacza się obecnie jedynie eksperymentalnie.

W pracy [3] wyprowadzono zależności na pola obszarów  $\sum_k^P$  podczas nagniatania elementem walcowym części typu wałek, o trójkątnym zarysie nierówności powierzchni. W niniejszej pracy podano zależności na pola obszarów  $\sum_k^P$  oraz określono postacie funkcji krzywych  $S_{k,1}^P$  ograniczających te pola, dla najczęściej stosowanych elementów nagniatających oraz dla części typu wałek, tuleja i płaszczyzna. Powierzchnie części pod nagniatanie są chropowate o zdeteminowanym, okresowym profilu. W rozważaniach założono, że element nagniatający

jest ciałem idealnie sztywnym, o idealnie gładkiej powierzchni czynnej, a stan odkształcenia materiału nierówności jest stanem płaskim i zachodzi jedynie w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny osiowej elementu nagniatającego. Odkształcenia sprężyste, cieplne i fazowe materiału części i elementu nagniatającego pominięto.

Przy powyższych założeniach kształt obszaru  $\sum_k^P$  zależy od struktury geometrycznej powierzchni pod nagniatanie, geometrii elementu nagniatającego, jego początkowego ustawienia względem skrajnej nierówności i posuwu oraz głębokości nagniatania.







## 2. STRUKTURA GEOMETRYCZNA POWIERZCHNI CZĘŚCI POD NAGNIATANIE

Analizę struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej części pod nagniatanie przeprowadzono w pracy [8]. Wykazano tam, że najkorzystniejszą pod nagniatanie jest powierzchnia o zdeterminowanym, okresowym profilu chropowatości poprzecznej. W zależności od warunków obróbki poprzedzającej uzyskuje się różne zarysy nierówności. Przykładowe zarysy przedstawiono w tabelicy 1.

Funkcje jawne postaci  $z = f_1^{(k,l)}(x, y)$  struktury geometrycznej powierzchni o najczęściej spotykanych zarysach nierówności, dla części typu walek, tuleja i płaszczyzna podano w pracy [8]. Znajomość tych funkcji jest między innymi niezbędna do określenia pól obszarów  $\sum_k^P$ .

Tablica 1. Przypadki odwzorowania, rodzaje zarysów nierówności i ich wysokość teoretyczna po obróbce poprzedzającej

Table 1. Cases of mapping, kinds of unevenness profiles and their theoretical height after previous working

Przypadek odwzorowania	Zarys nierówności	Teoretyczna wysokość nierówności
I		$R_t = 0,5 p_f \operatorname{tg} \alpha_r$
		$R_t = g_f$
II		$R_t = r_t - \sqrt{r_t^2 - 0,25 p_f^2}$
		$R_t = g_f$
III		$R_t = 0,5 p_f \operatorname{tg} \alpha_r + r_t \left(1 - \frac{1}{\cos \alpha_r}\right)$
		$R_t = g_f$

### 3. CHARAKTERYSTYKA ELEMENTU MAGNIATAJĄCEGO

Jeżeli pominiemy własności fizyczne materiału elementu magniatającego i niedokładności jego wykonania, takie jak: odchyłki zarysu powierzchni czynnej, jej chropowatość, bicie względem osi otworu itd., wówczas czynnikiem decydującym o jakości wyrobu jest zarys jego powierzchni czynnej w przekro-

ju osiowym. Zarys najczęściej stosowanych prostych i złożonych elementów nagniatających przedstawia rys. 2.

W przypadku krzywoliniowych elementów nagniatających najwyższą jakość wyrobu uzyskuje się wówczas, gdy zarys w przekroju osiowym jest symetryczny względem osi  $z_1$  /rys. 2/. Przy walcowych elementach nagniatających ważna jest długość w jego części walcowej. Przy nagniataniu poprzecznym długość ta nie powinna być mniejsza od długości powierzchni nagniatanej np. ozopa części. Natomiast przy nagniataniu wzdłużnym długość ta powinna wynosić [3, 6, 7]:

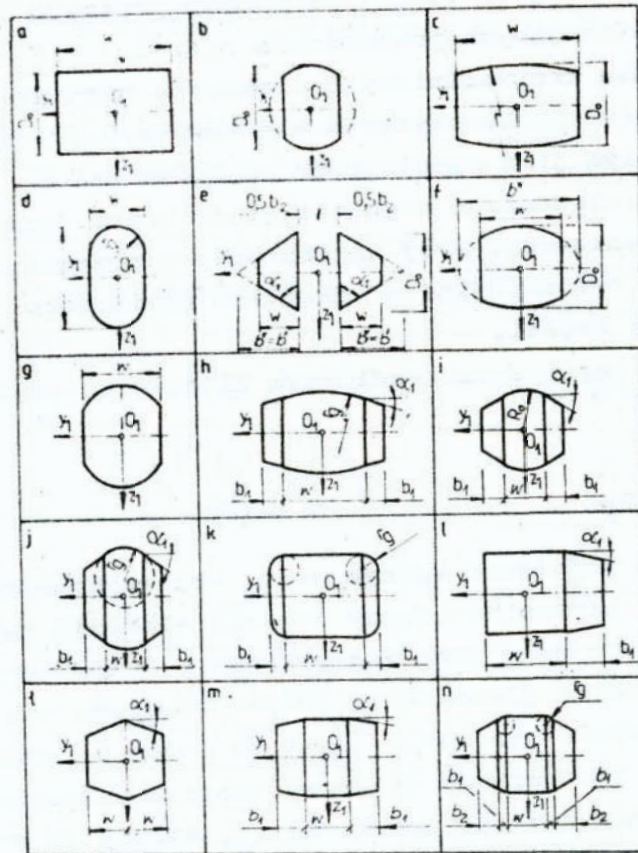
$$w = mp_f \quad m \in \{N\} \quad (1)$$

W tym przypadku dodatkowo ważnym jest, aby ewentualny promień  $r_g$  zaokrąglenia zarysu od strony wejścia elementu nagniatającego był taki, aby przy jego zagłębieniu w rozpatrywaną nierówność, na wymaganą głębokość  $g$ , część torusowa nie oddziaływała na nierówność sąsiednią. Jest to jeden z warunków jaki należy spełnić, aby uniknąć niekorzystnego zawalcowywania nierówności. Zatem wartość promienia  $r_g$ , zależy od zarysu nierówności po obróbce poprzedzającej i od głębokości nagniatania. Przykładowo, jeżeli profil ten odpowiada I przypadkowi odwzorowania /zarys trójkątny/, wówczas /rys. 3 a/:

$$0 \leq r_g \leq \frac{0,5p_f \operatorname{tg} \alpha_r - g}{\operatorname{tg} \alpha_r \sin \alpha_r + \cos \alpha_r - 1} \quad (2)$$

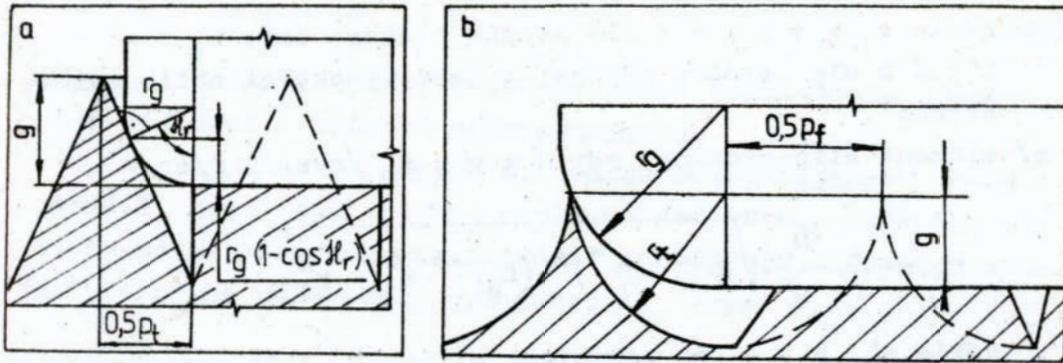
natomiast dla II przypadku odwzorowania /zarys łukowy/ /rys. 3 b/;

$$0 \leq r_g \leq \frac{p_f^2}{8g} + 0,5 g \quad (3)$$



Rys. 2. Rodzaje najczęściej stosowanych elementów nagniatających: a - walcowy, b - kulisty, c - beczkowy, d - toroidalny, e - stożkowy, f - elipsoidalny, g - paraboloidalno-eliptyczny, h - dwustożkowo-beczkowy, i - dwustożkowo-kulisty, j - dwustożkowo-toroidalny, k - dwutoroidalno-walcowy, l - stożkowo-walcowy, ł - dwustożkowy, m - dwustożkowo-walcowy, n - dwustożkowo-dwutoroidalno-walcowy

Fig. 2. Kinds of the most frequently used burnishing elements: a - cylindrical, b - spherical, c - barrel-shaped, d - toroidal, e - conical, f - ellipsoidal, g - paraboloidal and elliptical, h - biconical and barrel-shaped, i - biconical and spherical, j - biconical and toroidal, k - bitoroidal and cylindrical, l - conical and cylindrical, ł - biconical, m - biconical and cylindrical, n - biconical and bitoroidal and cylindrical



Rys. 3. Schematy pomocnicze do ustalenia promienia  $r_g$  zarysu walcowego elementu nagiatającego dla I /a/ i II /b/ przypadku odwzorowania

Fig. 3. Auxiliary diagrams for determination the radius  $r_g$  of the profile of cylindrical burnishing element for I /a/ and II /b/ cases of mapping

Funkcje  $z_1 = f_2(x_1, y_1) = f_2$  powierzchni czynnej prostych elementów nagiatających, w układzie lokalnym  $Oxyz$ , mają postać:

a/ element walcowy /rys. 2 a/:

$$f_2 = (\bar{+})\sqrt{R_o^2 - x_1^2} \quad (4)$$

b/ element kulisty /rys. 2 b/:

$$f_2 = (\bar{+})\sqrt{R_o^2 - x_1^2 - y_1^2} \quad (5)$$

c/ element beczkowy /rys. 2 c/ i toroidalny /rys. 3 d/:

$$f_2 = (\bar{+})\sqrt{\left[\sqrt{r_g^2 - (y_1 - a)^2} + n(R_o - r_g)\right]^2 - x_1^2} \quad (6)$$

gdzie  $n = 1$  dla torusa i  $n = -1$  dla beczki, zaś  $a$  jest odległością środka promienia  $r_g$  zarysu od osi  $z_1$ .

d/ element stożkowy /rys. 2 e/:

$$f_2 = (\bar{+}) \sqrt{(b' + 0,5b + c_1 y_1)^2 \operatorname{tg}^2 \alpha_l - x_1^2} \quad (7)$$

gdzie  $c_1 = 1$  i  $l = 1$  dla stożka prawego oraz  $c_1 = -1$  i  $l = 2$  dla stożka lewego,  $b$  jest wysokości obliczeniową stożka

e/ element elipsoidalny, gdy  $a' = c' = R_0$  /rys. 2 f/:

$$f_2 = (\bar{+}) \frac{D_0}{b^*} \cdot \sqrt{(b')^2 - (b^*)^2 \cdot (D_0)^{-2} \cdot x_1^2 - y_1^2} \quad (8)$$

gdzie  $a'$ ,  $b'$ ,  $c'$  są półosiami elips,  $b^*$  jest szerokością obliczeniową.

f/ element paraboliczno-elipsoidalny, gdy  $a = c = R_0$  /rys. 2 g/:

$$f_2 = (\bar{+}) R_0^{-1} x_1^2 (\bar{+}) 2D_0 \cdot (b^*)^{-2} \cdot y_1^2 (\bar{+}) R_0 \quad (9)$$

Znaki sumy umieszczone w nawiasach dotyczą powierzchni elementu nagniatącej kontaktującej się z powierzchnią przedmiotu.

Powierzchnie czynne złożonych elementów nagniatających opisują podane już funkcje, po uwzględnieniu odpowiednich przedziałów ich określoności wynikających z rys. 2 h + n.

#### 4. USTAWIENIE ELEMENTU NAGNIATAJĄCEGO WZGLĘDEM ODKSZTAŁCANIEJ NIERÓWNOŚCI

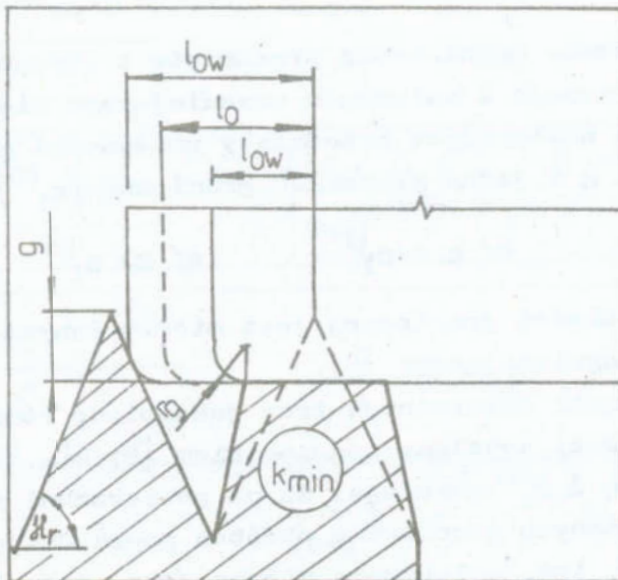
Ustawienie elementu nagniatającego względem odkształcającej nierówności wpływa na stan przemieszczenia jej materiału. W celu zapewnienia symetrycznego przemieszczenia materiału należy element nagniatający ustawić tak, aby w jego położeniu  $P = 0$  materiał nierówności uległ całkowitemu odkształceniu. Warunek ten dla krzywoliniowych elementów nagniatających jest spełniony, gdy na początku obróbki oś  $z_1$  przechodzi przez oś symetrii skrajnej /pierwszej/ nierówności przedmiotu, tzn.,

że odległość  $\Delta_1$  między osiami  $z$  i  $z_1$  wynosi /rys. 6/:

$$\Delta_1 = |k_{\min}| p_f \quad (10)$$

gdzie  $| |$  oznacza moduł, oraz gdy posuw nagniatania równy jest posuwowi w obróbce poprzedzającej.

W przypadku walcowych elementów nagniatających odległość  $l_0$  jego powierzchni czołowej /od strony wejścia/ od wierzchołka skrajnej nierówności w przekroju osiowym powinna być równa odległości wymaganej  $l_{0w}$  /rys. 4./.



Rys. 4. Schemat pomocniczy do ustalenia początkowego ustawienia walcowego elementu nagniatającego względem skrajnej nierówności

Fig. 4. Auxiliary diagrams for determination the initial setting of cylindrical burnishing element in relation to the extreme unevenness

Odległość ta zależy od rodzaju profilu chropowatości po obróbce poprzedzającej. Przykładowo dla I przypadku odwzorowania mamy:



$$\frac{R_{zt} \varepsilon \operatorname{ctg} \alpha_r}{R_{zt} - \varepsilon} + r_g < l_{ow} < P_f - \varepsilon \operatorname{ctg} \alpha_r + r_g (1 - \operatorname{tg} 0,5 \alpha_r) \quad (11)$$

W celu zachowania podanych wymagań w stosunku do kolejno odkształcanych nierówności wymagane jest, podobnie jak dla elementów krzywoliniowych, aby posuw nagniatania równy był posuwowi w obróbce poprzedzającej.

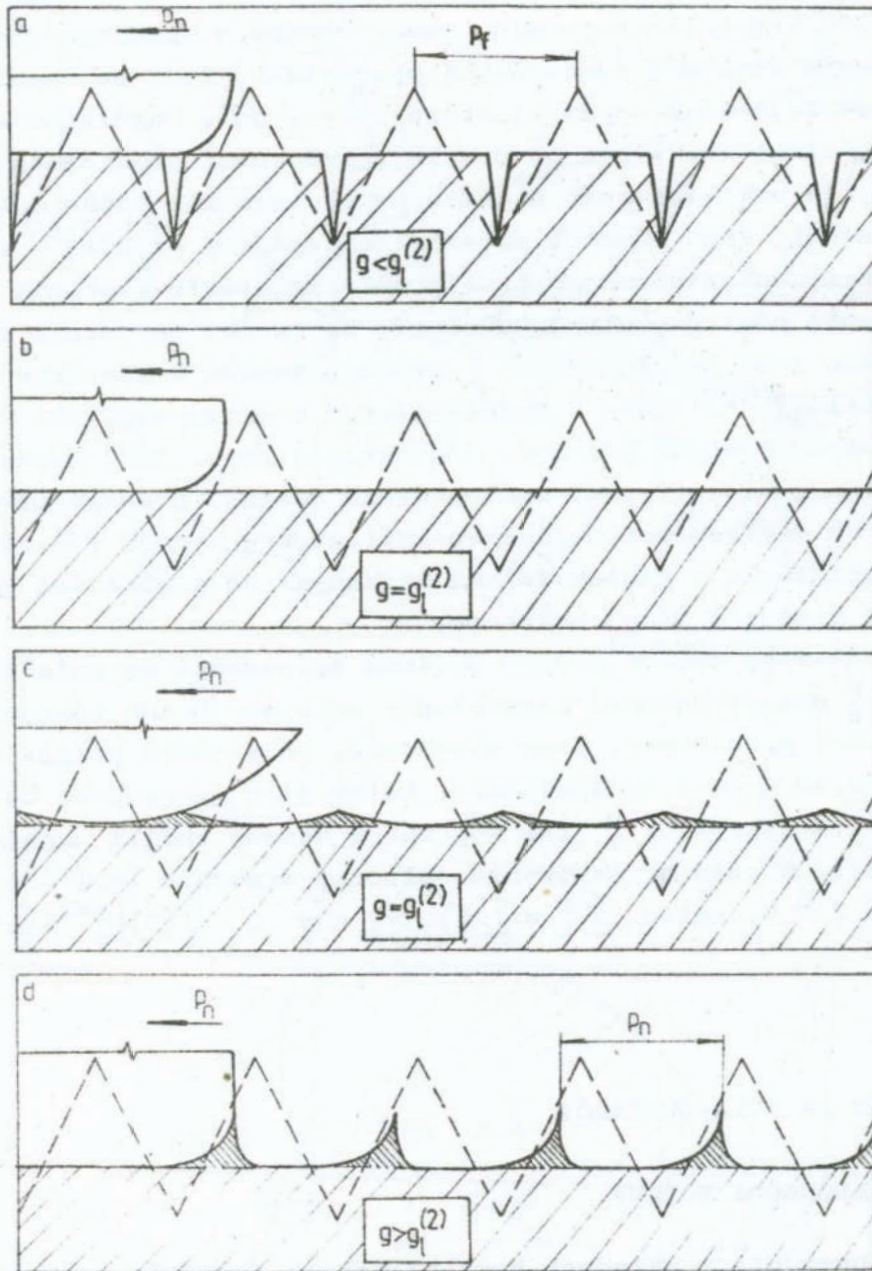
### 5. GŁĘBOKOŚĆ NAGNIATANIA

Ogólnie, podczas nagniatania przedmiotu o chropowatej powierzchni, wykonanego z materiału uciążliwego się [9], mogą wystąpić dwa następujące przedziały zmienności głębokości nagniatania  $\varepsilon$  i jedna głębokość graniczna ( $\varepsilon_1^{(2)}$ ):

$$a/ \quad 0 < \varepsilon < \varepsilon_1^{(2)} \qquad b/ \quad \varepsilon = \varepsilon_1^{(2)} \qquad c/ \quad \varepsilon > \varepsilon_1^{(2)}$$

Wartość głębokości granicznej jest między innymi funkcją zarysu elementu nagniatającego [6].

Powyższe związki determinują trzy jakościowo różne zmiany zarysu nierówności wywołane nagniataniem [5, 6]. Nagniatanie z głębokościami  $\varepsilon < \varepsilon_1^{(2)}$  powoduje, że na powierzchni nagniatanej w odstępach równych posuwowi w obróbce poprzedzającej, pozostają szczeliny, tzw. wgłębienia wtórne /rys. 5a/. We wgłębieniach tych, podczas eksploatacji gromadzi się olej smarowy i produkty zużycia. Nagniatanie takie realizowane jest w celu uzyskania regularnego zarysu nierówności o spłaszczonych wierzchołkach rozdzielonych szczelinami tzw. zarysu plateau, szczególnie pożądanego w przypadku części tworzących parę tarcę [2]. Przy  $\varepsilon = \varepsilon_1^{(2)}$  następuje całkowite wypełnienie wgłębienia po obróbce poprzedzającej, przy czym dla danego profilu chropowatości przed nagniataniem, wysokość chropowatości i ich zarys po nagniataniu zależą od zarysu elementu nagniatającego. Nagniatanie elementem walcowym umożliwia uzyskanie bardzo gładkiej powierzchni bez wgłębienia i wypływek wtórnych /rys. 5b/, lecz wymagane jest w tym przypadku bardzo



Rys. 5. Wpływ głębokości nagniatania i zarysu elementu nagniatającego na profil chropowatości po nagniataniu  
 Fig. 5. The influence of burnishing depth and the profile of burnishing element on the roughness profile after burnishing

dokładne, równoległe ustawienie powierzchni roboczej elementu nagniatającego względem powierzchni przedmiotu /często trudne do zrealizowania w praktyce/. Natomiast nagniatanie elementem o zarysie krzywoliniowym nie wymaga bardzo dokładnego jego ustawienia względem powierzchni przedmiotu, lecz po nagniataniu pozostają tzw. wypłytki wtórne /rys. 5c/. Nagniatanie z głębokościami większymi od drugiej głębokości granicznej powoduje, że odkształceniu plastycznemu ulega nie tylko materiał nierówności, lecz również materiał zalegający głębiej - rdzenia. Część odkształconego plastycznie materiału wypełnia wgłębienia pomiędzy nierównościami, natomiast pozostała część materiału jest "wypiętrzana" i przemieszczona w kierunku stycznym i osiowym elementu nagniatającego, tworząc wypłytki w odległościach równych posuwowi nagniatania /rys. 5d/. Wypłytki te powodują niekorzystne zmniejszenie udziału nośnego powierzchni oraz dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu [6]. Dlatego też nagniatanie z głębokościami większymi od głębokości granicznej nie jest tutaj zalecane.

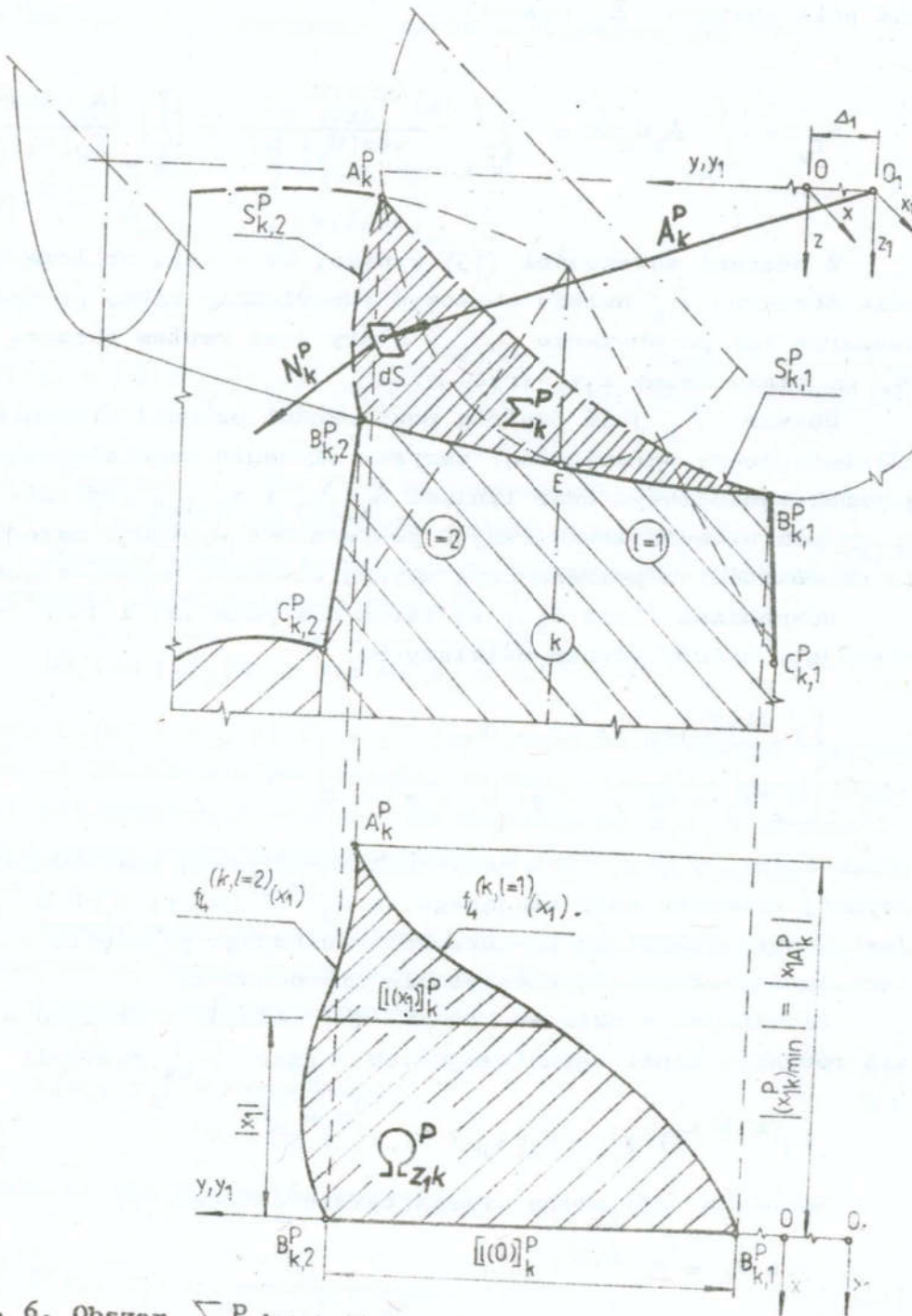
W dalszej części podane zostaną zależności na pola obszarów  $\sum_k^P$  dla głębokości nagniatania mniejszych lub równych głębokości granicznej, przy założeniu, że warunki podane w punktach od 2 do 5 są spełnione. Łatwo jest zauważyć, że suma pól obszarów  $\sum_k^P$  jest wówczas w każdej chwili nagniatania stała. W celu uproszczenia obliczeń wygodnie jest więc przyjąć  $P = 0$ , zatem  $\sum_k^P = \sum_k$ ,  $y_1 = y$  i  $[1(0)]_k^{p=k} = [1(0)]_k$ .

## 6. WZORY NA POLA OBSZARÓW $\sum_k$

### 6.1. ZALEŻNOŚCI OGÓLNE

W przyjętych układach kartezjańskich /rys. 6/ suma pól obszarów  $\sum_k$  wynosi:

$$S_{\Sigma} = \sum_{k=0}^{\rho_0 - 1} S_{\Sigma_k} \quad (12)$$



Rys. 6. Obszar  $\sum_k^P$  kontaktu elementu nagniatającego z k-tą nierównością i rzut tego obszaru na płaszczyznę  $xy$

Fig. 6. The area  $\sum_k^P$  of contact of the burnishing element with the  $k$ s unevenness and the projection of this area on the  $xy$  plane

zaś pole obszaru  $\Sigma_k$  wynosi:

$$S_{\Sigma_k} = \int_{\Sigma_k} \mathbf{A}_k \mathbf{N}_k dS = \iint_{\Omega_{zk}} \frac{dx dy}{\cos(\mathbf{N}_k; z)} = \iint_{\Omega_{zk}} \frac{|\mathbf{A}_k| dx dy}{f_2(x_1; y_1)} \quad (13)$$

Z postaci zależności (13) wynika, że w celu obliczenia pola obszaru  $\Sigma_k$  należy obliczyć odpowiednią całkę po tym obszarze lub po obszarze  $\Omega_{zk}$ , który jest rzutem obszaru  $\Sigma_k$  na płaszczyznę  $x_1, y_1$  /rys. 6/.

Obszar  $\Sigma_k$  jest częścią powierzchni czynnej elementu nagniatającego ograniczoną: zarysem elementu nagniatającego w przekroju osiowym oraz liniami  $S_{k,l=1}$  i  $S_{k,l=2}$  /ogólnie  $S_{k,l}$ / przenikania zewnętrznych powierzchni wpływów materiału nierówności z powierzchnią czynną elementu nagniatającego.

Równaniami linii  $S_{k,l}$  są zatem dwa /dla  $l=1$  i  $l=2$ / następujące układy równań uwikłanych:

$$\begin{cases} F_3^{(k,l)}(x; y; z) = 0 \\ F_2(x_1 = x; y_1 = y; z_1 = z) = 0 \end{cases} \quad (14)$$

gdzie  $F_2(x_1, y_1, z_1) = 0$  jest funkcją uwikłaną powierzchni czynnej elementu nagniatającego, a  $F_3^{(k,l)}(x; y; z) = 0$  jest funkcją uwikłaną powierzchni swobodnego płynięcia materiału odkształcanej plastycznie nierówności.

Eliminując z układów równań (14) zmienną  $z$  otrzymuje się równania linii ograniczających obszar  $\Omega_{zk}$  postaci:

$$f_3^{(k,l)}(x; y) - f_2(x_1 = x; y_1 = y) = 0 \quad (15)$$

Równanie (15) można przekształcić do postaci:

$$y = f_4 = f_4^{(k,l)}(x) \quad (16)$$

w którym zmienna  $x$  należy do przedziału /rys. 6b/:

$$x_{kmin} \leq x \leq 0 \quad (17)$$

Zatem wzór (13) przyjmuje teraz następującą postać:

$$S_{\Sigma_k} = \int_{x_{kmin}}^0 dx \int_{f_{l_4}^{(k;l=1)}(x)}^{f_{l_4}^{(k;l=2)}(x)} F(x;y) dy \quad (18)$$

gdzie

$$F(x;y) = |A|/f_2(x_1=x; y_1=y) = \sqrt{1 + (\partial z_1/\partial x)^2 + (\partial z_1/\partial y)^2} \quad (19)$$

zaś  $\partial z_1/\partial x$  i  $\partial z_1/\partial y$  są pochodnymi cząstkowymi funkcji  $z_1 = f_2(x_1=x; y_1=y)$  względem zmiennej odpowiednio  $x$  i  $y$ .

Długość wektora wodzącego  $A_k$  w przypadku obrotowych elementów nagniatających wynosi:

$$|A_k| = \sqrt{[f_2(x_1 = x = 0; y_1 = y)]^2 + y^2} \quad (20)$$

gdzie  $f_2(x_1 = x = 0; y_1 = y)$  jest promieniem okręgu otrzymanego po przecięciu powierzchni czynnej elementu nagniatającego płaszczyzną równoległą do płaszczyzny  $x_1z_1$  i przechodzącą przez punkt o współrzędnych  $x_1 = x = 0$ ,  $y_1 = y$  i  $z_1 = z = 0$ .

Postać funkcji podcałkowej  $F(x_1, y_1)$  zależy jedynie od geometrii elementu nagniatającego. Przykładowo, funkcja ta dla elementów walcowych ma postać:

$$F(x_1, y_1) = \frac{R_0}{\sqrt{R_0^2 - x_1^2}} \quad (21)$$

natomiast dla elementów kulistych:

$$F(x_1, y_1) = \frac{R_0}{\sqrt{R_0^2 - y_1^2 - x_1^2}} \quad (22)$$

Wyprowadzenie dokładnych wzorów na pole obszarów  $\Sigma_k$  przez obliczenie całek we wzorze (18) jest niemożliwe, ze względu na złożoną postać funkcji  $f_{l_4}^{(k,l)}(x)$  [3]. Nawet dla

najprostszych przypadków nagniatania obliczenie pól obszarów  $\sum_k$  może być zrealizowane z pewnym, ustalonym z góry błędem, jedynie w oparciu o metody całkowania numerycznego.

## 6.2. ROZWIĄZANIE PROBLEMU

Dla większości zarysów elementów nagniatających /rys. 2/ wartości cosinusa kierunkowego ( $\cos(N_k, z)$ ) w obszarach  $\sum_k$  są bliskie jedności. Postawiono zatem tezę, że różnice  $\Delta S$  pomiędzy wartościami pól obszarów  $\sum_k$  i  $\Omega_{zk}$  są praktycznie nieistotne.

Pole obszarów  $\Omega_{zk}$  wynosi:

$$S_{\Omega_{zk}} = \int_{x_{kmin}}^0 \left[ f_4^{(k;l=2)}(x) - f_4^{(k;l=1)}(x) \right] dx \quad (23)$$

W celu ustalenia istotności różnic  $\Delta S$ , obliczenia numeryczne pól obszarów  $\sum_k$  i  $\Omega_{zk}$  prowadzono z dokładnością 0,01%, wykorzystując techniki komputerowe. W wyniku obliczeń numerycznych przeprowadzonych dla sześciu rodzajów zarysów nierówności powierzchni po obróbce poprzedzającej [8], elementów nagniatających jak na rys. 2 oraz dla części typu płaszczyzna, wałek i tuleja ustalono, że z dokładnością dostateczną dla praktyki inżynierskiej różnice  $\Delta S$  są pomijalnie małe, gdy spełnione są następujące warunki:

$$a/ \varphi_k \geq \varphi_{gr} \quad b/ r_g \geq r_{gr} \quad (24)$$

gdzie  $\varphi_{gr}$  jest granicznym kątem kontaktu elementu nagniatającego z nierównością, zaś  $r_{gr}$  jest granicznym promieniem krzywizny zarysu elementu nagniatającego w przekroju osiowym w obszarze  $\sum_k$ .

Graniczny kąt kontaktu wynosi  $\varphi_{gr} = -30^\circ$ , natomiast graniczny promień określony jest zależnością:

$$r_{gr} = p_t \sqrt{(200 - 2\delta) / (3\delta)} \quad (25)$$

gdzie  $\delta$  jest dopuszczalnym błędem względnym obliczania pól obszarów  $\sum_k$  w procentach. Na podstawie badań własnych autora można przyjąć, że błąd  $\delta < 1,5\%$  nie wpływa istotnie na wartość obliczonej siły normalnej. Zatem  $r_{gr} = 1,65 p_t$ .

Praktycznie warunek (24)<sub>a</sub> jest zawsze spełniony. Nawet dla najbardziej niekorzystnego przypadku, jakim jest nagniatanie części typu tuleja o średnicy  $d = 200$  mm, o bardzo chropowatej powierzchni ( $R_{zt} = 500 \mu\text{m}$ ), elementem nagniatającym o średnicy  $D_0 = 150$  mm, z głębokością graniczną  $\varepsilon = \varepsilon_1^{(2)} = 0,25$  mm, minimalny kąt kontaktu wynosi  $\psi_k = -25^\circ$ . Najczęściej jednak, kąt ten nie przekracza  $-5^\circ$ .

Warunek (24)<sub>b</sub> jest również zawsze spełniony. Nawet w przypadku nagniatania elementami o małym promieniu  $r_g$ , stosowanych w celu minimalizacji sił nagniatania, koniecznej podczas obróbki części o małej sztywności postaciowej /rury cienkościennie, pręty, blachy itp./ [2], promień ten wynosi  $r_g > 0,3$  mm i jest większy od promienia granicznego, który dla  $p_t = 0,05 \dots 0,1$  mm/obr wynosi  $r_{gr} = 0,083 \dots 0,165$  mm.

Przykładowo, w przypadku nagniatania elementami walcowymi mamy  $r_g = +\infty \gg r_{gr}$ . Przyjmując graniczne, najbardziej niekorzystne warunki, dla których  $\psi_k = -25^\circ$  otrzymano:  $S_{\Sigma k} = 2,3735 \text{ mm}^2$  i  $S_{\Omega_{zk}} = 2,3447 \text{ mm}^2$ . Zatem  $\Delta S = 0,0288 \text{ mm}^2$ , a  $\delta = 1,2\%$ . Natomiast w przypadku nagniatania elementami kulistymi  $r_g = R_0 \gg r_{gr}$ . Dla  $P = k = 0$ ,  $S_{\Sigma k} = 2,3642 \text{ mm}^2$ ,  $S_{\Omega_{zk}} = 2,3317 \text{ mm}^2$ ,  $\Delta S = 0,0317 \text{ mm}^2$ ,  $\delta = 1,34\%$ .

Wobec powyższego można przyjąć, że:

$$S_{\Sigma k} \approx S_{\Omega_{zk}} \quad (26)$$

Zatem suma pól obszarów  $\sum_k$  według wzoru (12), wobec zależności (26) wynosi:

$$F_k = \sum_{k=0}^{p_0-1} \left\{ \int_{x_{kmin}}^0 [f_4^{(k;l=2)}(x) - f_4^{(k;l=1)}(x)] dx \right\} \quad (27)$$

W celu uproszczenia postaci funkcji  $f_4^{(k,l)}(x)$ , przepro-



wadzano dalsze badania komputerowe. Dla każdej ustalonej wartości  $x$  branej z przedziału jej zmienności, obliczono wartości funkcji  $f_4^{(k;l)}$  dla  $l=1$  i  $l=2$ . W tym celu, do zależności (16) podstawiono w miejsce występujących w niej parametrów  $r_t$ ,  $p_t$ ,  $x_r$ ,  $d$ ,  $D_0$ ,  $g$  i  $\alpha_1$  ich wartości, zmieniając je w granicach praktycznej stosowalności tych parametrów. Ostatecznie ustalono, że niezależnie od wartości tych parametrów kształt obszaru  $\Omega_{zk}$  jest taki jak na rys. 7. Punkty krańcowe tego obszaru interpolowano za pomocą czterech krzywych drugiego stopnia. Największy współczynnik korelacji wynoszący  $R = 0,9974$ , otrzymano dla następujących funkcji regresji [3]:

$$\hat{f}_4 = \begin{cases} \frac{c \{1,865 \cdot \Delta y - 1,58 [1_1(0)]_k\}}{(x_{kmin})^2} \cdot x^2 + kp_f + c \{ [1_1(0)]_k + 0,5b \} & \text{gdy } x \in [x_{D_{k,1}}; 0] \\ \frac{0,81 [1_1(0)]_k}{(x_{kmin})^2} \cdot [x - 1,487 \cdot x_{kmin}]^2 + kp_f - \Delta y - 0,19c [1_1(0)]_k + 0,5cb & \text{gdy } x \in [x_{kmin}; x_{D_{k,1}}] \end{cases} \quad (28)$$

gdzie  $\hat{\phantom{f}}$  oznacza zależność aproksymowaną,  $c = -1$  gdy  $l=1$  lub  $c=1$  gdy  $l=2$  jest długością części nośnej nierówności (dla nierówności o ostrych wierzchołkach  $b=0$ ), zaś  $x_{D_{k,1}} = 0,535 x_{kmin}$ .

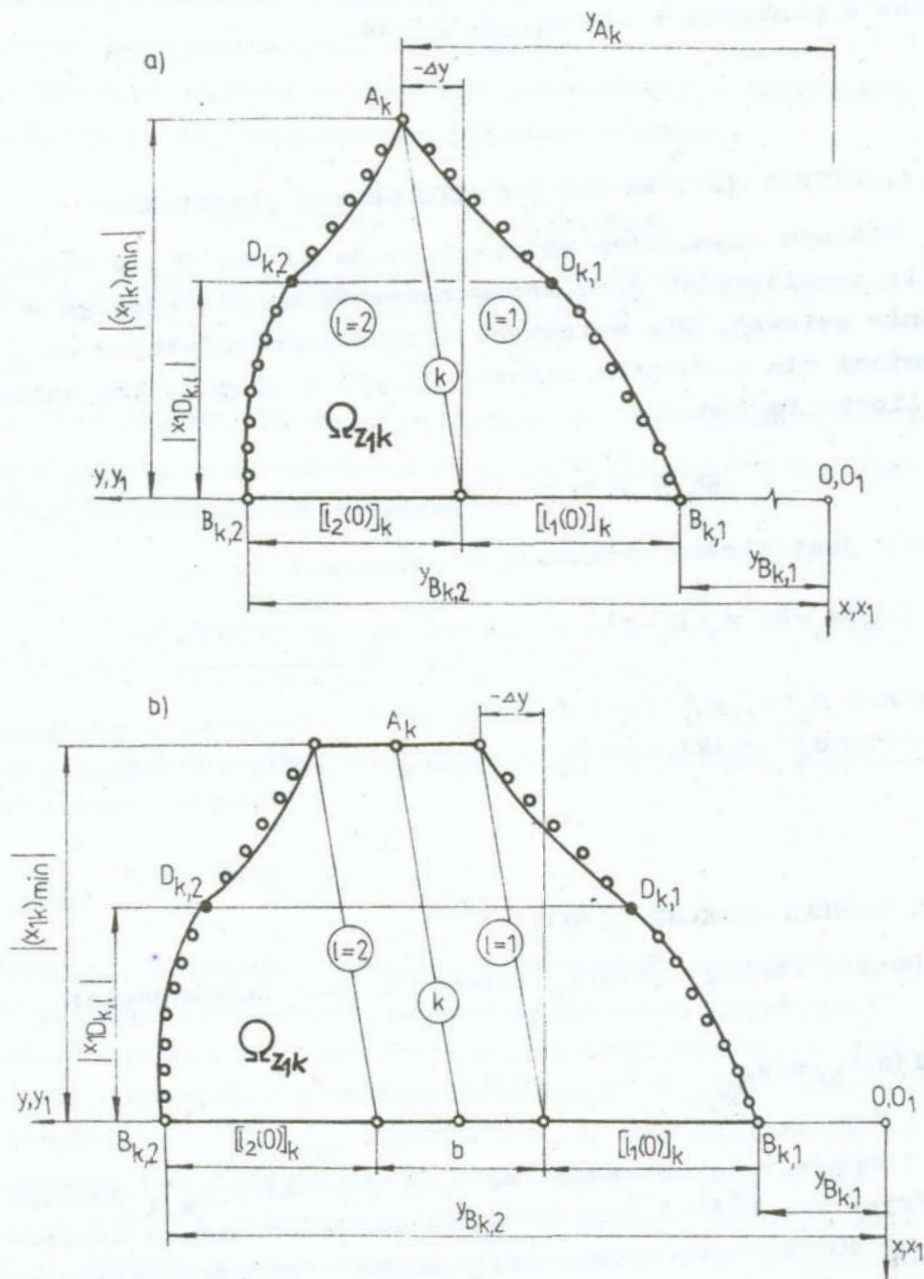
Podstawiając zależność (28) do wzoru (27)<sup>k,1</sup> po scałkowaniu otrzymuje się:

$$S_{\Sigma} = - \sum_{k=0}^{\rho_0-1} \left[ \left( 0,19 \cdot \Delta y + 0,568 \cdot [1(0)]_k + b \right) \cdot x_{kmin} \right] \quad (29)$$

gdzie  $[1(0)]_k = [1_1(0)]_k + [1_2(0)]_k$ .

Zależność (29) jest wzorem ogólnym na sumę obszarów  $\Sigma_k$ . Postacie szczególne otrzymuje się przez podstawienie do niej funkcji:  $\rho_0$ ,  $x_{kmin}$ ,  $[1(0)]_k$  i  $\Delta y$ , które zdeterminowane są warunkami obróbki poprzedzającej i nagniatania tocznego.

W dalszej części pracy podane zostaną postacie powyższych



Rys. 7. Kształt obszaru  $\Omega_{z_1 k}$  podczas nagniatania nierówności o ostrych /a/ i płaskich /b/ wierzchołkach

Fig. 7. Shape of the area  $\Omega_{z_1 k}$  during burnishing the unevenness of sharp /a/ and flat /b/ tops

funkcji lub metoda ich określania, dla przypadków nagniatania elementami pokazanymi na rys. 2. części typu płaszczyzna, walek i tuleja. Przyjmujemy, że powierzchnia przedmiotu posiada zdeterminowany, okresowy profil chropowatości, oraz że warunki podane w punktach 4 i 5 są spełnione.

#### 6.2.1. LICZBA NIERÓWNOŚCI ODKSZTAŁCANYCH PLASTYCZNIE

Głównym czynnikiem wpływającym na liczbę  $\rho_0$ , w dowolnej chwili nagniatania, jest zarys elementu nagniatającego w płaszczyźnie osiowej. Dla walcowych elementów nagniatających  $\rho_0=1$ , natomiast dla elementów nagniatających o zarysie krzywoliniowym liczba ta wynosi:

$$\rho_0 = C + 1 \quad (30)$$

gdzie C jest liczbą całkowitą z wyrażenia

$$|\varepsilon_2(x_1=0; z_1=R_0-\varepsilon)| / p_r = C + R \quad R \in [0, 1) \quad (31)$$

natomiast  $\varepsilon_2(x_1, z_1)$  jest funkcją jawną otrzymaną z przekształcenia funkcji uwikłanej  $F_2(x_1, y_1, z_1)=0$  względem zmiennej  $y_1$ .

#### 6.2.2. POSTAĆ FUNKCJI $[1(0)]_k$

Postać funkcji  $[1(0)]_k$  określona jest zależnością:

$$[1(0)]_k = y_{B_{k,2}} - y_{B_{k,1}} - b \quad (32)$$

gdzie funkcje  $y_{B_{k,1}}$  są współrzędnymi y punktów  $B_{k,1}$  obszaru  $\Sigma_k$  /rys. 7/. Postać funkcji (32) zależy od zarysu nierówności po obróbce poprzedzającej oraz od stanu przemieszczenia materiału nierówności podczas nagniatania.

Założono, że:

- odkształcenia sprężyste, ciepło i fazowe materiału nierówności są pomijalnie małe,

- element nagniatający jest ciałem sztywnym o "idealnie" gładkiej powierzchni czynnej,
- materiał przedmiotu jest nieściśliwy.

Wychodząc z prawa zachowania powierzchni w przekroju  $x_1=0$  otrzymuje się następujące równanie całkowe:

$$\int_{kp_f}^{y_{B_{k,1}}} f_2(0, y_1=y) dy - \int_{kp_f}^{(k+0,5c)p_f} f_1^{(k,1)}(0, y) dy - \int_{kp_f}^{(k+0,5c)p_f} f_3^{(k,1)}(0, y) dy = 0 \quad (33)$$

Zakładając dalej, że przecięcie się powierzchni zewnętrznej wypłytki z płaszczyzną  $y_1 z_1$  jest linią prostą, funkcja  $f_3^{(k,1)}(0, y)$  ma następującą postać:

$$f_3^{(k,1)}(0, y) = c \frac{R_o - \varepsilon + R_t - z_{B_{k,1}}}{(k+0,5c)p_f - y_{B_{k,1}}} (y - y_{B_{k,1}}) + z_{B_{k,1}} \quad (34)$$

Po obliczeniu całek w równaniu (33) i po uwzględnieniu następującego związku

$$z_{B_{k,1}} = f_2(0, y_{B_{k,1}})$$

otrzymuje się równanie, w którym niewiadomą jest zmienna  $y_{B_{k,1}}$ .

W przypadku walcowych elementów nagniatających jest to równanie jawne. Po jego rozwiązaniu względem  $y_{B_{k,1}}$  i po podstawieniu otrzymanych związków do zależności (32)<sup>k,1</sup> otrzymano postacie funkcji  $[l(0)]_k$ . Funkcje te, są dla wszystkich odkształczanych nierówności stałe /nie zależą od k/, zatem  $[l(0)]_k = l(0)$ , i zależą jedynie od przypadku odwzorowania ostrza w obróbce poprzedzającej /tablica 1/ i od głębokości nagniatania. Funkcje te mają następującą postać:

a/ I przypadek odwzorowania:

$$l(0) = \varepsilon p_f / (R_t - \varepsilon) \quad (35)$$

b/ II przypadek odwzorowania

$$l(0) = [p_f(r_t - R_t) - (\pi r_t^2/90) \arcsin(p_f/2r_t)] / (R_t - \varepsilon) - p_f \quad (36)$$

c/ III przypadek odwzorowania

$$l(0) = \{2p_f r_t + (p_f - 2r_t \sin \alpha_r) \cdot [2(R_t - r_t) - (0,5p_f - r_t \sin \alpha_r) \operatorname{tg} \alpha_r] + \\ - r_t^2 \sin(2\alpha_r) - \pi r_t^2 \alpha_r / 90\} / (R_t - \varepsilon) - p_f \quad (37)$$

Dla pozostałych zarysów elementów nagniatających otrzymuje się równania uwikłane zmiennej  $y_{B_{k,1}}$  postaci:

$$\int_{k\rho_f}^{y_{B_{k,1}}} f_2(0; y) dy + 0,5[(k+0,5c)p_f - y_{B_{k,1}}] \cdot [R_0 - \varepsilon + R_t + f_2(0; y_{B_{k,1}})] + \\ - 0,5cp_f(R_0 + a_6 R_t - r_t - \varepsilon) - (\pi r_t^2 a_1 / 360) \arcsin(cp_f/2r_t) - c(R_t - r_t) \cdot \\ \cdot (a_5 \sin \alpha_r + 0,5a_4 p_f) - a_5 c [0,5(0,5p_f - r_t \sin \alpha_r)^2 \operatorname{tg} \alpha_r + \\ + 0,25r_t^2 \sin(2\alpha_r) - (\pi r_t^2 \alpha_r / 360)] = 0; \quad k \in [0; \rho_0 - 1] \quad (38)$$

Równanie (38) jest równaniem ogólnym, słusznym dla dowolnej geometrii elementu nagniatającego. Postacie szczególne tego równania, otrzymuje się podstawiając do niego równanie  $f_2$  powierzchni czynnej elementu nagniatającego oraz po rozwiązaniu całki i po odpowiednich przekształceniach algebrycznych.

Przykładowo, dla kulistych elementów nagniatających równanie (38) ma postać:

$$\frac{\pi}{180} \left[ R_0^2 \left( \arcsin \frac{y_{B_{k,1}}}{R_0} - \arcsin \frac{kp_f}{R_0} \right) - r_t^2 \left( a_1 \arcsin \frac{cp_f}{2r_t} + a_2 c \alpha_r \right) \right] + \\ - kp_f (R_0^2 - k^2 p_f^2)^{1/2} + (R_0 + R_t - \varepsilon) \left[ (k - 0,5c) p_f - y_{B_{k,1}} \right] + (k + 0,5c) p_f \\ \cdot (R_0^2 - y_B^2)^{1/2} + cp_f (a_3 R_t + a_4 r_t) - ca_5 \left[ (0,5p_f - r_t \sin \alpha_r)^2 \operatorname{tg} \alpha_r + \right.$$

$$+0,5r_t^2 \sin^2 \alpha_r + 2r_t(R_t - r_t) \sin \alpha_r] = 0, \quad k \in [0, 0^{-1}] \quad (39)$$

W celu rozwiązania powyższego równania należy zastosować techniki komputerowe.

Wartości współczynników  $a_1 \dots a_6$  w zależności od przypadku odwzorowania ostrza w obróbce poprzedzającej podano w tablicy 2.

Tablica 2. Wartości współczynników  $a_1 \dots a_6$  w równaniach (38) i (39)

Table 2. Values of coefficients  $a_1 \dots a_6$  in the equations (38) and (39)

Przypadek odwzorowa- nia	Współczynnik					
	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$a_4$	$a_5$	$a_6$
I	0	0	0,5	0	0	1
II	1	0	0,5	0,5	0	1
III	0	1	1	0	1	0

### 6.2.3. POSTAĆ FUNKCJI $x_{kmin}$

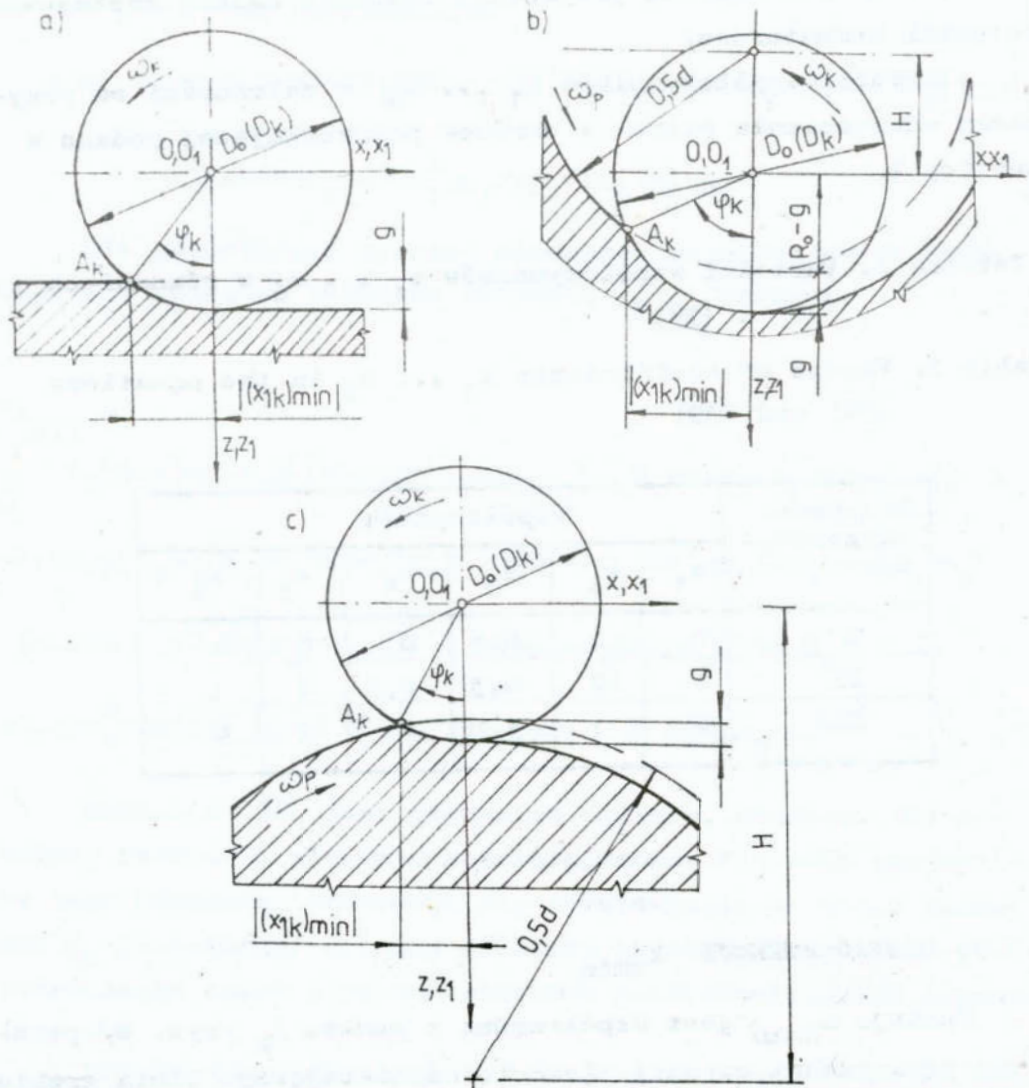
Funkcja  $x_{kmin}$  jest współrzędną x punktu  $A_k$  /rys. 8/ przecięcia powierzchni czynnej elementu nagniatającego linią grzbietową nierówności.

W przypadku walcowego elementu nagniatającego, dla części płaskiej /rys. 8a/ funkcja ta ma postać:

$$x_{kmin} = -\sqrt{\varepsilon(D_0 - \varepsilon)} \quad (40)$$

natomiast dla części obrotowej /rys. 8 b i c/:

$$x_{kmin} = -\sqrt{H^2 D_0^2 - [H^2 + 0,25(D_0^2 - d^2)]^2} / (2H) \quad (41)$$



Rys. 8. Schematy pomocnicze do wyznaczenia funkcji  $x_{1kmin}$  i kąta  $\varphi_k$  dla części typu płaszczyzna /a/, tuleja /b/ i wałek /c/

Fig. 8. Auxiliary diagrams for determination the function  $x_{1kmin}$  and angle  $\varphi_k$  for the piece of type of plane /a/, sleeve /b/, and shaft /c/

gdzie  $H$  jest odległością osi obrotu części od osi  $y_1$  i wynosi:

$$H = 0,5d + e(\varepsilon - R_0) \quad (42)$$

zaś  $e = -1$  dla wałków i  $e = 1$  dla tulei.

Współrzędna  $x_{kmin}$ , w przypadku elementów nagniatających o zarysie krzywoliniowym, jest zmienną uwiklaną następujących układów równań:

$$\begin{cases} z_{A_k} = R_0 - \varepsilon \\ z_{A_k} = f_2(x_1 = x_{kmin}; y_1 = y_{A_k} = k_{pt}) \end{cases} \quad (43)$$

dla części płaskich

$$z_{A_k} = f_2(x_1 = x_{kmin}; y_1 = y_{A_k})$$

$$y_{A_k} = \left[ \left| \frac{1}{360} \arctg \left( \frac{x_{kmin}}{H - z_{A_k}} \right) \right| + k \right] p_t \quad (44)$$

$$H = \sqrt{0,25d^2 - x_{kmin}^2} - e f_2(x_1 = x_{kmin}; y_1 = y_{A_k})$$

dla części obrotowych.

W obliczeniach inżynierskich wpływ pochylenia linii przbietowej nierówności na postać funkcji  $x_{kmin}$  można pominąć. Wówczas  $\Delta y = 0$ , a współrzędną  $x_{kmin}$  dla elementów nagniatających o zarysie krzywoliniowym oblicza się ze wzoru (40) i (41), podstawiając w miejsce średnicy  $D_0$  elementu walcowego średnicę  $D_k$  elementu krzywoliniowego w przekroju płaszczyzną  $y = k_{pt}$  /rys. 8/. Średnicę  $D_k$  określa wzór:

$$D_k = 2f_2(0; y = k_{pt}) \quad (45)$$



6.2.4. POSTAĆ FUNKCJI  $\Delta y$ 

Funkcja  $\Delta y$ , która jest przyrostem współrzędnej  $y$  położenia linii grzbietowej nierówności w przekroju  $y_{kmin}$  w stosunku do przekroju osiowego  $x=0$ , wynikająca z posuwu w obróbce poprzedzającej, ma postać:

$$\Delta y = \begin{cases} 0, & \text{dla części płaskiej} \\ \frac{jp_f}{360} \arcsin \frac{2x_{kmin}}{d}, & \text{dla części obrotowej} \end{cases} \quad (46)$$

gdzie  $j=0$  jeśli kierownica struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej przedmiotu po obróbce poprzedzającej jest okręgiem lub  $j=1$  jeśli kierownica ta jest linią śrubową [8].

Znając współrzędną  $x_{kmin}$  i funkcję  $\Delta y$  można obliczyć minimalny kąt kontaktu elementu nagniatającego z  $k$ -tą nierównością ze wzoru:

$$\varphi_k = \arcsin [x_{kmin}/r_2(0; y = kp_t - \Delta y)] \quad (47)$$

## 7. PRZYKŁAD OBLICZENIOWY

W celu zilustrowania przedstawionego toku obliczeń pola obszarów kontaktu elementu nagniatającego z przedmiotem, przeprowadzono obliczenia dla następujących danych: typ części - wałek o średnicy  $d = 100$  mm, profil chropowatości poprzecznej powierzchni warstwy wierzchniej zgodny z I przypadkiem odwzorowania o następujących parametrach:  $R_t = 0,433$  mm,  $\alpha_r = 60^\circ$ ,  $p_f = 0,5$  mm/obr, nagniatanie elementem walcowym o średnicy  $D_0 = 50$  mm, głębokość nagniatania  $g = 0,2165$  mm, posuw nagniatania  $p_n = p_f = 0,5$  mm/obr.

Liczba nierówności odkształcanych plastycznie:  $\rho_0 = 1$

Wartość funkcji  $l(0)$ , według wzoru (35)

$$l(0) = \frac{0,2165 \cdot 0,5}{0,433 - 0,2165} = 0,5 \text{ mm}$$

Odległość osi obrotu części od osi  $y_1$  - wzór (42)

$$H = 0,5 \cdot 100 - (0,2165 - 25) = 74,7835 \text{ mm}$$

Wartość funkcji  $x_{kmin}$  - wzór (41)

$$x_{kmin} = \frac{\sqrt{(74,7835)^2 \cdot 50^2 - [(74,7835)^2 + 0,25(50^2 - 100^2)]^2}}{2 \cdot 74,7835} =$$

$$= -2,68347 \text{ mm}$$

Wartość funkcji  $\Delta y$  - wzór (46), dla  $j = 1$

$$\Delta y = \frac{0,5}{360} \cdot \arcsin \left( -\frac{2,68347}{50} \right) = -0,004273 \text{ mm}$$

Minimalny kąt kontaktu  $\psi_k$  - wzór (47)

$$\psi_k = \arcsin \left( -\frac{2,68347}{25} \right) = -2^\circ 09' 43''$$

Pole obszaru kontaktu  $S_\Sigma$  - wzór (29)

$$S_\Sigma = -[0,19 \cdot (-0,004273) + 0,568 \cdot 0,5] \cdot (-2,68347) = 0,7599 \text{ mm}^2$$

Dla porównania, dla powyższych danych obliczono również pola obszarów kontaktu z wybranych wzorów podawanych obecnie. Firma Hegenscheidt /RFN/ [13] stosuje następujący wzór:

$$S_\Sigma = dp_f D_o / (D_o + d).$$

Zatem  $S_\Sigma = 16,6(6) \text{ mm}^2$ ,

natomiast ze wzoru podawanego przez D.D. Papszewa [11] postaci:

$$S_\Sigma = 2x_{kmin} \cdot P_f,$$

otrzymano  $S_\Sigma = 1,683447 \text{ mm}^2$ .

Zatem błąd określenia pola  $S_\Sigma$  według powyższych wzorów wynosi odpowiednio 2193% i 353%.

## 8. WNIOSKI

Obliczanie rzeczywistego pola obszarów kontaktu elementu nagniatającego z nierównościami przedmiotu, z zależności wyprobowanych przy założeniu, że obszar ten jest identyczny z kształtem odcisku powstającego podczas statycznego wciskania elementu nagniatającego w "idealnie" gładką powierzchnię przedmiotu, obarczone jest zbyt dużym błędem, uniemożliwiającym wykorzystanie tych wzorów w praktyce inżynierskiej.

Rzeczywiste pole obszaru kontaktu elementu nagniatającego z chropowatą powierzchnią przedmiotu, jest złożoną funkcją wielu czynników, z których najistotniejszymi są: struktura geometryczna powierzchni warstwy wierzchniej części po obróbce poprzedzającej, geometria elementu nagniatającego i stan przemieszczenia materiału nierówności podczas nagniatania. Dokładne obliczenia pola  $S_{\Sigma}$ , poprzez rozwiązanie odpowiedniej całki powierzchniowej, jest niemożliwe ze względu na bardzo złożoną postać funkcji podcałkowej. Możliwe jest jedynie obliczenie tego pola, z narzuconą z góry dokładnością, na drodze całkowania numerycznego.

Dla celów inżynierskich, z dostateczną dla praktyki dokładnością  $/R = 0,9974/$ , można przyjąć, że rzeczywisty obszar kontaktu elementu nagniatającego z nierównościami przedmiotu ograniczony jest czterema krzywymi stopnia drugiego. Wówczas pole  $S_{\Sigma}$  określa wzór (29). Podane w niniejszej pracy postacie funkcji:  $\rho_0$ ,  $x_{kmin}$ ,  $\Delta y$  i  $[1(0)]_k$  występujących we wzorze (29), pozwalają obliczyć pole  $S_{\Sigma}$  dla najczęściej stosowanych elementów nagniatających i części typu wałek, tuleja oraz płaszczyzna, których powierzchnia posiada zdeterminowany profil chropowatości.

## 9. LITERATURA

1. Askinazi B.M.: Čistovaja obrabotka poverchnostej metallov s podogrevom. Mašgiz. Moskwa, 1961

2. Kukielka L.: Wpływ dodatkowego prądu płynącego w układzie OPN na charakterystykę warstwy wierzchniej przedmiotów nagniatanych tocznie. Praca doktorska, Politechnika Poznańska, 1983
3. Kukielka L.: Określenie pola powierzchni kontaktu krążka walcowego z nierównościami powierzchni wałka toczonego w procesie nagniatania tocznego z prądem. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego Nr 9, Wyższa Szkoła Inżynierska, Koszalin, 1987, s. 133 + 167
4. Kukielka L.: Analiza sił nagniatania tocznego z przepływem prądu. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego Nr 9, Wyższa Szkoła Inżynierska, Koszalin, 1987, s. 237 + 294
5. Kukielka L.: Próba określenia wyjściowego profilu chropowatości pod nagniatanie w aspekcie jakości powierzchni i dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobu. KNT pt.: "Tendencje rozwojowe w technologii maszyn", PAN, Wyższa Szkoła Inżynierska Zielona Góra, sekcja III, 1987, s. 29 + 44
6. Kukielka L.: Zmiany zarysu nierówności i wymiarów przedmiotu wywołane nagniataniem tocznym z prądem. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń PAN, z. 3, Warszawa - Kraków, 1988, s. 49 + 84
7. Kukielka L.: Modele matematyczne wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej pod nagniatanie. Archiwum Technologii Budowy Maszyn, z. 7, PAN, Poznań, 1988, s. 287 + 299
8. Kukielka L.: Analiza wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej pod nagniatanie powierzchniowe. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego, Nr 14 Wyższa Szkoła Inżynierska, Koszalin, 1991
9. Malinin N.N., Rżysko J.: Mechanika materiałów, PWN, Warszawa, 1981
10. Papšev D.D.: Uproščnienije detalej obkatkoj szarikami. Mašinostrojenije. Moskwa, 1968
11. Papšev D.D.: Otdieločno-upročnajascaja obrabotka poverchnostnym plastičeskim deformirovanjem. Mašinostroenije. Moskwa. 1978
12. Przybylski W.: Obróbka nagniataniem. WNT. Warszawa, 1978, 1987

13. Technische Informationen W. Hegenscheidt KG, Erkelenz-  
 IJELD

**Streszczenie**

W pracy przedstawiono metodę określania pól kontaktu elementu nagniatającego z chropowatą powierzchnią przedmiotu. Wyprowadzono uproszczone zależności na te pola dla najczęściej występujących zarysów elementu nagniatającego oraz dla części typu wałek, tuleja i płaszczyzna. Założono, że element nagniatający jest ciałem idealnie sztywnym, zaś przedmiot wykonany jest z materiału umacniającego się. Powierzchnia przedmiotu posiada zdeterminowany, okresowy profil chropowatości. Przyjęto płaski stan przemieszczenia materiału nierówności podczas nagniatania. W rozważaniach pominięto odkształcenia sprężyste, cieplne i fazowe.

DETERMINATION OF THE AREAS OF ROTATIONAL CONTACT ZONES  
 OF BURNISHING ELEMENT WITH THE ROUGH WORKPIECE SURFACE  
 OF DETERMINATED UNEVENNESS PROFILE

**Summary**

The work presents the method of determination of the areas of burnishing element contact with a rough workpiece surface. Simplified dependences concerned with the areas for the most frequently occurring profiles of the burnishing element and for the workpieces of type of shaft, sleeve, and plane, have been derived. It was assumed that the burnishing element was a rigid body whereas the workpiece was made of strengthening material. The workpiece surface has a determined periodical roughness profile. A flat state of displacements of the unevenness material during burnishing has been assumed. In the considerations, elastic strains, thermal and phase deformations have been left out of account.

Leon KUKIEŁKA

ZASTOSOWANIE METOD WARIACYJNEJ I ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH  
DO ANALIZY PROCESU POWIERZCHNIOWEGO NAGNIATANIA TOCZNEGO

1. WSTĘP

W procesie powierzchniowego nagniatania tocznego metali podstawowym zagadnieniem jest określenie sił i wywołanych naprężeń, koniecznych do plastycznego odkształcenia materiału przedmiotu oraz mechanizmu płynięcia plastycznego. Ich znajomość jest niezbędna do prawidłowego opracowania procesu technologicznego, w celu uzyskania żądanej dokładności wymiarowo-kształtowej i oczekiwanych własności fizycznych oraz stereometrycznych warstwy wierzchniej wyrobu.

W literaturze np. w [19, 20] brak jest opisu procesu nagniatania powierzchniowego za pomocą ciągłych lub dyskretnych modeli matematycznych, które pozwoliłyby określić pola przemieszczeń, odkształceń i ich prędkości oraz pole naprężeń i wartości sił nagniatania, w funkcji warunków obróbki poprzedzającej nagniatanie, warunków nagniatania oraz rodzaju i historii materiału przedmiotu. Prezentowane zależności teoretyczne dotyczą jedynie składowych stanu naprężenia [17]. Przy czym nie uwzględniają one wielu istotnych czynników takich jak: struktura geometryczna powierzchni półwyrobu po obróbce poprzedzającej, kinematyka nagniatania i zmienność własności fizycznych i mechanicznych materiału wraz ze zmianą warunków termodynamicznych procesu. Przeważająca liczba opracowań np. [19, 22] dotyczy składowych stanu naprężenia i sił nagniatania otrzymanych na podstawie wyników badań eksperymentalnych. Dotyczą one określonego gatunku stali i jej historii oraz określonych warunków nagniatania, często jeszcze niewystarczająco opisanych.

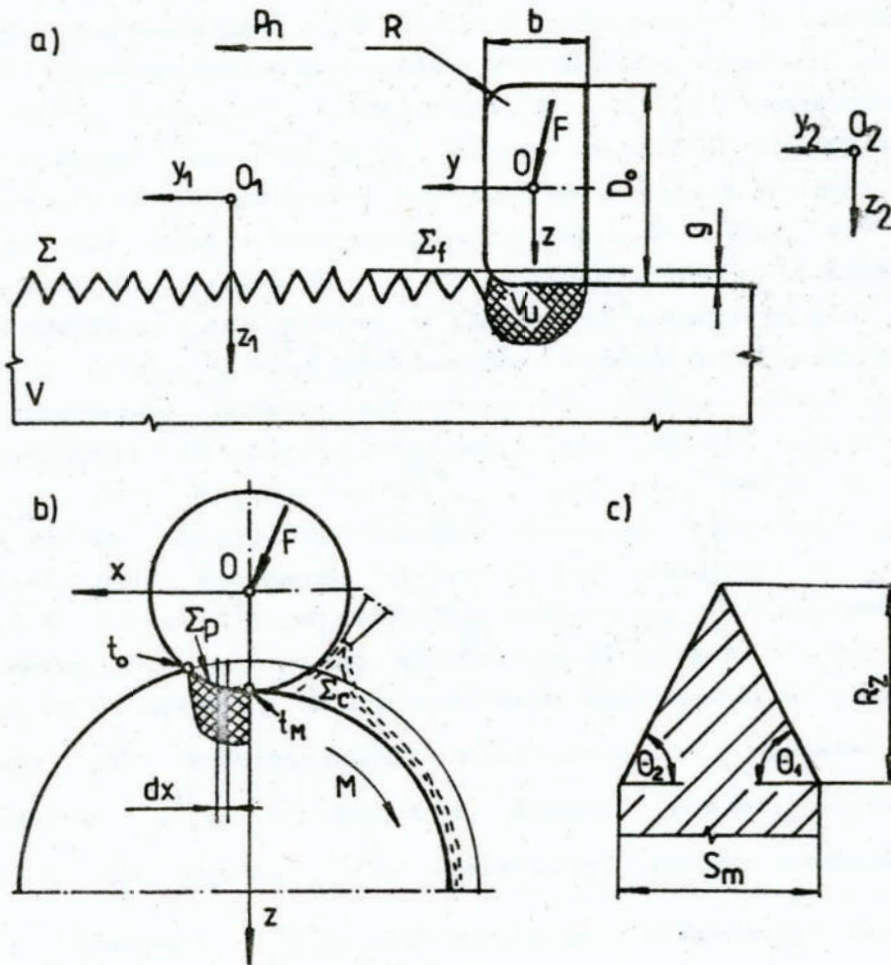
Zależności te można wykorzystać jedynie w tych przypadkach, w których warunki realizacji obróbki poprzedzającej, warunki nagniatania, gatunek stali i jej własności są identyczne.

## 2. MODELOWANIE PROCESU POWIERZCHNIOWEGO NAGNIATANIA TOCZNEGO

### 2.1. MODEL FIZYCZNY

Powierzchniowe nagniatane toczne traktować można jako proces toczenia się z poślizgiem elementu nagniatającego po plastycznym podłożu o określonej, chropowatej powierzchni (rys. 1a). Powierzchnię czynną elementu nagniatającego w układzie lokalnym  $Oxyz$  opisuje funkcja  $F_2(x,y,z) = 0$  [12], zaś strukturę geometryczną powierzchni przedmiotu - funkcja  $F_1(x_1,y_1,z_1) = 0$ , w układzie lokalnym  $O_1x_1y_1z_1$  [11]. Przyjęto, że element nagniatający jest ciałem idealnie sztywnym (moduł Younga  $E \rightarrow \infty$ ), natomiast przedmiot traktuje się jako ciało termo-sprężysto-lepko-plastyczne. Uwzględnia się również możliwość zaistnienia w nim przemian fazowych. Przedmiot nagniatany o powierzchni  $\Sigma$  i objętości  $V$  obciążony jest na części powierzchni  $\Sigma_p$  siłami nagniatania  $F_i$  oraz momentem  $M$  (w przypadku tulei i wałków napędzanych; dla płaszczyzn  $M = 0$ ), które powodują powstawanie na tej powierzchni jednostkowych sił nacisku  $p_i$  i jednostkowych sił tarcia  $t_i$ , o wypadkowej  $\hat{p}_i$  [13]. Powierzchnia  $\Sigma_c$  części chłodzona jest przez ciecz chłodząco-smarującą a powierzchnia  $\Sigma_f$  przez powietrze. Zagłębianie się powierzchni czynnej elementu nagniatającego w materiał części na głębokość  $g$  z prędkością  $v^o$ , przy obciążeniu siłami  $t_i$  i  $p_i$ , powoduje przemieszczenia  $u_i$  oraz prędkości przemieszczeń  $v_i = \dot{u}_i$  (kropka nad symbolem oznacza pochodną względem czasu) punktów materiału w objętości  $V_u$  oraz zmianę geometrii części. Deformacji ciała towarzyszy ciepło, powodujące wzrost temperatury. Zmienne w czasie odkształcenie powoduje zmianę pola temperatury. W przypadku nagniatania z prądem następuje dodatkowy wzrost temperatury w wyniku wydzielającego się ciepła Joule'a. Ten stan obciążenia

cieplno-mechanicznego powoduje, że w dowolnym punkcie ciała występuje rzeczywisty stan naprężenia  $\sigma_{ij}$ , odkształcenia  $\varepsilon_{ij}$ , prędkości odkształcenia  $\dot{\varepsilon}_{ij}$  i temperatura  $T$ .



Rys. 1. Model fizyczny procesu powierzchniowego nagniatania tocznego (a), dyskretyzacja strefy odkształceń (b) i parametry zarysu nierówności powierzchni (c).

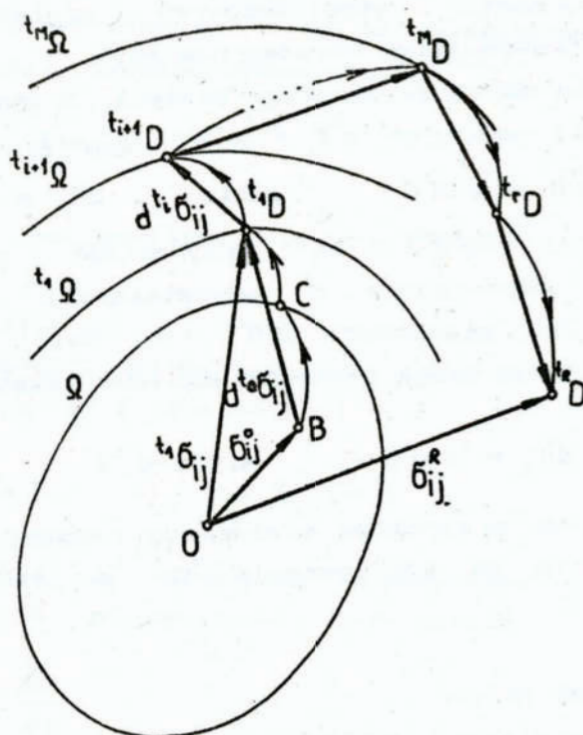
Fig. 1. Physical model of the process of surface roller burnishing (a), digitization of deformation zone (b), and parameters of the surface unevenness profile (c).



Proces powierzchniowego nagniatania tocznego, w stałym układzie odniesienia  $O_2x_2y_2z_2$  (rys. 1) jest procesem niestacjonarnym, natomiast w ruchomym układzie  $Oxyz$ , związanym z elementem nagniatającym - procesem quasi-stacjonarnym.

Nieliniowości geometryczna i materiałowa (fizyczna), dynamiczny charakter procesu oraz niejednorodne pole temperatury sprawiają, że dla opracowania modelu matematycznego procesu konieczne jest zastosowanie opisu przyrostowego [1, 2]. W tym celu, w strefie odkształceń plastycznych wydzielmy warstwę materiału dwoma płaszczyznami odległymi od siebie o wartość  $dx$  i równoległymi do płaszczyzny  $yz$  (rys. 1b). Obciążenie cieplno-mechaniczne tej warstwy zachodzi w przedziale czasu  $[0, t_M]$ . W czasie  $t < 0$  warstwa ta jest nieobciążona, natomiast w czasie  $t > t_M$  następuje jej odciążenie i chłodzenie. Całkowity przedział czasu, w którym rozpatrujemy proces dzielimy na szereg podprzedziałów, oznaczając chwile odpowiadające położeniom rozpatrywanej warstwy przez  $t_0, t_1, \dots, t_M$ ; przy czym  $t_0 = 0, t_1 = dt, \dots, t_M = Mdt$ . Dla ogólności rozważań przyjmijmy, że do czasu  $t \leq t_0$  w warstwie tej istnieje określony stan naprężeń residualnych  $\sigma_{ij}^0$  po obróbce poprzedzającej (rys. 2). W czasie od  $t_0$  do  $t_1$  następuje obciążanie od punktu B do punktu C, leżącego na powierzchni plastyczności  $\Omega$ , a następnie do punktu  ${}^t_1D$  leżącego na powierzchni plastyczności  ${}^t_1\Omega$ , któremu odpowiada zmiana tensora naprężeń o  $d^t_1\sigma_{ij}$  wywołująca odpowiednią zmianę sprężystego  $d^t_1\epsilon_{ij}^0$  (droga BC) oraz, w ogólnym przypadku, plastycznego  $d^t_1\epsilon_{ij}^P$ , lepkiego  $d^t_1\epsilon_{ij}^C$ , wywołanego temperaturą  $d^t_1\epsilon_{ij}^{TH}$  i przemianami fazowymi  $d^t_1\epsilon_{ij}^F$  (droga  $C^t_1D$ ). Całkowity przyrost odkształceń wynosi  $d^t_1\epsilon_{ij}$ , zaś stan naprężenia wynosi  ${}^t_1\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^0 + d^t_1\sigma_{ij}$ . W następnych przedziałach czasu od  $t_i$  do  $t_{i+1}$  następuje dociążanie cieplno-mechaniczne warstwy, którym odpowiadają

przyrosty tensora naprężenia  $d^t \sigma_{ij}$  i odkształcenia  $d^t \epsilon_{ij}$  oraz przesuwanie się powierzchni plastyczności  $^t \Omega$ . Po czasie  $t=t_M$  następuje mechaniczne odciążenie warstwy na drodze  $^t_M D^t R D$ , po czym jej oziębienie na drodze  $^t R D^t R D$ , wywołujące zmianę stanu naprężeń. W efekcie w warstwie tej pozostaje określony stan naprężeń residualnych  $\sigma_{ij}^R$ .



Rys. 2. Powierzchnie plastyczności i tensory naprężeń w różnych fazach procesu nagniatania

Fig. 2. Plasticity surfaces and stress tensors in different phases of the burnishing process

## 2.2. MODEL MATEMATYCZNY

Rozpatrzmy jeden powtarzalny etap procesu zachodzący pomiędzy dowolnie wybraną chwilą czasu  $t$  oraz bliską jej chwilą  $t+dt$  (rys. 1b). Konfiguracje zajmowane przez warstwę w chwilach  $t$  i  $t+dt$  oznaczymy odpowiednio symbolami  ${}^tC$  i  ${}^{t+dt}C$ , zaś jej objętości i powierzchnie symbolami  ${}^tV$ ,  ${}^{t+dt}V$  i  ${}^t\Sigma$ ,  ${}^{t+dt}\Sigma$ . Przyjmijmy, że znamy konfigurację  ${}^tC$  oraz pola tensorowe i temperaturę z nią związane. Wówczas proces deformacji warstwy z konfiguracji  ${}^tC$  do  ${}^{t+dt}C$  opisany może być (w uaktualnionym opisie przyrostowym Lagrange'a, w konwekcyjnym układzie współrzędnych) względem znanej konfiguracji  ${}^tC$  następującym układem równań:

- 1) Równanie ruchu ośrodków ciągłych Naviera z uwzględnieniem przyrostów sił masowych  $d^tX_i = {}^t\rho d^t f_i$  i sił bezwładności d'Alemberta  $d^tB_i = {}^t\rho d^t\ddot{u}_i$ ; gdzie  $d^t\ddot{u}_i = d^t\ddot{u}_i^{(1)} + d^t\ddot{u}_i^{(2)}$ , zaś  $d^t\ddot{u}_i^{(1)}$  i  $d^t\ddot{u}_i^{(2)}$  są przyrostami przyspieszeń wynikającymi odpowiednio z odkształcenia i ruchu obrotowego. Dla płaszczyzn  $d^t\ddot{u}_i^{(2)} = 0$ . Dwie kropki nad symbolem oznaczają drugą pochodną względem czasu.

$$d^{tII}\sigma_{ij,j} + {}^t\rho d^t f_i = {}^t\rho d^t\ddot{u}_i, \quad x,y,z \in {}^tV \quad (1)$$

gdzie  $d^{tII}\sigma_{ij}$  jest przyrostem pierwszego tensora naprężenia Pioli-Kirchhoffa na konfiguracji  ${}^tC$ ,  ${}^t\rho$  jest gęstością masy.

- 2) Równania geometryczne:

- a) przyrost odkształcenia całkowitego Greena-Lagrange'a  $d^t\varepsilon_{ij}$ . Przy założeniu addytywności przyrostów odkształceń składowych tensor ten, w przypadku ogólnym, ma postać:

$$d^t\varepsilon_{ij} = d^t\varepsilon_{ij}^e + d^t\varepsilon_{ij}^p + d^t\varepsilon_{ij}^c + d^t\varepsilon_{ij}^{TH} + d^t\varepsilon_{ij}^F \quad (2)$$

Zależności na poszczególne składowe odkształceń podano w pkt. 2.3.2.

Przyrost tensora  $d^t\varepsilon_{ij}$  może być rozłożony na addytywne

części liniową  $d^t e_{ij}$  i nieliniową  $d^t \eta_{ij}$ :

$$d^t \varepsilon_{ij} = d^t e_{ij} + d^t \eta_{ij} \quad (3)$$

Uwzględniając, że w uaktualnionym opisie Lagrange'a  $u_{i,j} = 0$  tensory  $d^t e_{ij}$  i  $d^t \eta_{ij}$  zapiszemy jako:

$$d^t e_{ij} = \frac{1}{2} (d^t u_{i,j} + d^t u_{j,i})$$

$$d^t \eta_{ij} = \frac{1}{2} d^t u_{k,i} d^t u_{k,j}$$

zaś  $d^t u_i$  jest wektorem przyrostu przemieszczenia.

b) intensywność przyrostu odkształceń:

$$d^t \varepsilon_e = \left( \frac{2}{3} d^t \mathbb{D}_e d^t \mathbb{D}_e \right)^{1/2} \quad (4)$$

gdzie  $d^t \mathbb{D}_e$  jest dewiatorem przyrostu odkształceń.

3) Równania fizyczne:

a) nieściśliwość materiału w zakresie odkształceń plastycznych (p) i lepkich (c):

$$\operatorname{div} d^t \varepsilon_{ij}^{(cp)} = 0, \quad \operatorname{div} t_{ij}^{(cp)} = 0 \quad (5)$$

b) stowarzyszone z warunkiem plastyczności (16) prawa płynięcia [15, 21] wyrażone w przyrostach

$$d^t \varepsilon_{ij}^p = d^t \lambda \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} \quad (6)$$

lub w prędkościach:

$$t_{ij}^{cp} = t_{ij}^i \lambda \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} \quad (7)$$

gdzie  $t_{ij}^i$  i  $d^t \lambda$  są mnożnikami Lagrange'a, których postacie zostaną wyznaczone w pkt.2.3.2, zaś funkcja  $f$  jest potencjałem plastycznym.

c) przyrost naprężeń:

$$d^{III}\sigma_{ij} = f_1({}^I C_{ijkl}, {}^I \varepsilon_{ij}) \quad (8)$$

gdzie  $d^{III}\sigma_{ij}$  jest przyrostem drugiego tensora naprężenia Pioli-Kirchhoffa. Zależność ta w postaci jawnej zostanie wyprowadzona w pkt. 2.3.

d) zależności pomiędzy tensorami naprężenia [4]:

$$d^{II}\sigma_{ij} = (\delta_{im} + d^I u_{i,m}) d^{III}\sigma_{mj}, \quad {}^{II}\sigma_{ij} = {}^{III}\sigma_{ij} \quad (9)$$

gdzie  $d^{II}\sigma_{ij}$  jest przyrostem pierwszego tensora naprężenia Pioli-Kirchhoffa,  $\delta_{ij}$  jest deltą Kroneckera.

4) Równania kinematyczne

a) prędkość odkształcenia całkowitego:

$${}^I \dot{\varepsilon}_{ij} = {}^I \dot{\varepsilon}_{ij}^e + {}^I \dot{\varepsilon}_{ij}^p + {}^I \dot{\varepsilon}_{ij}^c + {}^I \dot{\varepsilon}_{ij}^{TH} + {}^I \dot{\varepsilon}_{ij}^F \quad (10)$$

b) intensywność prędkości odkształcenia:

$${}^I \dot{\varepsilon}_e = \left( \frac{2}{3} {}^I \mathbb{D}_e : {}^I \mathbb{D}_e \right)^{1/2} \quad (11)$$

gdzie  ${}^I \mathbb{D}_e$  jest dewiatorem tensora prędkości odkształcenia.

5) Zależność na naprężenia uplastyczniające [14]:

$${}^I \sigma_p = \sigma_p({}^I \varepsilon_e^p, {}^I \dot{\varepsilon}_e^p, {}^I T) \quad (12)$$

6) Równanie przewodnictwa Fouriera

$$\begin{aligned} \sum_k \frac{\partial}{\partial x_k} \left( {}^I \lambda \frac{\partial d^I T}{\partial x_k} \right) + d^I q_v &= \\ &= - {}^I c {}^I \rho v_{pn} \frac{\partial d^I T}{\partial x_2}, \quad x, y, z \in {}^I V \end{aligned} \quad (13)$$

gdzie  ${}^I \lambda$  i  ${}^I c$  są odpowiednio przewodnością cieplną i

ciepłem właściwym materiału części w temperaturze  ${}^tT$ ,  $d{}^tq_v$  jest przyrostem mocy wewnętrznych źródeł ciepła,  $v_{pn}$  jest prędkością posuwową elementu nagniatającego.

Równania (1) + (13) rozpatrywać należy z następującymi warunkami:

1) Warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego przy założeniu wzmocnienia izotropowego [4]:

$${}^tF = \frac{1}{2} \frac{{}^tS_{ij} {}^tS_{ij}}{{}^t\sigma_p} - \frac{1}{3} \frac{{}^t\sigma_p^2}{{}^t\sigma_p} \left( \frac{{}^t\epsilon^c}{\bar{\gamma}} + 1 \right) = 0 \quad (14)$$

gdzie  $\bar{\gamma} = \bar{\gamma}(T)$  jest parametrem lepkości materiału [18], zaś  ${}^t\epsilon^c$  jest intensywnością odkształceń lepkich według wzoru (11). 2) Warunki początkowe wyrażone dla:

a) naprężeń:

$${}^t\sigma_{ij}(x,y,z,t=0) = \sigma_{ij}^0 \quad x,y,z \in V \quad (15)$$

b) dla odkształceń:

$${}^t\epsilon_{ij}(x,y,z,t=0) = \epsilon_{ij}^0 \quad x,y,z \in V \quad (16)$$

c) dla temperatury:

$${}^tT(x,y,z,t=0) = T_0 \quad x,y,z \in V \quad (17)$$

3) Termodynamiczne warunki brzegowe wyrażone dla:

a) naprężeń [13]:

$$d{}^tp_i = a_j d{}^t\sigma_{ij} - {}^t\rho d{}^t\bar{u}_i, \quad x,y,z \in {}^t\Sigma_p \quad (18a)$$

$$d{}^tp_i = 0, \quad x,y,z \in {}^t\Sigma - {}^t\Sigma_p \quad (18b)$$

b) przemieszczeń:

$$d{}^tu_i = d{}^tu_i^0, \quad x,y,z \in {}^t\Sigma_p \quad (19)$$

c) prędkości przemieszczeń:

$${}^t v_i = {}^t v_i^0, \quad x, y, z \in {}^t \Sigma_p \quad (20)$$

c) temperatury:

$${}^t \lambda \text{ grad } {}^t T = -{}^t \alpha_1 ({}^t T - T_0), \quad x, y, z \in {}^t \Sigma_c \vee {}^t \Sigma_f \quad (21)$$

gdzie  ${}^t \alpha_1$  jest współczynnikiem przejmowania ciepła.

4) Przyrost siły tarcia w strefie kontaktu wynikający z prawa Coulomba:

$$d^t t_i = {}^t \mu d^t p_i, \quad x, y, z \in {}^t \Sigma_p \quad (22)$$

gdzie  ${}^t \mu$  jest współczynnikiem tarcia, według wzoru Ekelunda postaci [16]:

$${}^t \mu = {}^t b_1 {}^t b_2 {}^t b_3 [1,05 - 0,0005({}^t T - 273)], \quad x, y, z \in {}^t \Sigma_p \quad (23)$$

Współczynnik  $b_1$  uwzględnia materiał elementu nagniatającego (np. dla stali  $b_1 = 1,0$ ),  $b_2$  jest współczynnikiem uwzględniającym prędkość nagniatania (dla prędkości  $v_n = 0 \div 2$  m/s można przyjąć  $b_2 = 0$ ),  $b_3$  jest współczynnikiem uwzględniającym strukturę materiału przedmiotu. Na podstawie badań J. M. Cziżikowa można przyjąć, że np. dla stali ferrytycznej  $b_3 = 1,55$ , a dla stali perlityczno-martensytycznej  $b_3 = 1,3$ .

11) Przyrosty siły  $d^t F_i$  i momentu nagniatania  $d^t M$  [8]:

$$\iint_{{}^t \Sigma_p} {}^t A {}^t N d^t p_i d^t \Sigma_p = d^t F_i; \quad (24a)$$

$$\iint_{{}^t \Sigma_p} ({}^t x d^t p_z - {}^t z d^t p_x) d^t \Sigma_p = d^t M \quad (24b)$$

gdzie  ${}^t A$  jest wektorem wodzącym dowolnego punktu leżącego

na powierzchni  ${}^t\Sigma_p$ , a  ${}^tN$  jest wektorem normalnym do powierzchni  ${}^t\Sigma_p$  w tym punkcie.

## 2.3. TERMO-SPRĘŻYSTO-LEPKO-PLASTYCZNO-FAZOWY MODEL MATERIAŁOWY PRZEDMIOTU

### 2.3.1. OGÓLNE POSTACIE RÓWNANIA KONSTITUTYWNEGO

Model materiałowy powinien być tak sformułowany, aby odpowiadał szerokiej klasie materiałów obróbkowych, nagniatanych w różnych warunkach.

Przyjmijmy za [1, 4, 15] równanie konstytutywne w formie:

$${}^t\sigma_{ij} = {}^tC_{ijkl}^E {}^t\varepsilon_{kl}^e \quad (25)$$

gdzie:

$${}^tC_{ijkl}^E = {}^t\lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + {}^t\mu (\delta_{ik} \delta_{jl} - \delta_{il} \delta_{jk}) \quad (26)$$

jest tensorem Hooke'a,  ${}^t\lambda$  i  ${}^t\mu$  są stałymi Lamego według wzorów

$${}^t\lambda = \frac{{}^tE {}^t\nu}{(1 + {}^t\nu)(1 - 2 {}^t\nu)}; \quad \mu = \frac{{}^tE}{2(1 + {}^t\nu)}$$

zaś  ${}^t\nu$  jest współczynnikiem Poissona,  ${}^tE$  jest modułem Younga.

Współczynnik  ${}^t\nu$  można przyjąć równy 0,3 w temperaturze wyjściowej  $T_0$  ( $t < t_0$ ) oraz równy 0,5 w temperaturach wyższych od 873 K. Dla temperatur pośrednich wzrost ten jest liniowy, zgodnie ze wzorem [5]:

$${}^t\nu = 0,3 + 0,0004 ({}^tT - 273) \quad (27)$$

Moduł  ${}^tE$  wynosi [3]:

$${}^tE = E_0 (1 - a {}^tT - b {}^tT^2) \quad (28)$$

gdzie  $a$  i  $b$  są stałymi materiałowymi,  $\theta = {}^tT/T_{top}$  jest



temperatura w skali homologicznej,  $E_0$  jest atermicznym modułem dla temperatury 0 K.

Składową  ${}^t C_{ijkl}^E$  odkształceń sprężystych w równaniu (25) określimy ze wzoru (10).

Wyznaczając różniczkę równania (25) otrzymamy równanie konstytutywne wyrażone w przyrostach:

$$d{}^t \sigma_{ij}^{III} = {}^t C_{ijkl}^E d{}^t \varepsilon_{ij}^z + d{}^t C_{ijkl}^E {}^t \varepsilon_{ij}^z \quad (29)$$

lub dzieląc równanie (29) przez  $dt$  otrzymamy równanie konstytutywne wyrażone w prędkościach:

$${}^t \sigma_{ij}^{III} = {}^t C_{ijkl}^E {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^z + \dot{{}^t C}_{ijkl}^E {}^t \varepsilon_{ij}^z \quad (30)$$

gdzie:

$$d{}^t \varepsilon_{ij}^z = d{}^t \varepsilon_{ij} - d{}^t \varepsilon_{ij}^p - d{}^t \varepsilon_{ij}^c - d{}^t \varepsilon_{ij}^{TH} - d{}^t \varepsilon_{ij}^F \quad (31a)$$

$${}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^z = {}^t \dot{\varepsilon}_{ij} - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^p - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^c - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^{TH} - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^F \quad (31b)$$

$${}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^z = {}^t \dot{\varepsilon}_{ij} - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^p - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^c - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^{TH} - {}^t \dot{\varepsilon}_{ij}^F \quad (31c)$$

$$d{}^t C_{ijkl}^E = \frac{\partial {}^t C_{ijkl}^E}{\partial {}^t T} d{}^t T \quad (31d)$$

$${}^t \dot{C}_{ijkl}^E = \frac{\partial {}^t C_{ijkl}^E}{\partial {}^t T} {}^t \dot{T} \quad (31e)$$

zaś  ${}^t \dot{T}$  jest prędkością temperatury. Wprowadzenie przyrostu tensora  $d{}^t C_{ijkl}^E$  ma tu o tyle sens, że od czasu  $t$  do  $t+\Delta t$  może wystąpić istotna jego zmiana na wskutek zmiany temperatury w czasie. Jeżeli  ${}^t C_{ijkl}^E = \text{const}$  to  $d{}^t C_{ijkl}^E = 0$ .

Jawne postacie równań konstytutywnych otrzymamy po wyznaczeniu poszczególnych odkształceń składowych, ich przyrostów i prędkości.

## 2.3.2. ODKSZTAŁCENIA, PRZYROSTY ODKSZTAŁCENI I ICH PRĘDKOŚCI

Przyjmijmy, że materiał jest izotropowy i założmy, że nie występują zmiany objętości podczas odkształcenia plastycznego i lepkiego (wzory (5)). Oznacza to, że średni przyrost prędkości odkształcenia plastycznego i lepkiego oraz średni przyrost prędkości odkształcenia plastycznego i lepkiego są równe zero.

## A. Odkształcenia sprężyste

Zależność między odkształceniami a naprężeniami w przedziale sprężystości w czasie  $t$  może być przedstawiona w postaci:

$${}^t e_{ij}^o = \frac{1}{2} {}^t C_{ij}^o - \delta_{ij} \frac{\nu}{1+\nu} {}^t \sigma_o \quad (32)$$

gdzie  ${}^t \sigma_o$  jest naprężeniem średnim,  ${}^t G$  jest modułem Kirchhoffa.

Moduł  ${}^t G$  wynosi:

$${}^t G = \frac{{}^t E}{2(1+\nu)}$$

Związek (32) zapiszemy krócej w postaci:

$${}^t e_{ij}^o = \left[ {}^t C_{ijkl}^E \right]^{-1} {}^t \sigma_{kl} \quad (33)$$

gdzie  $\left[ {}^t C_{ijkl}^E \right]^{-1}$  jest odwrotnością tensora Hooke'a według wzoru (26).

Przyrost odkształcenia sprężystego wyniesie:

$$d^t e_{ij}^o = \left[ {}^t C_{ijkl}^E \right]^{-1} d^t \sigma_{kl} + \left[ d^t C_{ijkl}^E \right]^{-1} {}^t \sigma_{kl} \quad (34)$$

natomiast prędkość tych odkształceń:

$$\dot{e}_{ij}^o = \left[ {}^t C_{ijkl}^E \right]^{-1} \dot{\sigma}_{kl} + \left[ \dot{C}_{ijkl}^E \right]^{-1} {}^t \sigma_{kl} \quad (35)$$

Największe przyrosty odkształceń sprężystych zachodzą podczas nagniatania na zimno, natomiast w miarę wzrostu temperatury przyrosty te zmniejszają się. Z analizy literatury dotyczącej naprężeń w warstwie wierzchniej wyrobów nagniatanych [19, 22] wynika, że maksymalne naprężenia określone eksperymentalnie wynoszą:  $\sigma_x = 1000$  MPa,  $\sigma_y = 1100$  MPa i  $\sigma_z = 1250$  MPa. Więc dla  $\nu = 0,3$  oraz  $E = 2,1 \cdot 10^5$  MPa przyrosty odkształceń sprężystych obliczone ze wzoru (34) wynoszą:  $d^t \varepsilon_x^e = 0,0046$ ,  $d^t \varepsilon_y^e = 0,0052$  i  $d^t \varepsilon_z^e = 0,0061$ .

#### B. Odkształcenia termiczne

Przyrost odkształcenia wywołany temperaturą wynosi [1, 3]:

$$d^t \varepsilon_{ij}^{TH} = ({}^{t+\Delta t} \alpha - {}^t \alpha) \delta_{ij} \quad (36)$$

$\alpha$  jest współczynnikiem rozszerzalności cieplnej w temperaturze  $T$ . Największe przyrosty  $d^t \varepsilon_{ij}^{TH}$  występują podczas nagniatania na półgorąco. Przykładowo dla stali maksymalna temperatura nagniatania na półgorąco równa jest temperaturze austenitizacji ( $T = 1180$  K). Wówczas dla  $\alpha = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ deg}^{-1}$  przyrost ten wynosi  $d^t \varepsilon_{ii}^{TH} = 0,014$ .

Prędkość odkształceń termicznych wynosi:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{TH} = \dot{\alpha} \delta_{ij} \quad (37)$$

#### C. Odkształcenia fazowe

W przypadku, gdy w warstwie wierzchniej zachodzą przemiany fazowe, powstają dodatkowe składowe odkształcenia dodatnie lub ujemne. Odkształcenia te powstają na skutek zmiany objętości faz. Podczas nagniatania tocznego z prądem stali perlityczno-ferrytycznej, na skutek jej ogrzania do temperatury austenitizacji a następnie szybkiego jej chłodzenia z prędkościami większymi od prędkości krytycznej zachodzi przemiana martenzytyczna [22]. Wówczas składowe odkształcenia fazowe są dodatnie, gdyż martenzyt ma większą

objętość w porównaniu z austenitem. Składowe dodatnie odkształcenia fazowe powstają również podczas nagniatania na zimno stali martenzytyczno-austenitycznej (uprzednio hartowanych) wskutek rozpadu austenitu szczątkowego. Podczas nagniatania stali tytanowych następuje przekształcenie się fazy  $\beta$  w  $\alpha$  o mniejszej objętości. Powstają wówczas fazowe odkształcenia ujemne.

Przyrost odkształcenia wywołany przemianą fazową równy jest przyrostowi odkształcenia liniowego  $d^t \kappa$ , zatem:

$$d^t \varepsilon_{ij}^F = d^t \kappa \delta_{ij} = \frac{1}{3} \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right) \delta_{ij} \quad (38)$$

gdzie  $\rho_1$  jest gęstością starej a  $\rho_2$  nowej fazy.

Przykładowo przyrost ten dla przemiany alotropowej  $\alpha\text{-Fe} \rightarrow \gamma\text{-Fe}$ , przy  $\rho_1 = 7,682 \text{ gcm}^{-3}$  i  $\rho_2 = 7,764 \text{ gcm}^{-3}$  wynosi  $d^t \varepsilon_{ii}^F = -0,0035$ .

Prędkość odkształceń fazowych wynosi:

$$\frac{d^t \varepsilon_{ij}^F}{dt} = \dot{\kappa} \delta_{ij} \quad (39)$$

#### D. Odkształcenia lepkie

Do określenia składowej odkształceń lepkich należy zastosować odpowiednie prawo peizania. Za [1, 15] przyjęto teorię wzmocnienia od czasu. Wówczas:

$$\frac{d^t \varepsilon_{ij}^c}{dt} = \dot{\kappa}_1 \frac{d^t \varepsilon_{ij}^c}{dt} t \quad (40)$$

gdzie  $\dot{\kappa}_1$  jest parametrem obliczanym ze wzoru:

$$\dot{\kappa}_1 = \frac{2}{3} \frac{\frac{d^t \varepsilon_{ij}^c}{dt}}{\frac{d^t \sigma_{ij}}{dt}} \quad (41)$$

zaś  $\frac{d^t \varepsilon_{ij}^c}{dt}$  jest intensywnością prędkości odkształceń lepkich według wzoru (11).

Przyrost odkształceń lepkich wynosi więc:

$$d^t \epsilon_{ij}^c = {}^t \kappa_{ij} {}^t S_{ij} d^t t \quad (42)$$

zaś ich prędkość:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^c = \dot{\kappa}_{ij} {}^t S_{ij} \quad (43)$$

#### E. odkształcenia plastyczne

Plastyczny przyrost odkształcenia  $d^t \epsilon_{ij}^p$  wyznaczmy z potencjału plastycznego  ${}^t f$ . W przypadku umocnienia izotropowego powierzchnia płynięcia w procesie obciążania rozszerza się równomiernie, a funkcja  ${}^t f$  zależy od drugiego i trzeciego niezmiennika dewiatora naprężeń. Do funkcji  ${}^t f$  za [15] włączamy tylko drugi niezmiennik dewiatora naprężeń, co jest równoważne z wykorzystaniem kryterium Hubera-Misesa-Hencky'ego w teorii plastyczności. Dla ogólności rozważań przyjmijmy, że funkcja  ${}^t f$  zależy ponadto od parametru wzmocnienia Odqvista  ${}^t q$ , intensywności prędkości odkształceń  ${}^t \dot{\epsilon}_0$  i temperatury  ${}^t T$ . Zatem powierzchnię płynięcia czynno-bierną na pewnym etapie procesu czynnego, określa równanie:

$${}^t f({}^t S_{ij}, {}^t q, {}^t \dot{\epsilon}_0, {}^t T) = 0 \quad (44)$$

Jeżeli funkcja  ${}^t f$  jest potencjałem, to musi spełniać warunek ortogonalności wektora przyrostu odkształcenia  $d^t \epsilon_{ij}^p$  i wektora prędkości odkształcenia  $\dot{\epsilon}_{ij}^p$  do powierzchni potencjału  ${}^t f = 0$ . Analitycznie warunki te można zapisać zależnościami (6) i (7).

W celu wyznaczenia mnożnika  $d^t \lambda$  w zależności (6) wyrazimy funkcję płynięcia (44) w postaci różniczkowej:

$$d^t f = \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} d^t S_{ij} + \frac{\partial^t f}{\partial^t q} d^t q + \frac{\partial^t f}{\partial^t \dot{\epsilon}_0} d^t \dot{\epsilon}_0 + \frac{\partial^t f}{\partial^t T} d^t T = 0 \quad (45)$$

Parametr Odqvista wynosi:

$${}^t q = \int_0^{{}^t \varepsilon_{ij}^P} d^t \varepsilon_{ij}^P = \int_0^{{}^t \varepsilon_{ij}^P} d^t \varepsilon_{ij}^P = {}^t \varepsilon_{ij}^P = {}^t \varepsilon_{ij}^P \quad (46)$$

zatem  $d^t q = d^t \varepsilon_{ij}^P$  lub  $d^t q = d^t \varepsilon_{ij}^P$ , gdzie  $d^t \varepsilon_{ij}^P$  jest intensywnością przyrostu odkształceń plastycznych według wzoru (4).

Przyjmijmy, że  $d^t q = d^t \varepsilon_{ij}^P$ . Po podstawieniu do wzoru (4) zależności (6), (podstawienie takie jest możliwe, gdyż tensor odkształceń plastycznych pokrywa się z dewiatorem [15]), otrzymamy:

$$d^t \varepsilon_{ij}^P = d^t \lambda \left( \frac{2}{3} \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} \right)^{1/2} \quad (47)$$

Wykorzystując zależności (6), (29), (31) i (47) w różniczkę (45) mamy:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} {}^t C_{ijkl}^E (d^t \varepsilon_{ij} - d^t \lambda \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} - d^t \varepsilon_{ij}^c - d^t \varepsilon_{ij}^{TH} - d^t \varepsilon_{ij}^F) + \\ & + \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} d^t C_{ijkl}^E {}^t \varepsilon_{ij}^e + \frac{\partial^t f}{\partial^t \varepsilon_{ij}^P} d^t \lambda \left( \frac{2}{3} \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} \right)^{1/2} + \\ & + \frac{\partial^t f}{\partial^t \varepsilon_{ij}^P} d^t \varepsilon_{ij}^e + \frac{\partial^t f}{\partial^t T} d^t T = 0 \end{aligned} \quad (48)$$

Pochodne występujące w równaniu (48) wyznaczmy z warunku plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego (14) przy założeniu, że  ${}^t F \equiv {}^t f$ . Stąd:

$$\begin{aligned} \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} &= {}^t S_{ij}; & \frac{\partial^t f}{\partial^t \varepsilon_{ij}^P} &= \frac{\partial^t f}{\partial^t \sigma_{ij}^P} \frac{\partial^t \sigma_{ij}^P}{\partial^t \varepsilon_{ij}^P} = -\frac{2}{3} {}^t \sigma_{ij}^P \frac{\partial^t \sigma_{ij}^P}{\partial^t \varepsilon_{ij}^P}; \\ \frac{\partial^t f}{\partial^t \varepsilon_{ij}^P} &= -\frac{2}{3} {}^t \sigma_{ij}^P \frac{\partial^t \sigma_{ij}^P}{\partial^t \varepsilon_{ij}^P}; & \frac{\partial^t f}{\partial^t T} &= -\frac{2}{3} {}^t \sigma_{ij}^P \frac{\partial^t \sigma_{ij}^P}{\partial^t T}; \end{aligned} \quad (49)$$

gdzie:

$${}^t\sigma_{\bullet} = {}^t\sigma_p \left( \frac{{}^t\epsilon^c}{\gamma} + 1 \right)^{1/2} \quad (50)$$

Po podstawieniu powyższych wzorów do równania (48) oraz uwzględniając zależność:

$$\left( \frac{3}{2} {}^tS_{ij} {}^tS_{ij} \right)^{1/2} = {}^t\sigma_{\bullet} = {}^t\sigma_0 \quad (51)$$

gdzie  ${}^t\sigma_{\bullet}$  jest intensywnością naprężeń, otrzymamy równanie, w którym niewiadomą jest mnożnik  $d^t\lambda$ . Rozwiązując to równanie względem  $d^t\lambda$  otrzymamy:

$$\begin{aligned} d^t\lambda = & \left[ {}^tS_{ij} {}^tC_{ijkl}^E (d^t\epsilon_{ij} - d^t\epsilon_{ij}^c - d^t\epsilon_{ij}^{TH} - d^t\epsilon_{ij}^P) \right] + \\ & + {}^tS_{ij} d^tC_{ijkl}^E {}^t\epsilon_{kl}^0 - \frac{2}{3} {}^t\sigma_{\bullet} \left( \frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial {}^t\epsilon_{ij}^P} d^t\epsilon_{ij}^P + \frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial T} d^tT \right) / m_1 \end{aligned} \quad (52)$$

gdzie:

$$m_1 = {}^tS_{ij} {}^tC_{ijkl}^E {}^tS_{ij} - \frac{4}{9} {}^t\sigma_{\bullet}^2 \frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial {}^t\epsilon_{ij}^P} \quad (53)$$

Pochodne  $\frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial {}^t\epsilon_{ij}^P}$ ,  $\frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial {}^t\epsilon_{ij}^P}$  i  $\frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial T}$  wyznacza się wykorzystując równanie

(12) i zależność (50).

Jeżeli za parametr Odqvista przyjmiemy  $d^tq = d^t\epsilon_{ij}^P$ , wówczas postępując analogicznie jak wyżej otrzymamy następującą zależność na  $d^t\lambda$ :

$$\begin{aligned} d^t\lambda = & \left[ {}^tS_{ij} {}^tC_{ijkl}^E (d^t\epsilon_{ij} - d^t\epsilon_{ij}^c - d^t\epsilon_{ij}^{TH} - d^t\epsilon_{ij}^P) \right] + \\ & + {}^tS_{ij} d^tC_{ijkl}^E {}^t\epsilon_{kl}^0 - \frac{2}{3} {}^t\sigma_{\bullet} \left( \frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial {}^t\epsilon_{ij}^P} d^t\epsilon_{ij}^P + \frac{\partial {}^t\sigma_{\bullet}}{\partial T} d^tT \right) / m_2 \end{aligned} \quad (54)$$

gdzie:

$${}^t m_2 = \frac{{}^t S_{ij}}{{}^t \varepsilon_{ij}} \frac{{}^t C_{ijkl}^E}{{}^t \varepsilon_{ijkl}} \frac{{}^t S_{ij}}{{}^t \varepsilon_{ij}} - \frac{2}{3} \frac{{}^t \sigma_0}{{}^t \varepsilon_0} \frac{\partial {}^t \sigma_0}{\partial {}^t \varepsilon_{ij}^P} \frac{{}^t S_{ij}}{{}^t \varepsilon_{ij}} \quad (55)$$

Podstawiając mnożniki Lagrange'a według wzorów (52) lub (54) do warunku (6) otrzymuje się wzory na przyrost odkształcenia plastycznego. Maksymalny przyrost odkształcenia, w konwekcyjnym układzie współrzędnych, jest rzędu  $d \varepsilon_{ij}^P \cong 2$ .

W celu wyznaczenia prędkości odkształcenia plastycznego wykorzystamy warunek (7). Występujący w nim mnożnik  ${}^t \lambda$  wyznaczmy z zależności (52) lub (54) po ich podzieleniu przez  $dt$ , wówczas:

$$\begin{aligned} {}^t \lambda = & \left[ \frac{{}^t S_{ij}}{{}^t \varepsilon_{ij}} \frac{{}^t C_{ijkl}^E}{{}^t \varepsilon_{ijkl}} ({}^t \dot{\varepsilon}_{ij} - \frac{{}^t \varepsilon_0^c}{{}^t \varepsilon_{ij}} - \frac{{}^t \varepsilon_0^{TH}}{{}^t \varepsilon_{ij}} - \frac{{}^t \varepsilon_0^F}{{}^t \varepsilon_{ij}}) + \right. \\ & \left. + \frac{{}^t S_{ij}}{{}^t \varepsilon_{ij}} \frac{{}^t C_{ijkl}^E}{{}^t \varepsilon_{ijkl}} \frac{{}^t \varepsilon_0^e}{{}^t \varepsilon_{kl}} - \frac{2}{3} \frac{{}^t \sigma_0}{{}^t \varepsilon_0} \left( \frac{\partial {}^t \sigma_0}{\partial {}^t \varepsilon_0^P} \frac{{}^t \varepsilon_0^P}{{}^t \varepsilon_0} + \frac{\partial {}^t \sigma_0}{\partial T} {}^t T \right) \right] / m_i \quad (56) \end{aligned}$$

gdzie  ${}^t m_i = {}^t m_1$  według wzoru (53) lub  ${}^t m_i = {}^t m_2$  według wzoru (55),  $\frac{{}^t \varepsilon_0^P}{{}^t \varepsilon_0}$  jest intensywnością przyspieszeń odkształceń plastycznych.

Równania (1) + (13) wraz z warunkami (14) + (24) oraz zależnościami (25) + (56) stanowią poszukiwany model procesu powierzchniowego nagniatania tocznego. Ścisłe rozwiązanie analityczne tego modelu nie jest możliwe. W celu jego rozwiązania wprowadzone zostanie odpowiednie sformułowanie wariacyjne (w którym wykorzystane zostaną powyższe równania i warunki), a następnie przedstawiony zostanie sposób dyskretyzacji otrzymanego funkcjonału za pomocą metody elementów skończonych.



## 3. WARIACYJNE SFORMUŁOWANIE ZAGADNIENIA KONTAKTOWEGO

Funkcjonał wariacyjny  $\delta J_E$  będący wariacją przyrostowej energii całkowitej w czasie  $t+\Delta t$  w stosunku do znanej konfiguracji odniesienia w czasie  $t$  ma postać:

$$\begin{aligned} \delta J_E = & \int_{t_V} {}^t\rho d^t\dot{u}_i \delta(d^t u_i) d^tV + \int_{t_V} \alpha {}^t\rho d^t\ddot{u}_i \delta(d^t u_i) d^tV + \\ & + \int_{t_V} \beta {}^tC_{ijkl}^E d^t\dot{e}_i \delta(d^t e_{kl}) d^tV + \int_{t_V} {}^t\tau_{ij} \delta(d^t e_{ij}) d^tV + \\ & + \int_{t_V} d^{III}\sigma_{ij} \delta(d^t e_{ij}) d^tV - \int_{t_V} {}^t\rho d^t r_i \delta(d^t u_i) d^tV + \\ & - \int_{t_{\Sigma_P}} d^t \hat{p}_i \delta(d^t u_i) d^t \Sigma_P \end{aligned} \quad (57)$$

gdzie  $\delta$  jest wariacją,  ${}^t\tau_{ij}$  oznacza tensor naprężenia Cauchy'ego na konfiguracji  ${}^tC$ ,  $d^{III}\sigma_{ij}$  oznacza przyrost tensora Pioli-Kirchhoffa w konfiguracji  ${}^tC$ ,  $\alpha$  i  $\beta$  są stałymi współczynnikami proporcjonalności.

Wykorzystując w funkcyjale (57) zależności (2), (3) i (29) oraz stosując następujące przybliżenie (por. 3):

$$d^t e_{ij} d^{III}\sigma_{ij} = d^t e_{ij} d^{III}\sigma_{ij} \quad (58)$$

po odpowiednich przekształceniach otrzymamy:

$$\begin{aligned} \delta J_E = & \int_{t_V} {}^t\rho d^t\dot{u}_i \delta(d^t u_i) d^tV + \alpha \int_{t_V} {}^t\rho d^t\ddot{u}_i \delta(d^t u_i) d^tV + \\ & + \beta \int_{t_V} {}^tC_{ijkl}^E d^t\dot{e}_i \delta(d^t e_{kl}) d^tV + \int_{t_V} {}^t\tau_{ij} \delta(d^t e_{ij}) d^tV + \\ & + \int_{t_V} \delta(d^t e_{ij}) d^t C_{ijkl}^E {}^t e_{kl}^z d^tV + \int_{t_V} \delta(d^t e_{ij}) {}^t C_{ijkl}^E d^t e_{kl}^z d^tV + \end{aligned}$$

$$- \int_{t_V} {}^t \rho \Delta {}^t f_i \delta (d {}^t u_i) d {}^t V - \int_{t_{\Sigma_P}} \Delta {}^t \hat{p}_i \delta (d {}^t u_i) d {}^t \Sigma \quad (59)$$

Funkcjonał (59) stanowi punkt wyjścia do dyskretyzacji rozważanego problemu za pomocą metody elementów skończonych.

#### 4. DYSKRETYZACJA ZAGADNIENIA WARIACYJNEGO ZA POMOCĄ METODY ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH

Przedmiot i element nagiatający podzielono na prostopadłościennie elementy skończone o podstawie trójkąta, o objętości  $V^e = h_1 h_2$  (rys. 3). Przy założeniu, że elementy te są izoparametryczne, odkształcenia oraz przyrosty przemieszczeń, odkształceń, prędkości przemieszczeń, prędkości odkształceń i przyspieszeń materiału części możemy zapisać w formie [9]:

$$\{\Delta {}^t u\} = [{}^t N] \{\Delta {}^t q\} = [I {}^t N_i, I {}^t N_j, I {}^t N_m] \{\Delta {}^t q\} \quad (60a)$$

$$\{\Delta {}^t \dot{u}\} = [{}^t N] \{\Delta {}^t \dot{q}\} \quad (60b)$$

$$\{\Delta {}^t \ddot{u}\} = [{}^t N] \{\Delta {}^t \ddot{q}\} \quad (60c)$$

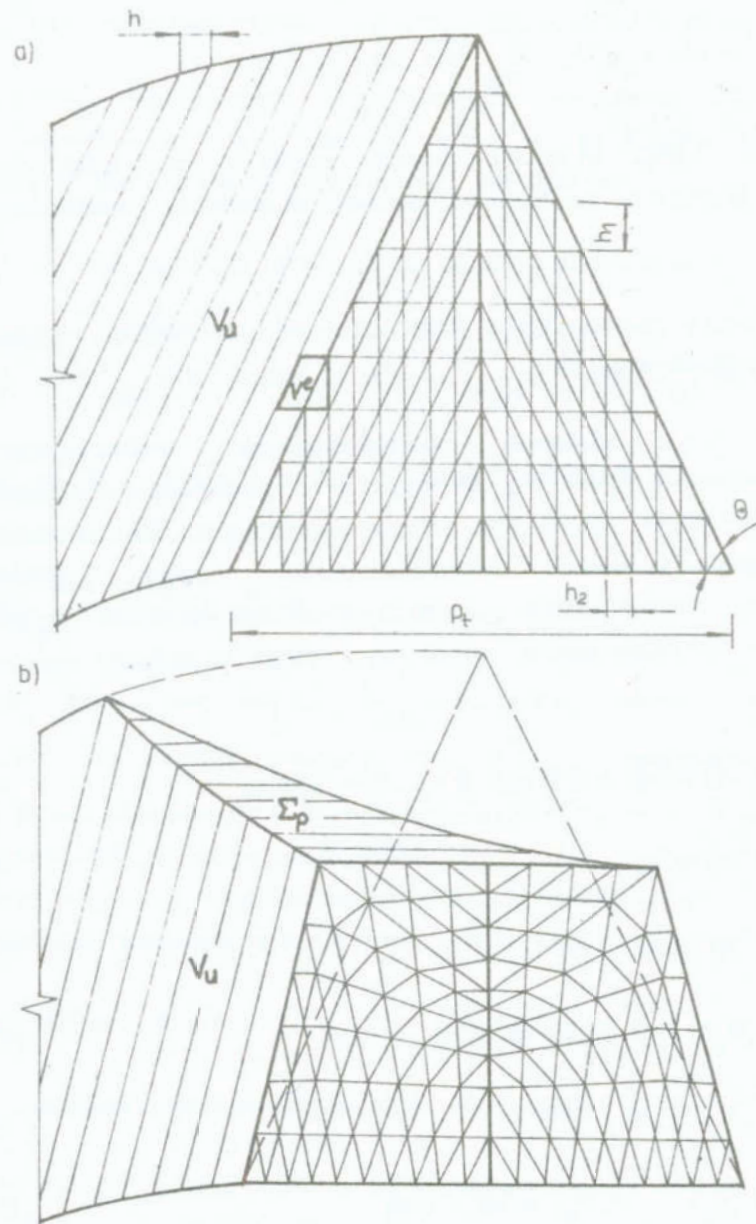
$$\{\Delta {}^t \varepsilon\} = ([{}^t B_L] + [{}^t B_N] \{\Delta {}^t q\}^T) \{\Delta {}^t q\} \quad (60d)$$

$$\{\Delta {}^t e\} = [{}^t B_L] \{\Delta {}^t q\} \quad (60e)$$

$$\{\Delta {}^t \dot{\varepsilon}\} = ([{}^t B_L] + [{}^t B_N] \{\Delta {}^t q\}^T) \{\Delta {}^t \dot{q}\} \quad (60f)$$

$$\{\Delta {}^t \dot{e}\} = ([{}^t B_L] + [{}^t B_N] \{\Delta {}^t q\}^T) \{\Delta {}^t \dot{q}\} \quad (60g)$$

gdzie  $\{\Delta {}^t q\}$ ,  $\{\Delta {}^t \dot{q}\}$  i  $\{\Delta {}^t \ddot{q}\}$  są wektorami kolumnowymi przyrostów odpowiednio przemieszczeń (przy dyskretyzacji operatory nieskończenie małych przyrostów  $d$  zastępujemy różnicami  $\Delta$ ), prędkości i przyspieszeń punktów węzłowych,  $I$  jest diagonalną macierzą jednostkową  $3 \times 3$  (dla stanów przestrzennych) lub  $2 \times 2$



Rys. 3. Schemat dyskretyzacji nierówności powierzchni przedmiotu. Sytuacja przed (a) i w trakcie nagniatania (b)

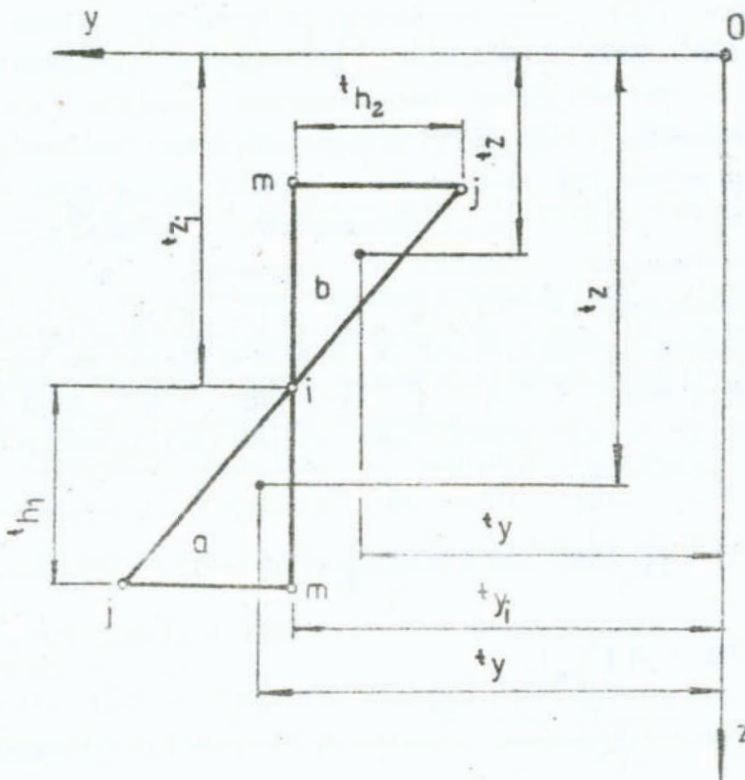
Fig. 3. Scheme of digitization of the workpiece surface unevenness. The state before (a), and during burnishing (b)

(dla stanów płaskich),  $[{}^tN]$  jest macierzą kształtu elementów skończonych, natomiast  $[{}^tB_L]$  i  $[{}^tB_N]$  są odpowiednio liniową i nieliniową macierzą odkształceń [1, 23].

Funkcje  ${}^tN_i$ ,  ${}^tN_j$  i  ${}^tN_m$  występujące w macierzy kształtu mają w układzie lokalnym Oxyz następującą postać [9]:

$${}^tN_i = 1 \frac{{}^tz - {}^tz_l}{{}^th_1}; \quad {}^tN_j = 1 \frac{{}^ty_l - {}^ty}{{}^th_2}; \quad {}^tN_m = 1 - {}^tN_i - {}^tN_j \quad (61)$$

gdzie  ${}^ty_l$  i  ${}^tz_l$  są współrzędnymi wierzchołka oznaczonego przez  $i$ ,  ${}^ty$  i  ${}^tz$  są współrzędnymi punktu leżącego wewnątrz rozpatrywanego elementu, zaś  $l = -1$  dla elementu "a" oraz  $l = 1$  dla elementu "b" (rys. 4).



Rys. 4. Sposób oznaczenia elementu skończonego

Fig. 4. Finite element designation method

Wykorzystajmy w funkcjonale (59) formę dyskretyzacji zapisaną schematycznie równaniami (60) oraz zastosujmy zasadę stacjonarności przyrostowej energii całkowitej, tj.  $\delta J_{\Sigma} = 0$ . Dla układu składającego się z  $n$  elementów otrzymujemy układ równań różniczkowych zwyczajnych rzędu II opisujących nieliniowy problem nieliniowej dynamiki ciała dyskretyzowanego. Układ ten zapisany w formie macierzowej ma postać:

$$\begin{aligned} [{}^tM] \{{}^{t+\Delta t} \ddot{r}\} + [{}^tC] \{{}^{t+\Delta t} \dot{r}\} + [{}^tK] \{\Delta^t r\} &= \\ &= \{\Delta^t R\} - \{\Delta^t F\} + \{{}^tQ\} \end{aligned} \quad (62)$$

gdzie  $[{}^tM]$  jest macierzą masy układu,  $[{}^tC]$  jest macierzą tłumienia układu,  $[{}^tK]$  jest macierzą sztywności układu w czasie  $t$ ,  $\{\Delta^t R\}$  jest wektorem kolumnowym przyrostów uogólnionych sił zewnętrznych działających poprzez węzły elementów skończonych, zaś  $\{\Delta^t F\}$  jest wektorem kolumnowym przyrostu uogólnionych sił węzłowych w wyniku przyrostu sił wewnętrznych tj. sił od odkształceń początkowych, plastycznych, termicznych, lepkich i fazowych,  $\{{}^tQ\}$  jest wektorem sił węzłowych,  $\{{}^{t+\Delta t} \ddot{r}\}$ ,  $\{{}^{t+\Delta t} \dot{r}\}$ ,  $\{\ddot{r}\}$ ,  $\{\dot{r}\}$ ,  $\{\Delta^t r\}$  są wektorami kolumnowymi wynikającymi z transformacji wektorów kolumnowych odpowiednio  $\{{}^{t+\Delta t} \ddot{q}\}$ ,  $\{{}^{t+\Delta t} \dot{q}\}$ ,  $\{\ddot{q}\}$ ,  $\{\dot{q}\}$ ,  $\{\Delta^t q\}$  z układów lokalnych do układu globalnego. Te wektory i macierze mają następujące postacie:

$$[{}^tM] = \sum_{(n)} [{}^tA]^T \left[ \int_{t_V} [{}^tN]^T \rho [{}^tN] d^tV \right] [{}^tA] \quad (63)$$

$$[{}^tC] = \alpha [{}^tM] + \beta [{}^tK_N] \quad (64)$$

$$[{}^tK] = [{}^tK_L] + [{}^tK_N] \quad (65)$$

$$\{\Delta^t R\} = \sum_{(n)} [{}^tA]^T \left[ \int_{t_{\Sigma_P}} [{}^tN]^T \{\Delta^t \hat{p}\} d^t\Sigma_P + \right.$$

$$+ \int_{t_V} {}^t \rho [{}^t N]^T \{\Delta^t f\} d^t V \quad [{}^t A] \quad (66)$$

$$\{\Delta^t F\} = \sum_{(n)} [{}^t A]^T \left[ \int_{t_{\Sigma_P}} [{}^t B_L]^T \left( \{t^t \tau\} - [{}^t C^E]^T \{\Delta^t e^{pcTHF}\} + \right. \right. \\ \left. \left. + [\Delta^t C^E]^T \{t^t e^z\} \right) d^t V \right] [{}^t A] \quad (67)$$

$$\{t^t Q\} = [{}^t M] \{t^t r\} + [{}^t C] \{t^t f\} \quad (68)$$

gdzie:

$$[{}^t K_L] = \sum_{(n)} [{}^t A]^T \left( \int_{t_V} [{}^t B_L]^T [{}^t C^E] [{}^t B_L] d^t V \right) [{}^t A] \quad (69a)$$

jest liniową macierzą sztywności układu

$$[{}^t K_N] = \sum_{(n)} [{}^t A]^T \left( \int_{t_V} [{}^t B_N]^T \{t^t \tau\} d^t V \right) [{}^t A] \quad (69b)$$

jest nieliniową macierzą sztywności układu, zaś

$$\{\Delta^t e_{ij}^{pcTHF}\} = \{\Delta^t e_{ij}^P\} + \{\Delta^t e_{ij}^C\} + \{\Delta^t e_{ij}^{TH}\} + \{\Delta^t e_{ij}^F\} \quad (70)$$

$\{t^t e_{ij}^z\}$  jest określone wzorem (31b),  $\{t^t \tau\}$  jest wektorem kolumnowym naprężeń Cauchy'ego, znak T oznacza transpozycję macierzy,  $[{}^t A]$  jest macierzą transformacji układów lokalnych do układu globalnego w czasie t.

Powyższe macierze i wektory tworzone są według zasad podanych w literaturze, np. w [1, 23].

Równanie (13) przyjmuje postać [2]:

$$[A] \{\Delta^t T\} + [B] = 0 \quad (71)$$

gdzie  $[A]$  i  $[B]$  są macierzami współczynników a  $\{\Delta^t T\}$  jest wektorem kolumnowym przyrostu temperatury układu.

## 5. NAPRĘŻENIA W WARSTWIE WIERZCHNIEJ

Stan naprężeń chwilowych w trakcie nagniatania tocznego ciała umacniającego się i stan naprężeń wynikowych po procesie jest niejednorodny [22]. Zatem ich określenie wymaga wyznaczenia składowych  $\sigma_{ij}$  tensora naprężeń jako funkcji współrzędnych rozpatrywanego punktu i czasu. Wartość naprężeń chwilowych w warstwie wierzchniej w czasie  $t+\Delta t \leq t_M$  można określić stosując następującą procedurę obliczeń i akumulacji naprężeń:

- a) składowe wektora kolumnowego drugiego naprężenia Pioli-Kirchhoffa, charakteryzujący stan naprężenia w chwili  $t+\Delta t$ , zdefiniowany na konfiguracji  ${}^tC$  przez składowe w układzie współrzędnych w czasie  $t$  mają postać:

$$\begin{aligned} \{ {}^{t+\Delta t} \sigma \} &= \{ {}^t \tau \} + [ {}^t C^E ] \left( [ {}^t B_L ] + [ {}^t B_N ] \{ \Delta^t q \}^T \right) \{ \Delta^t q \} + \\ &- [ {}^t C^E ] \{ \Delta^t \epsilon^{pCTHF} \} + \{ {}^t \sigma^0 \} + [ \Delta^t C^E ] \left( [ {}^t B_L ] + \right. \\ &\left. + [ {}^t B_N ] \{ \Delta^t q \}^T \right) \{ \Delta^t q \} - \{ {}^t \epsilon^{pCTHF} \} \end{aligned} \quad (72a)$$

gdzie  $\{ {}^t \sigma^0 \}$  jest wektorem kolumnowym naprężeń pozostałych po obróbce poprzedzającej nagniatanie odniesiony do konfiguracji w czasie  $t$ .

- b) składowe wektora naprężenia dane zależnością (72a) transformujemy do układu współrzędnych w czasie  $t+\Delta t$ , zgodnie ze wzorem:

$$\{ {}^{t+\Delta t} \sigma \} = {}_{t+\Delta t}^t J [ {}^{t+\Delta t} U ] \{ {}^t \sigma \} [ {}^{t+\Delta t} U ]^T \quad (72b)$$

gdzie  ${}_{t+\Delta t}^t J$  jest stosunkiem gęstości masy w czasie  $t$  do gęstości masy w czasie  $t+\Delta t$  ( ${}_{t+\Delta t}^t J = {}^t \rho / {}^{t+\Delta t} \rho$ ),  $[ {}^{t+\Delta t} U ]$  jest macierzą transformacji układu współrzędnych w czasie  $t$  do układu współrzędnych w czasie  $t+\Delta t$ .

Analogicznie, naprężenia wynikowe, pozostałe w warstwie

wierzchniej po procesie nagniatania ( $t \gg t_M$ ) wyniosą:

$$\left\{ \begin{matrix} t+\Delta t \\ t+\Delta t \end{matrix} \right\}^R = \left\{ \begin{matrix} t_M \\ t+\Delta t \end{matrix} \right\}^J \left[ \begin{matrix} t+\Delta t \\ t_M \end{matrix} \right]^U \left\{ \begin{matrix} t+\Delta t \\ t_M \end{matrix} \right\}^I \left[ \begin{matrix} t+\Delta t \\ t_M \end{matrix} \right]^U^T \quad (73a)$$

gdzie  $\left\{ \begin{matrix} t+\Delta t \\ t_M \end{matrix} \right\}^I$  jest wektorem kolumnowym drugiego naprężenia Pioli-Kirchhoffa, charakteryzujący stan naprężenia w chwili  $t+\Delta t$ , zdefiniowany na konfiguracji w czasie  $t_M$ , obliczanym ze wzoru:

$$\left\{ \begin{matrix} t+\Delta t \\ t_M \end{matrix} \right\}^I = \left\{ \begin{matrix} t_M \\ t_M \end{matrix} \right\}^T - [{}^t C^E] \{ \Delta \varepsilon^{cTHF} \} - [ \Delta {}^t C^E ] \{ \varepsilon^{cTHF} \} \quad (73b)$$

Ponieważ przyrosty przemieszczeń i przyrosty odkształceń obliczane są w sposób przybliżony, do obliczenia naprężeń według zależności (72) i (73) zastosowano metody iteracyjne. Po każdym kroku iteracji sprawdzano warunek plastyczności (14).

## 6. GŁÓWNA SIŁA NAGNIATANIA I MOMENT NAPEŁDOWY

Wypadkowa siła nagniatania tocznego wynosi [8]:

$$F = (F_x^2 + F_y^2 + F_z^2)^{1/2} \quad (74)$$

gdzie  $F_x$  jest siłą styczną,  $F_y$  jest siłą osiową (wzdłużną),  $F_z$  jest siłą normalną (odporową), zwaną również główną siłą nagniatania (rys. 1).

Siła  $F_z$  podczas nagniatania z elastycznym dociskiem elementu nagniatającego jest parametrem technologicznym obróbki. Znajomość wartości tej siły jest między innymi niezbędna do uzyskania wyrobu o zamierzonej jakości technologicznej. Wykorzystując formę dyskretyzacji za pomocą metody elementów skończonych zależność na  $F_z$  zapiszemy w postaci:

$$F_z = \sum_{t=c}^{t=t_M} {}^t F_z \quad (75)$$



gdzie:

$${}^tF_z = \sum_{(l_n)_p} [({}^tP_z^{(e)} \pm {}^t t_z^{(e)}) {}^t \Sigma_p^{(e)}] \quad (76)$$

Moment napędowy M wynosi:

$$M = \sum_{t=c}^{t=l_M} {}^t M \quad (77)$$

gdzie:

$${}^t M = \sum_{(l_n)_p} \{ [({}^t P_z^{(e)} \pm {}^t t_z^{(e)}) {}^t x^{(e)} + \\ - ({}^t P_x^{(e)} \pm {}^t t_x^{(e)}) {}^t z^{(e)}] {}^t \Sigma_p^{(e)} \} \quad (78)$$

We wzorach (76) i (77)  ${}^t p_x^{(e)}$ ,  ${}^t p_z^{(e)}$ ,  ${}^t t_x^{(e)}$  i  ${}^t t_z^{(e)}$  są składowymi na oś x lub z, jednostkowych sił odpowiednio nacisku i tarcia działających na rozpatrywany element powierzchniowy w czasie t,  ${}^t \Sigma_p^{(e)}$  jest powierzchnią tego elementu,  $l_n$  jest liczbą elementów powierzchniowych w czasie t, zaś  ${}^t x^{(e)}$  i  ${}^t z^{(e)}$  są odległościami rozpatrywanego elementu powierzchniowego odpowiednio od płaszczyzn yz i xy.

Pole obszaru  $\Sigma_p$  niezbędne do obliczenia pól  ${}^t \Sigma_p$  i  ${}^t \Sigma_p^{(e)}$  można obliczyć ze wzorów wyprowadzonych w pracy [10].

## 7. OBLICZENIA NUMERYCZNE

Wykorzystując przedstawione postępowanie przeprowadzono obliczenia rozkładu wypadkowych naprężeń chwilowych - w czasie nagniatania oraz rozkładu naprężeń wynikowych po procesie. Obliczono również wartość głównej siły nagniatania  $F_z$ . Rozważono przypadek elastycznego nagniatania tocznego z prądem [19] części typu wałek ze stali 55 normalizowanej. Powierzchnię wałka pod nagniatanie toczono na wymiar  $\phi 30h7$  uzyskując zdeterminowany, okresowy profil chropowatości o następujących parametrach (rys. 1c):  $R_z = 0,100$  mm,  $\theta_1 = \theta_2 = 45^\circ$ ,  $r_v = 0$  i

$S_m = 0,2$  mm. Nagniatanie realizowano krążkiem o wymiarach:  $D_o = 60$  mm,  $R = 0,3$  mm,  $b = 1,2$  mm, w jednym przejściu w warunkach zapewniających płaski stan odkształcenia [7]. Parametry technologiczne nagniatania łocznego z prądem wynoszą:  $p_n = 1,2$  mm/obr,  $v_n = 0,95$  m/s,  $I = 600$  A. Wartość głównej siły nagniatania powinna być tak dobrana, aby zapewnić wymaganą głębokość nagniatania  $g = 0,05$  mm.

Obliczenia komputerowe prowadzono w Département De Mécanique Des Solides Ecole Centrale de Lyon.

Obliczenia pól naprężeń poprzedzono obliczeniami pól temperatur z układu równań (71) na zadanym polu odkształceń i prędkości odkształceń, według metody podanej w pracy [6]. Po obliczeniu pól temperatur obliczano przyrosty przemieszczeń punktów węzłowych. Po zastosowaniu do układu równań (62) metody Newmarka i zmodyfikowanej metody Newtona-Raphsona zagadnienie sprowadza się do iteracyjnego rozwiązania układu  $n$  równań:

$$[{}^tK^*]^{(\tau)} \{\Delta^t r\}^{(i)} = \{\Delta^t R\} - \{\Delta^t F(\Delta r^{(i-1)})\} - \{\Delta^t Q^*\} \quad (79)$$

przy warunkach początkowych (15) i (16) oraz brzegowych (18) + (20). W równaniu (79)  $[{}^tK^*]^{(\tau)}$  jest efektywną macierzą sztywności, która pozostaje stała w trakcie procesu iteracyjnego, a  $\tau$  odpowiada pewnej wybranej, ustalonej chwili poprzedzającej rozpatrywany krok,  $\{\Delta^t Q^*\}$  jest efektywnym wektorem obciążenia.  $[{}^tK^*]$  i  $\{\Delta^t Q^*\}$  określone są wzorami:

$$[{}^tK^*] = [{}^tK] + a_0 [{}^tM] + a_1 [{}^tC] \quad (80)$$

$$\{\Delta^t Q^*\} = (a_2 \{\dot{r}\} + a_3 \{\ddot{r}\})[{}^tM] + (a_4 \{\dot{r}\} + a_5 \{\ddot{r}\})[{}^tC] + [{}^tK] \{r\} \quad (81)$$

gdzie  $a_0, \dots, a_5$  są stałymi całkowania zdefiniowane wzorami:

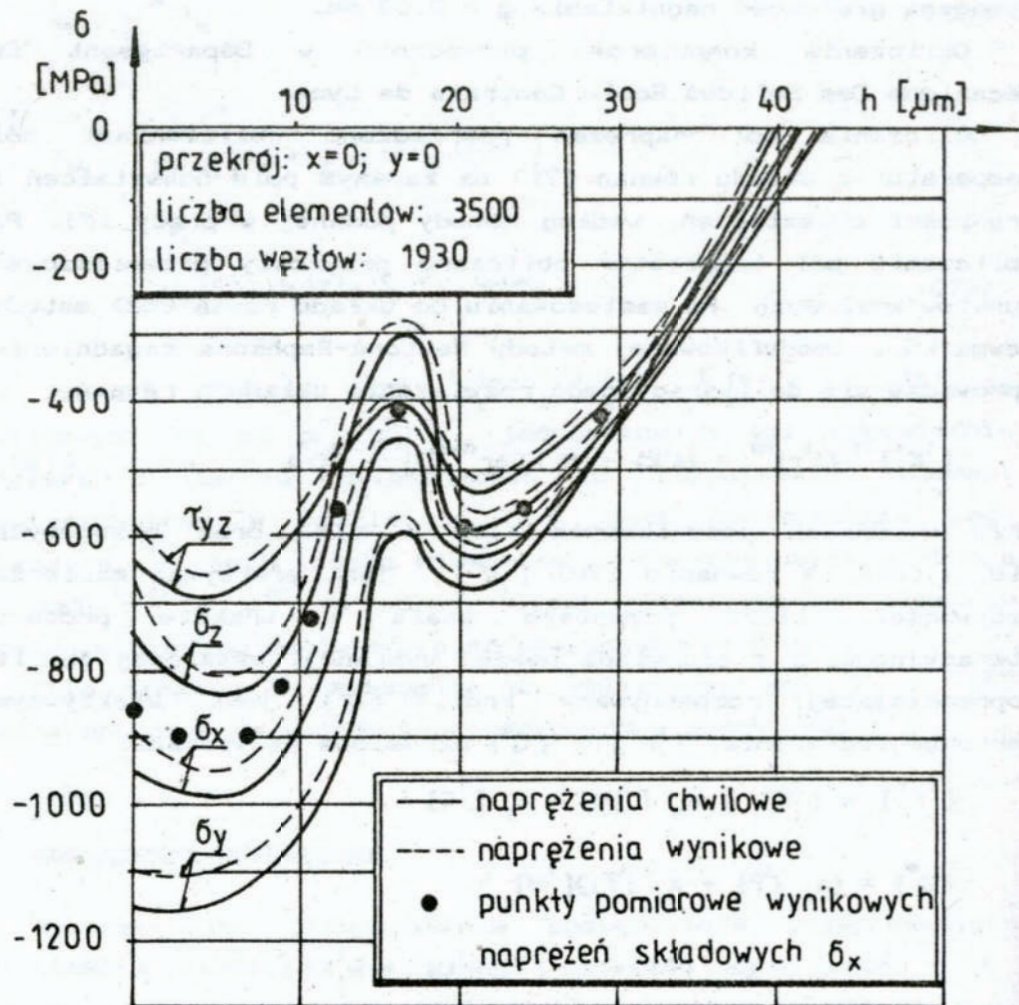
$$a_0 = \frac{1}{\alpha(\Delta t)^2} \quad a_1 = \frac{\delta}{\alpha \Delta t} \quad a_2 = \frac{1}{\alpha \Delta t} \quad (82a)$$

$$a_3 = \frac{1}{2\alpha} \quad a_4 = \frac{\delta}{\alpha} \quad a_5 = \Delta t \left( \frac{1}{2\alpha} - 1 \right) \quad (82b)$$

zaś  $\alpha$  i  $\delta$  są stałymi parametrami metody Newmarka. Według

(1. 4) metoda Newmarka jest bezwarunkowo stabilna dla  $\delta \geq 0,5$  i  $\alpha \geq 0,25(\delta + 0,5)^2$ ; przyjęto  $\delta = 0,5$ ,  $\alpha = 0,25$ . Macierze  $[{}^tM]$ ,  $[{}^tC]$  i  $[{}^tK]$  zdefiniowane są wzorami odpowiednio (63), (64) i (65).

Po obliczeniu  $\{\Delta^t r\}$  obliczono przyrosty odkształceń i ich prędkości, oraz przyrosty naprężeń i naprężenia, z podanych



Rys. 5. Rozkład naprężeń chwilowych i wynikowych w głąb warstwy wierzchniej

Fig. 5. Distribution of instantaneous and resulting stresses on the depth of surface layer

wcześniej zależności. Procedurę iteracyjną powtarzano do chwili uzyskania założonej dokładności. Obliczone składowe  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  i  $\tau_{yz} = \tau_{zy}$  wypadkowych naprężeń chwilowych w czasie  $\tau = t_M$  i wynikowych przedstawiono na rys. 5. Dla porównania na rysunku tym przedstawiono również rozkład naprężeń obwodowych  $\sigma_x$  pozostałych w warstwie wierzchniej wyrobu po procesie nagniatania w identycznych warunkach, zmierzone eksperymentalnie według metody opisanej w pracy [22].

Wartość obliczonej głównej siły nagniatania wynosi  $F_z = 1654$  N, natomiast siła ta zmierzona eksperymentalnie według metody podanej w pracy [8] wynosi  $F_z = 1714$  N (błąd względny 3,5 %).

## 7. WNIOSKI

Proces nagniatania powierzchniowego jest na tyle złożony, że jego ścisłe rozwiązanie analityczne nie jest możliwe. Możliwe jest jedynie jego rozwiązanie przybliżone z założoną z góry dokładnością. Uzyskuje się to przez odpowiednie sformułowanie wariacyjne zagadnienia kontaktowego dla ciała termo-sprężysto-lepko-plastycznego, dyskretyzację otrzymanego funkcjonału za pomocą metody elementów skończonych, a następnie rozwiązanie otrzymanego układu równań wraz z odpowiednimi warunkami początkowymi i brzegowymi. W tym celu stosować można jedną ze znanych metod rozwiązywania układu równań różniczkowych zwyczajnych opisujących nieliniowy problem nieliniowej dynamiki ciała dyskretyzowanego, np. metodę Newmarka (lub różnic centralnych lub Wilsona) i metody iteracyjne.

Zaprezentowane metody określania przemieszczeń, odkształceń i ich prędkości oraz naprężeń i sił nagniatania są słuźne dla dowolnych warunków obróbki poprzedzającej i warunków nagniatania łocznego oraz dla dowolnych materiałów obróbkowych i ich historii. Opracowany termo-sprężysto-lepko-plastyczny model materiałowy obejmuje bowiem szeroką klasę materiałów obróbkowych, uwzględnia historię odkształcenia i możliwość

zaistnienia w nim przemian fazowych.

W procesie nagniatania tocznego z prądem, maksymalne wartości odkształceń składowych materiału, w układzie konwekcyjnym, wynoszą:  $\epsilon_{ij}^{\circ} = 0,006$ ,  $\epsilon_{ij}^F = 0,0035$ ,  $\epsilon_{ij}^T = 0,014$  i  $\epsilon_{ij}^P = 3$ .

Wartość i rozkład naprężeń w głąb warstwy wierzchniej oraz wartość głównej siły nagniatania obliczone w oparciu o przedstawione metody są, z dokładnością inżynierską, zgodne z wyznaczonymi eksperymentalnie. Potwierdza to praktyczną przydatność zaprezentowanych metod do analizy powierzchniowego nagniatania tocznego.

## 8. LITERATURA

- [1] Bathe K. J., Wilson E. L.: Numerical method in finite element analysis. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N. J., 1976
- [2] Clough R. W.: The finite element method in structural mechanics, Chapter 7 of Stress Analysis, ed. O. C. Zienkiewicz and G. S. Holister, Wiley, 1965
- [3] Grzymkowski M.: Metody analizy procesów obróbki plastycznej metali cz. I, II, III i IV, IPPT PAN, Warszawa, 1982
- [4] Kleiber M.: Metoda elementów skończonych w nieliniowej mechanice kontinuum, Warszawa-Poznań, 1985
- [5] Konradi G. G., Zamilackij J. P.: Opredelenie konstant uprugosti w sirokom diapazone temperatur, Zavodskaja laboratoria 1961, nr 10, s. 1296 + 1299
- [6] Kukiełka L., Vincent L.: Próba określenia temperatury w warstwie wierzchniej przedmiotu w operacji nagniatania tocznego z prądem. V OKNT "Tendencje rozwojowe w technologii maszyn". PAN-WSInż. Zielona Góra. Zeszyty Naukowe WSInż. Zielona Góra, Mechanika z.17, 1987, s. 5 + 17

- [7] Kukiełka L.: Analiza wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej pod nagniatanie powierzchniowe. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego, bieżący zeszyt, WSIInż. Koszalin
- [8] Kukiełka L.: Analiza sił nagniatania tocznego z przepływem prądu. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 9, WSIInż. Koszalin, 1988, s. 231 + 287
- [9] Kukiełka L.: Metodyka określania przemieszczenia, odkształcenia i prędkości odkształcenia materiału nierówności w procesie powierzchniowego nagniatania tocznego. IV KNT "Technologia obróbki przez nagniatanie". PAN-SIMP-ATR Bydgoszcz 1988, s. 38 + 53
- [10] Kukiełka L.: Określanie pól obszarów kontaktu, obrotowego elementu nagniatającego z chropowatą powierzchnią części o zdeterninowanym zarysie nierówności. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego, bieżący zeszyt, WSIInż. Koszalin
- [11] Kukiełka L.: Modele matematyczne wyjściowej struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej pod nagniatanie. Archiwum Technologii Budowy Maszyn PAN, z. 7, Poznań, 1988, s. 287 + 299
- [12] Kukiełka L.: Zmiany zarysu i wymiarów przedmiotu wywołane nagniataniem tocznym z prądem. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń PAN, z. 3, Warszawa-Kraków, 1988, s. 49 + 84
- [13] Kukiełka L.: Stan obciążenia nierówności o zdeterninowanej strukturze geometrycznej powierzchni podczas nagniatania tocznego. V OKNT "Tendencje rozwojowe w technologii maszyn". PAN-WSIInż. Zielona Góra. Zeszyty Naukowe WSIInż. Zielona Góra, Mechanika z.17, 1987, s. 18 + 28
- [14] Kukiełka L.: Próba modelowania dynamicznych naprężeń uplastyczniających w warstwie wierzchniej w warunkach nagniatania tocznego z przepływem prądu przez układ OPN. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 11, WSIInż. Koszalin, 1988, s. 57 + 104

- [15] Malinin N. N., Rzyśko J.: Mechanika materiałów. PWN, Warszawa, 1981
- [16] Morawiecki M., Sadok L., Wośiek E.: Teoretyczne podstawy technologicznych procesów przeróbki plastycznej. Śląsk, Katowice, 1977
- [17] Papšev D. D.: Otdieľočno-upročnjajuščaja obrabotka povierchnostnym plastičeskim deformirovanie. Mašinostroenie, Moskva, 1978
- [18] Perzyna P.: Termodynamika materiałów niesprężystych. PWN, Warszawa, 1978
- [19] Przybylski W.: Obróbka nagniataniem. Technologia i oprzyrządowanie. WNT, Warszawa, 1979 i 1987
- [20] Technische Informationen. W. Hegenscheidt KG, Erkelenz-RHLD
- [21] Walczak J.: Wytrzymałość materiałów oraz podstawy teorii sprężystości i plastyczności t. I i II. PWN, Warszawa, 1978
- [22] Wieczorowski K., Kukieľka L.: Rozkład naprężeń wynikowych I rodzaju w warstwie wierzchniej po nagniataniu tocznym z prądem. IV OKNT "Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej". Gorzów Wlkp., 1981, s. 401 + 414
- [23] Zienkiewicz O.C.: Metoda elementów skończonych. Arkady, Warszawa, 1972

## Streszczenie

W pracy przedstawiono możliwość zastosowania metod wariacyjnych i elementów skończonych do analizy procesu powierzchniowego nagniatania tocznego. Opracowano model fizyczny i matematyczny procesu, oraz nowy termo-sprężysto-lepko-plastyczny model materiałowy. Model ten uwzględnia również historię materiału i możliwość zaistnienia w nim przemian fazowych. Przyjęto przemieszczeniowe ujęcie metody elementów skończonych oraz nieliniowość geometryczną, duże przemieszczenia w uaktualnionym sformułowaniu J.L. Lagrange'a i wyłącznie nieliniowość materiałową. Podano przykładowe wyniki obliczeń rozkładu naprężeń chwilowych i wynikowych w głąb warstwy wierzchniej i wartości głównej siły nagniatania. Wyniki obliczeń porównywano z wynikami eksperymentalnych badań stali S5 normalizowanej.

APPLICATION OF THE VARIATIONAL AND FINITE ELEMENT  
METHODS FOR THE ANALYSIS OF THE PROCESS OF SURFACE  
ROLLER BURNISHING

## Summary

The work presents a possibility to apply the variational and finite element methods for the analysis of the process of surface roller burnishing. Physical and mathematical model of the process and a new thermo-viscoelastic and plastic material model have been elaborated. The model takes into account the history of the material and a possibility of phase change in it to occur. Displacement formulation of the finite element method, geometrical nonlinearity, big displacements in updated J.L. Lagrange's formulation and exclusive material nonlinearity have been assumed. Some exemplary results of the calculations of instantaneous and resulting stresses distribution in the depth of surface layer and the values of the main burnishing force are given. The calculation results have been compared with the results of experimental investigation of steel S5 normalized.



Andrzej Rasmus

MODELOWANIE WRZENIA PĘCHERZYKOWEGO W PRZEPŁYWIE PRZY POMOCY  
UPUSTÓW CIEPŁA

Wykaz oznaczeń

- A - pole przekroju poprzecznego kanału,  
 $A_p$  - pole przekroju poprzecznego kanału zajęte przez fazę gazową,  
 a - dyfuzyjność cieplna (współczynnik wyrównania temperatury),  
 b - współczynnik wdmuchu pary,  
 c - ciepło właściwe,  
 D - średnica wewnętrzna kanału,  
 $D_b$  - średnica pęcherzyka parowego,  
 f - częstotliwość odrywania pęcherzyków parowych,  
 g - przyspieszenie ziemskie,  
 p - ciśnienie,  
 $p_{kr}$  - ciśnienie krytyczne,  
 q - gęstość strumienia ciepła całkowitego od ścianki,  
 $q_b$  - gęstość strumienia ciepła związanego z procesem tworzenia i odrywania się pęcherzyków parowych,  
 $q_k$  - gęstość strumienia ciepła konwekcyjnego,  
 r - promień wewnętrzny kanału,  
 $R_b$  - promień pęcherzyka parowego,  
 T - temperatura,  
 $T_c$  - temperatura płynu,  
 $T_s$  - temperatura nasycenia,  
 $T_w$  - temperatura ścianki kanału,  
 W - prędkość,  
 $W_b$  - prędkość przepływu pęcherzyka w kierunku prostopadłym do przepływu,  
 (wp) - gęstość strumienia masy,  
 $X_{tt}$  - współczynnik Martinellego-Nelsona,

- $x$  - stopień suchości pary,
- $\alpha$  - współczynnik przejmowania (wnikania) ciepła,
- $\delta_h$  - grubość hydraulicznej podwarstwy przyściennej,
- $\delta_T$  - grubość termicznej podwarstwy przyściennej,
- $\epsilon$  - dyfuzyjność turbulentna,
- $\zeta$  - liczba oporu przepływu,
- $\lambda$  - współczynnik przewodnictwa cieplnego,
- $\mu$  - lepkość dynamiczna,
- $\nu$  - lepkość kinematyczna,
- $\rho$  - gęstość,
- $\tau$  - naprężenie styczne,
- $\tau_w$  - naprężenie styczne na ścianie kanału,
- $\phi$  - stopień wypełnienia,

#### Liczby kryterialne

- Nu - Nuselta,
- Pr - Prandtla,
- Re - Reynoldsa,

#### Indeksy dolne

- b - w odniesieniu do pęcherzyków parowych,
- exp.  $\equiv$  eksp. - wielkości wzięte z eksperymentu,
- h - w odniesieniu do hydraulicznej warstwy przyściennej,
- k - wielkość związana z konwekcyjną wymianą ciepła,
- TPF - w odniesieniu do przepływu dwufazowego (ogólnie),
- (teoret.) - wielkości obliczone,
- $\delta$  - wielkości związane z grubością podwarstwy przyściennej,

#### Indeksy górne

- ' - parametry cieczy nasyconej,
- " - parametry pary nasyconej suchej,
- + - zmienne bezwymiarowe.

Szerokie zastosowanie w chłodnictwie i ogrzewnictwie mają wymienniki ciepła w których zachodzi proces wrzenia w przepływie. Przepływający czynnik pobiera od ścianki ciepło zmieniając swą strukturę. Poznanie tych procesów i dokładne ich o-

pisanie jest przedmiotem badań prowadzonych przez wielu autorów. Niniejsza praca ma na celu również przybliżenie i lepsze poznanie wspomnianego problemu. To z kolei pozwoli na wykonanie obliczeń cieplnych - współczynnika przejmowania ciepła w przepływie dwufazowym. Zaproponowany model opisujący proces wrzenia w przepływie ujmuję dotychczasowy stan wiedzy w tym przedmiocie [1], [2], [3]. W proponowanym modelu przepływu uwzględniony jest ruch fazy gazowej w kierunku prostopadłym do kierunku przepływu, proces odrywania się pęcherzyków parowych oraz tzw. charakterystyki wewnętrzne procesu wrzenia [4]. Odparowanie pęcherzyków traktowano jako upusty ciepła w podwarstwie przyściennej. Równanie Fouriera opisujące proces wrzenia w przepływie ma postać:

$$\rho' c_P \left( \frac{\partial T}{\partial \tau} + W_z \frac{\partial T}{\partial z} + W_r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \lambda' \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right] + q_v$$

Równanie to będzie rozwiązane przyjmując następujące założenia:

1. O konwekcyjnej wymianie ciepła decyduje faza ciekła o przewodnictwie cieplnym  $\lambda'$ . Pęcherze parowe stanowią tylko wypełnienie objętości kontrolnej kanału.
2. Poza podwarstwą przyścinną przepływ jest silnie sturbulizowany powodując że temperatura i prędkość są niezmiennie i będą oznaczone

$$T_{IP} \text{ i } W_{IP}$$

$$T_{IP} = T_s \quad (T_s - \text{temperatura nasycenia})$$

3. Prędkość na granicy warstwy przyściennej wynosi

$$W_{IP} = \frac{W\rho(1-x)}{\rho'(1-\beta)} \quad (1)$$

4. Naprężenia styczne na ścianie przyjęto za autorem [5] jako:

$$\tau_w = \tau_o \left[ 1 - \frac{b}{4} \left( 1 - 2u_o^+ \right) \right]^2 e^{-u_o^+ b} \quad (2)$$

gdzie:  $\tau_o$  - naprężenie w kanale przy przepływie cieczy

$$\tau_o = \frac{\zeta \cdot \rho \cdot W_{TP}^2}{8} \quad (3)$$

$$\zeta = 0,316 \cdot Re_{TP}^{-0,2} \quad (4)$$

$$Re_{TP} = \frac{W \rho (1-x) D}{(1-\Phi) \mu'} \quad (5)$$

$$b = \frac{8 \cdot W_b}{\zeta \cdot W_{TP}} \quad (6)$$

$$u_o^+ = 5 \cdot \sqrt{\frac{\zeta}{8}} \quad (7)$$

5. Zmiana temperatury wzdłuż przepływu jest pomijalnie mała, tzn.:

$$\frac{\partial T}{\partial z} = 0 \quad (8)$$

6. Składowa prędkości radialnej w podwarstwie przyściennej

$$W_r = 0 \quad (9)$$

7. Proces jest ustalony w czasie

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = 0 \quad (10)$$

8. W podwarstwie laminarnej istnieje turbulencja wywołana ruchem pęcherzyków parowych. Dyfuzyjność turbulentną oszacowano jako:

$$\epsilon = 1,2 \frac{W_b}{\delta_b} \quad (11)$$

Przyjęto, że droga mieszania wynosi:

$$l \approx \delta_b \approx \frac{D_b}{2}, \quad (12)$$

stąd ostatecznie:

$$\epsilon = k^2 \frac{D_b}{2} W_b \approx 0,08 \cdot D_b \cdot W_b \quad (13)$$

Dyfuzyjność turbulentna powoduje zmianę strumienia konwekcyjnego w stosunku do przewodzącego wyrażoną zależnością:

$$\frac{q_T}{q} = \frac{\epsilon}{a} \quad (14)$$

9. Przyjęto, że pęcherzyki parowe są na tyle duże, że wewnątrz nich panuje temperatura nasycenia.

10. Założono, że na powierzchni rozdziału faz pęcherzyka zachodzi wymiana ciepła ze współczynnikiem  $\alpha$ . Współczynnik ten może być określony z dużym przybliżeniem jak dla sztywnej kulki z zależności:

$$(Nu)_b = \frac{\alpha \cdot D_b}{\lambda'} = 2 + 0,6 \cdot Re_b^{0,5} \cdot Pr^{0,33} \quad (15)$$

$$Re_b = \frac{1}{2} Re_{TP} \frac{D_b}{D} \cdot \frac{D_b}{\delta_h} \quad (16)$$

W modelu pęcherze traktowane są jako upusty ciepła.

11. Upusty ciepła rozłożone są równomiernie w podwarstwie przyściennej [3] i przepływie niezależnie od współrzędnej  $r$ .

Przyjmując powyższe założenia, równanie Fouriera

$$\begin{aligned} \rho' c_p \left[ \frac{\partial T}{\partial t} + w_z \frac{\partial T}{\partial z} + w_r \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \lambda' \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right] + q_v \end{aligned} \quad (17)$$

sprowadza się do postaci:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left[ (1-\Phi) r \lambda_T \frac{dT_c}{dr} \right] = \frac{3\alpha\delta}{R} (T_c - T_s) \quad (18)$$

Równanie to rozwiązano przy następujących warunkach brzegowych dla:

$$r = \frac{D}{2} \quad T_c = T_w \quad (19)$$

dla:

$$r = \frac{D}{2} - \delta_t \quad T_c = T_s \quad (20)$$

gdzie:

$$\delta_t = Pr^{-1/3} \cdot \delta_h \quad (21)$$

$$Pr = \frac{\mu' c_p'}{\lambda'} \quad (22)$$

a

$$\delta_h = 25,32 \cdot D \cdot Re_{TP}^{-0,75} \quad (23)$$

$$T_c - T_s = \theta \quad (24)$$

Wprowadzając zmienne bezwymiarowe

$$\theta^+ = \frac{\theta}{\theta_0} \quad r^+ = \frac{r}{D/2} \quad (25)$$

uzyskuje się

$$\frac{d^2 \theta^+}{dr^{+2}} + \frac{1}{r^+} \frac{d\theta^+}{dr^+} - \frac{3\alpha \Phi_w D^2 \theta^+}{4R_b(1-\Phi_w)\lambda_T} = 0 \quad (26)$$

lub

$$\frac{d^2 \theta^+}{dr^{+2}} + \frac{1}{r^+} \frac{d\theta^+}{dr^+} - k^2 \theta^+ = 0, \quad (27)$$

gdzie:

$$k^2 = \frac{3\alpha \Phi_w D^2}{4R_b(1-\Phi_w)\lambda_T} \quad (28)$$

Jako rozwiązanie uzyskano:

$$\theta^+ = \frac{I_0(kr_\delta) \cdot K_0(kr^+) - K_0(kr_\delta) \cdot I_0(kr^+)}{K_0(k) \cdot I_0(kr_\delta) - K_0(kr_\delta) \cdot I_0(k)} \quad (29)$$

Konwekcyjny współczynnik przejmowania ciepła określa zależność:

$$q - q_b = \alpha_{TP} (T_c - T_s) \Big|_{r=\frac{D}{2}} = \lambda'_T (1-\Phi) \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=\frac{D}{2}} \quad (30)$$

Stąd wynika, że:

$$\alpha_{TP} = \frac{2\lambda'_T(1-\Phi)}{D} \cdot \frac{1}{\theta_1^+} \frac{\partial \theta^+}{\partial r^+} \Big|_1 \quad (31)$$

gdzie:

$$\left( \frac{\partial \theta^+}{\partial r^+} \right)_{r^+=1} = - \frac{k \left[ I_0(kr_\delta) K_1(k) + K_0(kr_\delta) I_1(k) \right]}{K_0(k) I_0(kr_\delta) - K_0(kr_\delta) I_0(k)} \quad (32)$$

Ostatecznie otrzymano:

$$\begin{aligned} (Nu)_{TP} &= \frac{\alpha_{TP} \cdot D}{\lambda'} = \\ &= - 2(1-\Phi) \frac{\lambda_T}{\lambda'} \frac{k \left[ I_0(kr_\delta) K_1(k) + K_0(kr_\delta) I_1(k) \right]}{K_0(k) I_0(kr_\delta) - K_0(kr_\delta) I_0(k)}. \end{aligned} \quad (33)$$

Z procesem wrzenia związany jest strumień ciepła powodujący wzrost pęcherzyków na ścianie aż do ich wielkości, przy której one się odrywają:

$$q_b = \frac{n \cdot f \cdot \frac{\pi d_b^3}{6} \cdot \rho'' \cdot r}{A} \quad (34)$$

Można przyjąć, że  $\bar{\xi}_w \approx \frac{A_p}{A}$ , a więc:

$$\frac{\pi d_b^2 \cdot n}{4} = A_p = \bar{\xi}_w \cdot A, \quad (35)$$

stąd ilość pęcherzyków wynosi:

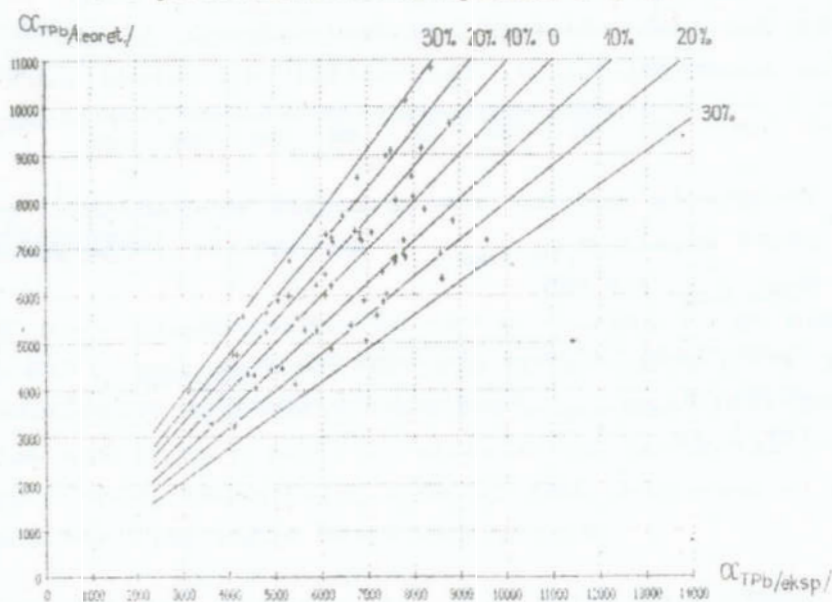
$$n = \frac{4 \cdot \bar{\xi}_w \cdot A}{\pi \cdot d_b^2} \quad (36)$$

Gęstość strumienia ciepła wyraża się zależnością:

$$q_b = \frac{2}{3} \cdot \bar{\xi}_w \cdot d_b \cdot f \cdot \rho'' \cdot r \quad (37)$$

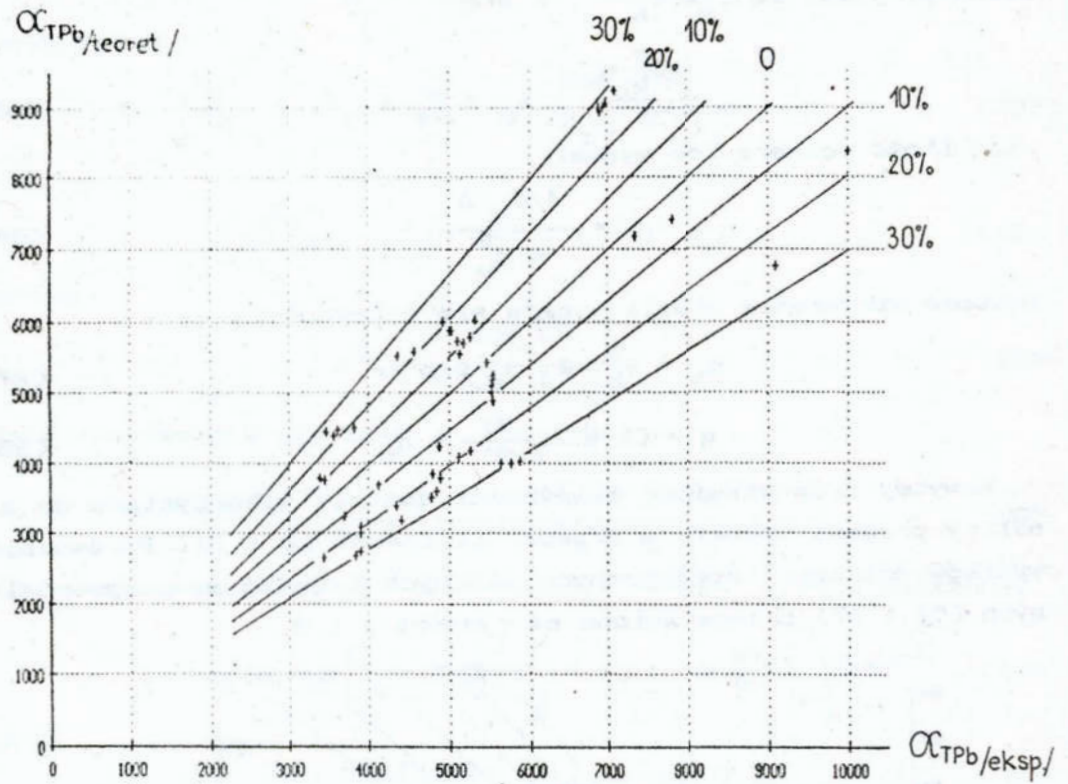
$$q = (1 - \bar{\xi}) \lambda_T \frac{dT}{dr} + q_b \quad (38)$$

Powyżej przedstawione zależności zostały wykorzystane do analizy procesu wrzenia w przepływie freonu 12 i 21. Porównanie wyników obliczeń teoretycznych własnych i badań eksperymentalnych [6] i [7] przedstawiono na rysunku 1 i 2.



Rys. 1. Porównanie wartości teoretycznych współczynnika przejmowania ciepła  $\alpha_{TPb}$  teor. z wartościami eksperymentalnymi  $\alpha_{TPb}$  exp. dla R12

Fig. 1. Comparison between theoretical  $\alpha_{TPb}$  teor. and experimental  $\alpha_{TPb}$  exp. values heat transfer coefficient for R 12



Rys.2. Porównanie wartości teoretycznych współczynnika przejmowania ciepła  $\alpha_{TPb\ teor.}$  z wartościami eksperymentalnymi  $\alpha_{TPb\ exp.}$  dla R21

Fig.2. Comparison between theoretical  $\alpha_{TPb\ teor.}$  and experimental  $\alpha_{TPb\ exp.}$  values heat transfer coefficient for R 21

Jak wynika z przedstawionych wykresów, obrazujących wartości obliczone na drodze wykorzystania modelu teoretycznego, z wielkościami wyznaczonymi eksperymentalnie istnieje duża zbieżność. Występujące bowiem różnice między tymi wielkościami w sporadycznych wypadkach nie przekraczają 30%. Można to uznać za wyniki zadowalające.



## LITERATURA

- [1] Madejski J. Wymiana ciepła przy wrzeniu i przepływy dwufazowe cz.II. Ośrodek Informacji o Energii Jądrowej 1973.
- [2] Madejski J. Staniszewski B. Wymiana ciepła przy wrzeniu i przepływy dwufazowe cz.I. Ośrodek Informacji o Energii Jądrowej 1971.
- [3] Bilicki Z. Latent Heat Transport in Forced Boiling Flow. Int.J.Heat Mass Transfer. Vol.26 No 4. 1983, s. 559-565.
- [4] Tołubinskij W.I. Tepłoočmen pri kipiēniji. Kijów 1980. Naukowa Dumka.
- [5] Mikielēwicz J. Wpływ zmian fazowych na wielkość naprężeń stycznych na granicy rozdziału faz. Zeszyty Naukowe IMP PAN nr 76 1978r.
- [6] Bilicki Z. Analiza wymiany ciepła podczas wrzenia pęcherzykowego w kanale. Gdańsk 1979 (Praca doktorska).
- [7] Bandel J. Druckverlust und Wärmeübergang bei der Verdampfung siedender Kältemittel im durchströmten waagerechten Rohr. Der Universität Karlsruhe 1973.

## Streszczenie

W pracy przedstawiono koncepcję teoretycznego modelu przejmowania ciepła podczas wrzenia w przepływie. W modelu tym przedstawiony jest wpływ powstających pęcherzyków pary jako upustów ciepła na przepływ i wielkość współczynnika przejmowania ciepła. Model teoretyczny poparty jest obliczeniami i porównaniem z wynikami badań eksperymentalnych.

## BUBBLE BOILING MODELING IN A FLOW USING HEAT SINKS

## Summary

A concept of theoretical model of heat transfer in a boiling process during a flow was given. The influence of vapour bubbles acting as heat sinks on the flow and the heat transfer is shown in this model. The model is supported with the calculations and compared with the experimental results.

Andrzej Rasmus

PROPOZYCJA ALGORYTMU OBLICZEŃ WSPÓŁCZYNNIKA PRZEJMOWANIA CIEPŁA  
PODZAS WRZENIA W PRZEPŁYWIE

Wykaz oznaczeń

- a - dyfuzyjność cieplna (współczynnik wyrównania temperatury),
- b - współczynnik wdmuchu pary,
- c - ciepło właściwe,
- D - średnica wewnętrzna kanału,
- $D_b$  - średnica pęcherzyka parowego,
- f - częstotliwość odrywania pęcherzyków parowych,
- g - przyspieszenie ziemskie,
- p - ciśnienie,
- $p_{kr}$  - ciśnienie krytyczne,
- q - gęstość strumienia ciepła całkowitego od ścianki,
- $q_b$  - gęstość strumienia ciepła związanego z procesem tworzenia i odrywania się pęcherzyków parowych,
- $q_k$  - gęstość strumienia ciepła konwekcyjnego,
- T - temperatura,
- $T_c$  - temperatura płynu,
- $T_s$  - temperatura nasycenia,
- $T_w$  - temperatura ścianki kanału,
- W - prędkość,
- $W_b$  - prędkość przepływu pęcherzyka w kierunku prostopadłym do przepływu,
- ( $w\rho$ ) - gęstość strumienia masy,

- $X_{tt}$  - współczynnik Martinellego-Nelsona,  
 $x$  - stopień suchości pary,  
 $\alpha$  - współczynnik przejmowania (wnikania) ciepła,  
 $\delta_h$  - grubość hydraulicznej podwarstwy przyściennej,  
 $\delta_T$  - grubość termicznej podwarstwy przyściennej,  
 $\epsilon$  - dyfuzyjność turbulentna,  
 $\zeta$  - liczba oporu przepływu,  
 $\lambda$  - współczynnik przewodnictwa cieplnego,  
 $\mu$  - lepkość dynamiczna,  
 $\nu$  - lepkość kinematyczna,  
 $\rho$  - gęstość,  
 $\tau$  - naprężenie styczne,  
 $\tau_w$  - naprężenie styczne na ścianie kanału,  
 $\phi$  - stopień zapełnienia,

#### Liczby kryterialne

- $Nu$  - Nuselta,  
 $Pr$  - Prandtla,  
 $Re$  - Reynoldsa,

#### Indeksy

##### Indeksy dolne

- $b$  - w odniesieniu do pęcherzyków parowych,  
 $exp. \equiv eksp.$  - wielkości wzięte z eksperymentu,  
 $h$  - w odniesieniu do hydraulicznej warstwy przyściennej,  
 $k$  - wielkość związana z konwekcyjną wymianą ciepła,  
 $TPF$  - w odniesieniu do przepływu dwufazowego (ogólnie),  
 (teoret.) - wielkości obliczone,  
 $\delta$  - wielkości związane z grubością podwarstwy przyściennej,

##### Indeksy górne

- $'$  - parametry cieczy nasyconej,  
 $''$  - parametry pary nasyconej suchej,

Model przejmowania ciepła podczas wrzenia w przepływie opiera się na założeniach, które szczegółowo zostały przedstawione w pracy [1],[2], a które ogólnie można ująć w następujący sposób. Przepływ mieszaniny dwufazowej w kanale tworzy podwarstwę przyscienną. W podwarstwie tej na ściankach powstają pęcherzyki parowe. Odrywają się one z częstotliwością  $f$  turbulizując ciecz wypełniającą przestrzeń pomiędzy pęcherzykami i jako upusty ciepła zabierają ciepło parowania do wrzenia przepływu. Grubość termicznej podwarstwy przysciennej  $\delta_t$  związana jest z jednej strony z grubością izotermicznej hydraulicznej podwarstwy  $\delta_h$  tak jak to pokazano w równaniu (21) wg [1] oraz ze zjawiskiem "wdmuchu". Zjawisko wdmuchu polega na tym, że w czasie wrzenia, na skutek ruchu fazy parowej od ścianki kanału w kierunku prostopadłym do przepływu, warstwa przyscienna ulega pogrubieniu, powodując zwiększenie oporu przepływu ciepła. Całkowity strumień ciepła  $q$  dostarczany z zewnątrz do kanału rozdziela się na dwie części: konwekcyjną  $q_k$ , równanie (30) wg [1] oraz związaną z procesem tworzenia się i odrywania pęcherzy parowych  $q_b$ , równanie (34) wg [1]. Przy założeniu, że temperatura ściany kanału jest jednorodna możemy twierdzić, że całkowity współczynnik przejmowania ciepła od ścianki do przepływu  $\alpha_{TPF}$  jest superpozycją  $\alpha_{TP}$  i  $\alpha_{Fb}$ , które odnoszą się kolejno do konwekcyjnej wymiany ciepła i produkcji pęcherzyków na ściance kanału. Do szczegółowego obliczenia  $\alpha_{TPF}$  zastosowano następujący algorytm obliczeniowy.

Danymi wejściowymi do programu obliczeniowego są: temperatura nasycenia  $t_s$ , gęstość strumienia masy  $w_p$ , stopień suchości  $x$  oraz gęstość strumienia ciepła  $q$ .

Dla w/w wielkości prowadzi się obliczenia wg następującej kolejności:

1. Wyznaczamy stopień zapełnienia średni w przekroju kanału z zależności:

$$\bar{\Phi} = X_{tt}(\bar{x})$$

gdzie:  $\bar{x} = \dot{m}''/\dot{m}$ ,

$X_{tt}$  jest współczynnikiem Martinellego-Nelsona

W przypadku, gdy poślizg między fazami jest równy zeru wówczas  $\bar{x} = x = m''/m$

i wówczas

$$\bar{\Phi} = \frac{\rho' x}{\rho'' + \rho' x - \rho'' x}$$

gdzie  $\rho'$  i  $\rho''$  są gęstościami odpowiednio cieczy i pary wziętymi z krzywych nasycenia:  $\rho' = \rho_L[p(t_s)]$ ,  $\rho'' = \rho_G[p(t_s)]$ .

2. Obliczamy prędkość przepływu fazy parowej w kierunku prostopadłym do przepływu,  $W_b$ . Wynika ona z procesu tworzenia się pęcherzyków parowych na ściankach kanału. Jest ona wielkością charakterystyczną podaną przez Tołubińskiego [3]:

$$W_b = f \cdot D_b = f (p/p_{kr})$$

gdzie  $W_b$  przyjmuje wartości kilku cm/s.

Zależność tę można aproksymować wzorem:

$$W_b = 0,36 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{p_{kr}}{p} \right)^{1,4}$$

$$D_b = 0,000124209 \cdot \left( \frac{p_{kr}}{p} \right)^{-0,42958}$$

jest to zależność dla freonów wg Tołubińskiego [3].

3. Wielkość  $\bar{\Phi}_w$  wzięto z zależności podanej przez Malenkowa [4]

$$\bar{\Phi}_w = \frac{q}{q + r \cdot g \cdot \rho'' \cdot W_b}$$

w której  $W_b$  przyjęto wg Tołubińskiego [3].

4. Wyznaczamy strumień ciepła  $q_b$  z równania:

$$q_b = \frac{2}{3} \xi_w (D_b \cdot f) \rho'' \cdot r$$

gdzie  $r$  jest ciepłem parowania  $r = r(p(t_s))$ .

5. Obliczamy przewodność cieplną w sturbulizowanej podwarstwie przyściennej wypełnionej cieczą

$$\lambda_T = 0,08 \cdot D_b \cdot W_b \cdot \rho' \cdot c'_p$$

ponieważ  $\epsilon = \frac{\lambda_T}{\rho' \cdot c'_p} \approx 0,08 \cdot D_b \cdot W_b$  zgodnie z pracą [1].

6. Grubość hydraulicznej podwarstwy przyściennej  $\delta_h$  wyznaczamy w oparciu o naprężenia styczne występujące na ścianie kanału w fazie ciekłej. Dla wyznaczenia tych naprężeń musimy określić kolejno:

liczbę Reynoldsa dla przepływu dwufazowego

$$Re_{TP} = \frac{W \rho (1 - \chi) D}{(1 - \chi) \mu'}$$

prędkość na granicy warstwy przyściennej

$$W_{TP} = \frac{W \rho (1 - \chi)}{\rho' (1 - \chi)}$$

liczbę oporu przepływu

$$\zeta = 0,316 \cdot Re_{TP}^{-0,2}$$

współczynnik wdmuchu pary do podwarstwy przyściennej

$$b = \frac{\theta \cdot W_b}{\zeta \cdot W_{TP}}$$

zredukowaną prędkość na granicy podwarstwy przyściennej, gdzie bezwymiarowa odległość od ścianki kanału wynosi  $y^+ = 5$

$$u_o^+ = 5 \sqrt{\frac{\zeta}{8}}$$

naprężenia dla przepływu cieczy

$$\tau_o = \frac{\zeta \cdot \rho' \cdot W_{TP}^2}{8}$$

naprężenia w przypadku przepływu dwufazowego

$$\tau_w = \tau_0 \cdot \left[ 1 - \frac{b}{4} \left( 1 - 2u_0^+ \right) \right]^2 \cdot e^{-u_0^+ b}$$

grubość podwarstwy przyściennej uwzględniającej wdmuch wynosi

$$\delta_h = \mu' \cdot \frac{W_{TP}}{\tau_w}$$

7. Określamy grubość termicznej podwarstwy przyściennej

$$\delta_t = \delta_h \cdot \left( \frac{\mu' \cdot c'_p}{\lambda'} \right)^{-\frac{1}{3}} = \delta_h \cdot Pr^{-\frac{1}{3}}$$

8. Przy pomocy  $\delta_t$  możemy obliczyć bezwymiarowy promień granicy podwarstwy termicznej

$$r_\delta^+ = 1 - \frac{2 \cdot \delta_t}{D}$$

9. Współczynnik wnikania ciepła od cieczy do pęcherzy określa zależność

$$\alpha = \frac{\lambda'}{D_b} \cdot \left[ 2 + 0,6 \cdot Re_b^{0,5} \cdot Pr^{0,33} \right]$$

gdzie

$$Re_b = \frac{1}{2} \cdot Re_{TP} \cdot \frac{D_b}{D} \cdot \frac{D_b}{\delta_h}$$

10. Poprzednie związki pozwalają na obliczenie bezwymiarowego współczynnika  $k$  z równania

$$k^2 = \frac{3 \cdot \alpha \cdot \bar{\Phi}_w \cdot D^2}{2 \cdot D_b \cdot (1 - \bar{\Phi}_w) \cdot \lambda_t}$$

11. Obliczamy współczynnik wnikania ciepła od ścianki kanału o temperaturze  $T_w$  do cieczy wypełniającej podwarstwę przyściennej zgodnie z równaniem

$$\alpha_{TP} = - \frac{2 \left( 1 - \bar{\Phi} \right) \lambda_t k \left[ I_0(kr_\delta^+) \cdot K_1(k) + K_0(kr_\delta^+) \cdot I_1(k) \right]}{D \left[ K_0(k) \cdot I_0(kr_\delta^+) - K_0(kr_\delta^+) \cdot I_0(k) \right]}$$

gdzie  $I_0$ ,  $I_1$ ,  $K_0$ ,  $K_1$  są tu funkcjami Bessela.

Dla wyznaczenia tych funkcji specjalnych posłużono się wzo-

rami aproksymującymi według [5]

$$I_0(x) = 1 + a_1 t^2 + a_2 t^4 + a_3 t^6 + a_4 t^8 + a_5 t^{10} + a_6 t^{12},$$

$$x^{-1} I_1(x) = 0,5 + b_1 t^2 + b_2 t^4 + b_3 t^6 + b_4 t^8 + b_5 t^{10} + b_6 t^{12},$$

$$K_0(x) = -\ln\left(\frac{x}{2}\right) I_0(x) - a_0 + a_{11} \left(\frac{x}{2}\right)^2 + a_{21} \left(\frac{x}{2}\right)^4 + a_{31} \left(\frac{x}{2}\right)^6 +$$

$$+ a_{41} \left(\frac{x}{2}\right)^8 + a_{51} \left(\frac{x}{2}\right)^{10} + a_{61} \left(\frac{x}{2}\right)^{12},$$

oraz

$$x K_0(x) = x \ln\left(\frac{x}{2}\right) I_0(x) + 1 + a_{11} \left(\frac{x}{2}\right)^2 + a_{21} \left(\frac{x}{2}\right)^4 + a_{31} \left(\frac{x}{2}\right)^6 +$$

$$+ a_{41} \left(\frac{x}{2}\right)^8 + a_{51} \left(\frac{x}{2}\right)^{10} + a_{61} \left(\frac{x}{2}\right)^{12},$$

gdzie współczynniki  $a_1, a_2, \dots, a_6, b_1, b_2, \dots, b_6, a_0, a_{11}, a_{21}, \dots, a_{61}$  dane są w [5] str. 160-162.

12. Określamy różnicę temperatur pomiędzy ścianką kanału i temperaturą nasycenia w przepływie

$$\Delta T = \frac{q - q_b}{\alpha_{TP}}$$

13. Obliczamy współczynnik wnikania ciepła od ściany kanału do pęcherzy parowych

$$\alpha_{Pb} = \frac{q_b}{\Delta T}$$

14. Ogólny współczynnik wnikania ciepła  $\alpha_{TPb}$  obliczamy jako sumę

$$\alpha_{TPb} = \alpha_{TP} + \alpha_{Pb}$$

W celu zilustrowania metody wyznaczania współczynnika przejmowania ciepła według przedstawionego algorytmu wykonano obliczenia dla dwóch serii pomiarów eksperymentalnych [6]. W pierwszej serii jako czynnik wrzący przyjęto freon 11 a w drugiej freon 12.



## DANE DO OBLICZEN WSPOLCZYNNIKA PRZEJMOWANIA CIEPŁA (R11):

## PUNKT NUMER 76

WRO = 4.5150E+02  
QC = 3.0040E+03  
XS = 2.9000E-01  
TN = 9.8000E+00  
ATPB = 4.4390E+03

## WYNIKI OBLICZEN:

1. FI = 9.2197E-01  
2. DB = 7.8492E-04  
WB = 1.4645E-01  
3. FIW = 2.9444E-02  
4. QB = 1.9437E+03  
5. LAMT = 1.1985E+01  
6. RETP = 1.3118E+05  
WTP = 2.7171E+00  
ZETA = 2.9930E-02  
BWD = 1.4407E+01  
UO = 3.0583E-01  
TAUO = 4.1764E+01  
TAUW = 8.1005E-02  
DELH = 1.4707E-02  
7. DELT = 9.2474E-03  
8. RDEL = 1.0000E-01  
9. REB = 1.9627E+02  
ALB = 1.8320E+03  
10. KA = 1.3179E+00  
11. ALTP = 1.5841E+03  
12. DT = 6.6935E-01  
13. ALPB = 2.9039E+03  
14. ATTPB = 4.4879E+03  
15. P = -1.1023E-02

## DANE DO OBLICZEN WSPOLCZYNNIKA PRZEJMOWANIA CIEPLA (R12):

## PUNKT NUMER 83

WRO = 2.4340E+02  
QC = 4.0320E+04  
XS = 3.0000E-01  
TN = 3.0000E-01  
ATPB = 8.0700E+03

## WYNIKI OBLICZEN:

1. FI = 8.8024E-01  
2. DB = 3.7787E-04  
WB = 1.3521E-02  
3. FIW = 5.1907E-01  
4. QB = 1.2927E+04  
5. LAMT = 5.2772E-01  
6. RETP = 7.4166E+04  
WTP = 1.0198E+00  
ZETA = 3.3546E-02  
BWD = 3.1617E+00  
UO = 3.2378E-01  
TAUO = 6.0840E+00  
TAUW = 1.1376E+00  
DELH = 2.4076E-04  
7. DELT = 1.6765E-04  
8. RDEL = 9.7605E-01  
9. REB = 1.5709E+03  
ALB = 8.0011E+03  
10. KA = 1.1284E+02  
11. ALTP = 4.0729E+03  
12. DT = 6.7256E+00  
13. ALPB = 1.9221E+03  
14. ATPB = 5.9950E+03  
15. P = 1.2360E-02

Tabela 1

$\alpha_{TPb \text{ exp.}}$ W/m <sup>2</sup> K	$\alpha_{TPb \text{ teoret.}}$ W/m <sup>2</sup> K	$\frac{\alpha_{TPb \text{ exp.}} - \alpha_{TPb \text{ teoret.}}}{\alpha_{TPb \text{ exp.}}}$ %
3333	3460	3,8
4439	4488	1,1
3545	3623	2,2
2779	2745	1,2
3002	3254	8,4
3239	3045	6,0
3155	2842	9,9
4187	4470	6,8
4094	3834	6,4
2368	2517	6,3

Tabela 2

$\alpha_{TPb \text{ exp.}}$ W/m <sup>2</sup> K	$\alpha_{TPb \text{ teoret.}}$ W/m <sup>2</sup> K	$\frac{\alpha_{TPb \text{ exp.}} - \alpha_{TPb \text{ teoret.}}}{\alpha_{TPb \text{ exp.}}}$ %
7079	7332	3,6
6196	6209	2,1
5634	5259	6,6
6083	6434	5,8
4911	4436	9,7
3442	3453	3,4
6070	5995	1,2
4555	4319	5,2
8244	7840	4,9
5485	5518	6,0

W tabeli 1 i 2 przedstawiono porównanie wyników teoretycznych uzyskanych według algorytmu z wynikami eksperymentalnymi [6]. Jak wynika z porównania uzyskanych wyników obliczeń teoretycznych z eksperymentalnymi, metoda teoretycznego obliczenia współczynnika przejmowania ciepła według przedstawionego algorytmu zgadza się z wynikami eksperymentalnymi. Można ją więc stosować w praktyce inżynierskiej.

#### LITERATURA

1. Rasmus A. Teoretyczny model przejmowania ciepła podczas wrzenia w przepływie. Materiały Konferencyjne XIV Zjazdu Termodynamików, Kraków 1990.
2. Rasmus A. Heat Transfer Flow Boiling - Theoretical Model - praca zgłoszona na First Baltic Heat Transfer Conference, Goeteborg 1991.
3. Tołubinskij W.I. Tepłobmen pri kipiенji. Kijów 1960. Naukowa Dumka.
4. Malenkow I.G. O zavisimosti czastoty otrywa parowych puzyriej ot ich razmiera. Inżenierno-fiziczeskij żurnal tom XX, nr 6 - Nauka i Tiechnika, Mińsk 1971.
5. Diakonow W.P. Sprawocznik po rasczotam na mikrokalkulato-  
rach. Moskwa 1965r.
6. Bandel J. Druckverlust und Wärmeübergang bei der Verdampfung  
sieden der Kältemittel im durchströmten waagerechten Rohr.  
Der Universität Karlsruhe 1973.

**Streszczenie**

W pracy przedstawiono propozycję algorytmu obliczeń współczynnika przejmowania ciepła podczas wrzenia w przepływie. Wykorzystano własny teoretyczny model procesu wrzenia zweryfikowany w oparciu o badania eksperymentalne dostępne w literaturze krajowej i zagranicznej.

**PROPOSITION OF AN ALGORITHM FOR HEAT TRANSFER COEFFICIENT CALCULATION DURING BOILING PHENOMENON IN A FLOW****Summary**

An algorithm for heat transfer coefficient during boiling process in a flow was proposed. The own theoretical model of a boiling process, verified against an experimental data accessible in the country and abroad, was used.

Stanisław Walasik  
Marek Bohuszewicz

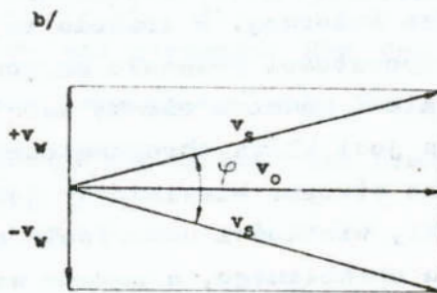
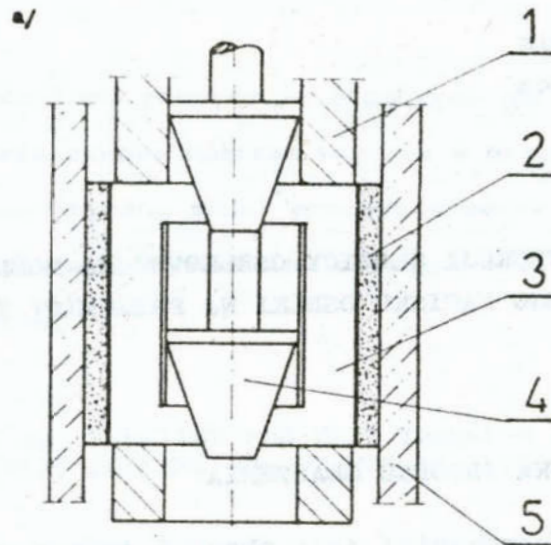
## WPLYW KONSTRUKCJI GŁOWICY OSELKOWEJ NA MOŻLIWOŚĆ UZYSKANIA STAŁEGO NACISKU OSELKI NA PRZEDMIOT W CAŁYM CYKLU GŁADZENIA

### 1. CHARAKTERYSTYKA PROCESU GŁADZENIA

Gładzenie /honowanie/ jest obecnie jednym z najbardziej rozpowszechnionych sposobów wykańczającej obróbki otworów tulei cylindrowych na drodze ścierniej. W trakcie tej obróbki usuwane są nie tylko chropowatości powstałe na powierzchni po obróbce poprzeczającej, ale i również cienka warstwa materiału rodzimego, podwyższona jest klasa chropowatości i korygowane są błędy geometryczne otworu. Niewłaściwy jednak dobór parametrów procesu obróbki, wielkości ustawienia narzędzia w stosunku do przedmiotu obrabianego, a przede wszystkim wadliwej konstrukcji samego narzędzia wpływają na powstawanie znacznych odchyłek wymiarów i kształtu, jak również w bardzo dużym stopniu utrudniają uzyskanie odpowiedniej mikro- i makrostruktury geometrycznej powierzchni obrabianej.

Na rys. 1a przedstawiono schemat procesu gładzenia - honowania otworu. Korpus głowicy gładzarskiej 1 wraz z rozmieszczonymi na jego obwodzie osełkami ściernymi 2 mocowanymi w specjalnych oprawkach 3 rozpieranymi promieniowo przez dwustożkowy specjalny trzpień 4 wykonuje ruch obrotowy z prędkością obwodową  $v_o$  i ruch prostoliniowo-zwrotny z prędkością  $v_w$  wzdłuż osi otworu przedmiotu obrabianego 5.

Osiowe przemieszczanie się trzpienia rozpierającego 4 może być realizowane: mechanicznie, pneumatycznie, ręcznie, hydraulicznie lub sposobami kombinowanymi.



Rys. 1. Schemat procesu gładzenia:

a/ głowica ośłkowa 1 - korpus głowicy, 2 - ośłki ściernicze, 3 - oprawki ośłek, 4 - trzpień rozpie-  
rający, 5 - przedmiot obrabiany - tuleja cylindro-  
wa

b/ prędkości składowe ośłki  $v_w$  - wzdłużna,  
 $v_o$  - obwodowa,  $v_s$  - skrawanie

Fig. 1. Diagram of the honing process:

a/ honing tool, 1 - body of the head/tool, 2 - abra-  
sive hones, 3 - holders for hones, 4 - expanding  
mandrel, 5 - workpiece;

b/ component speeds of the tool:  $v_w$  - longitudinal,  
 $v_o$  - peripheral,  $v_s$  - of cutting

W wyniku skojarzenia ruchu obwodowego  $v_o$  i posiowego  $v_w$  każde ziarno ośki/pilnika ściernego/ wyznacza na powierzchni obrabianej tulei cylindrowej linię śrubową o kącie przecięcia śladów  $\varphi$  rys. 1b. Wielkość kąta  $\varphi$  uzależniona jest od stosunku prędkości wzdłużnej  $v_w$  do prędkości obwodowej  $v_o$  i obliczamy ją z zależności:

$$\operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} = \frac{v_w}{v_o}$$

Grubość zdejmowanej warstwy materiału podczas gladzenia uzależniona jest od wielkości średnicy obrabianego otworu i wynosi 0,2 - 0,1 mm. Osiągalna dokładność wymiarowa gladzonych otworów tulei cylindrowych wynosi od 0,005 - 0,0002 mm zależnie od średnicy obrabianego otworu. Klasa chropowatości powierzchni otworów gladzonych zależy przede wszystkim od wielkości ziaren pilników ściernych, nacisku jednostkowego oraz rodzaju i twardości materiału obrabianego. Możliwa do osiągnięcia, przy zachowaniu szczególnych warunków procesu gladkość powierzchni wynosi  $R_a = 0,16 \pm 0,04 \mu\text{m}$  co odpowiada klasie 10 + 12. W porównaniu ze szlifowaniem - gladzenie zapewnia uzyskanie lepszej struktury geometrycznej powierzchni obrabianej. Otrzymane w wyniku honowania powierzchnie gladzi tulei cylindrowych charakteryzują się poza wysokimi dokładnościami korzystnymi własnościami użytkowymi, a w szczególności wysoką odpornością na ścieranie, korozję i zmęczenie. W stosunku do innych sposobów obróbki powierzchniowej gladzenie charakteryzuje się następującymi cechami:

- wysoką wydajnością obróbki
- możliwością obróbki kilku otworów jednocześnie
- krótkim czasem mocowania części na obrabiarce
- niską temperaturą w strefie skrawania
- prostym sposobem regulacji głowicy na określony wymiar
- zmniejszoną korelacją pomiędzy dokładnością obróbki, a dokładnością obrabiarki wynikającą ze zrównowazenia się sił w układzie przedmiot - narzędzie
- możliwością uzyskania korzystnej struktury geometrycznej powierzchni obrabianej zapewniając jej odporność na zużycie.

Wśród wielu mających istotny wpływ na przebieg prawidłowo-



wego procesu gładzenia decydujących o dokładności geometrycznej obrabianego otworu i uzyskaniu odpowiedniej jakości struktury powierzchni gładzi tulei wyróżniamy czynniki związane z narzędziem.

## 2. CZYNNIKI ZWIĄZANE Z NARZĘDZIEM

Badania doświadczalne prowadzone na różnych typach i odmianach głowic do gładzenia - honowania wykazują bardzo istotny wpływ ich konstrukcji na skuteczność poprawienia wymiarów, kształtu i jakości struktury geometrycznej powierzchni obrabianej tulei cylindrowych. Uzyskanie wysokiej jakości struktury geometrycznej o podwyższonych właściwościach użytkowych wymaga opracowania nowej konstrukcji głowicy zwracając szczególną uwagę na:

- sztywność głowicy
- sposób rozpięcia oselek
- rodzaj oselek
- siłę docisku oselek do powierzchni przedmiotu obrabianego.

### 2.1. SZTYWNOŚĆ GŁOWICY

Wpływ sztywności głowicy oselkowej na jakość powierzchni obrabianej i parametry geometryczne otworu jest bardzo duży. Mała sztywność narzędzia - głowicy jednego z głównych czynników układu OUPN w istotny sposób wpływa na znaczne zmiany parametrów obróbki w pełnym cyklu procesu gładzenia, a w wyniku końcowym na pogorszenie jakości struktury geometrycznej powierzchni obrabianej i zmniejszenie jej walorów użytkowych oraz ogranicza możliwość poprawienia parametrów kształtu otworu. Z analizy konstrukcyjnej aktualnie stosowanych w praktyce warsztatowej do obróbki gładzeniem głowic wynika jednoznacznie, że pomimo ich dużej ilości odmian, wszystkie z nich posiadają takie same lub bardzo do siebie zbliżone sposoby roz-

pierania osełek z oprawkami jedno lub dwustopniowym trzpieniem stożkowym. Żaden z tych sposobów nie zapewnia utrzymania stałych warunków gładzenia w całym przedziale cyklu roboczego. Powoduje to powstawanie drgań głowicy - narzędzia, a zarazem i całego układu OUPN powodując znaczne zacięcia w procesie obróbki gładzeniem - honowaniem.

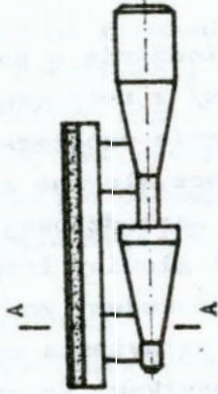
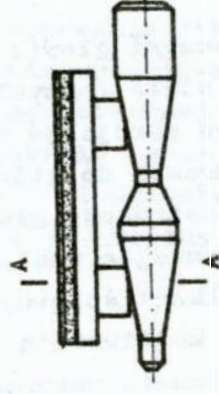
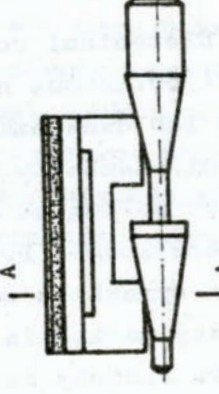
## 2.2. SPOSÓB ROZPIERANIA OPRAWEK Z OSEŁKAMI

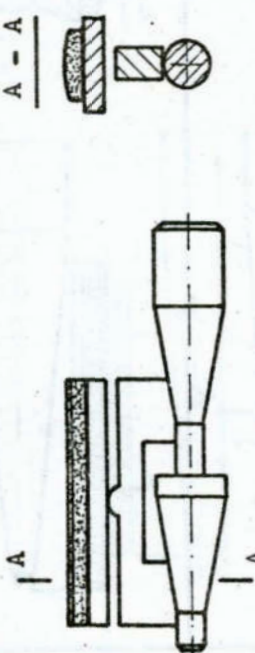
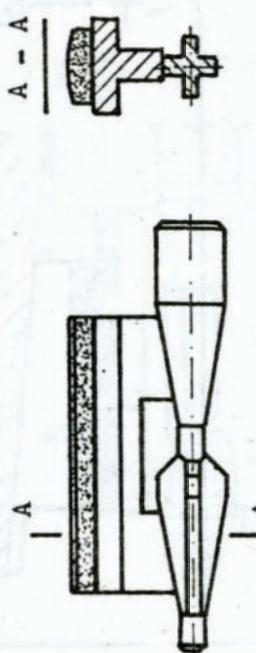
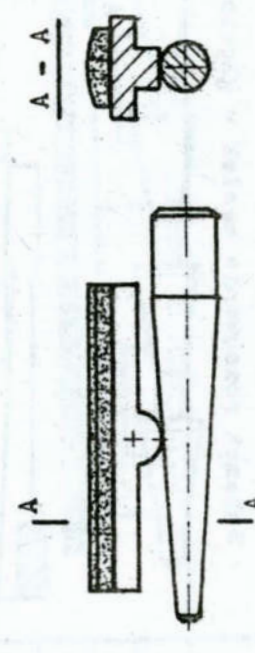
Elementami roboczymi głowic do gładzenia - honowania są osełki połączone na stałe /przyklejone/ z rozpieranymi poprzez jedno lub dwustożkowe specjalne trzpienie współpracujące z oprawkami. Kształty oprawek do których przyklejane są osełki ściernie zależą od konstrukcji głowicy narzędziowej i elementu rozpierającego. Przesuwając wzdłuż osi głowicy trzpienie rozpierający oprawki z osełkami ściernymi uzyskujemy zakres zmiany średnicy narzędzia z możliwością jego ustawienia na określony wymiar. Sposoby rozsuwania oprawek z osełkami ściernymi w zależności od wielkości gładzonego otworu, rodzaju powierzchni obrabianej /ciągła lub nieciągła/, kształtu ich zużywania się oraz materiału z jakiego są one wykonane pokazano w tabeli 1.

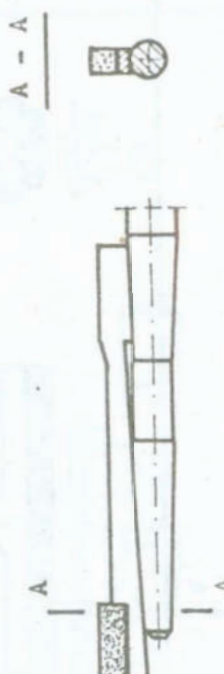
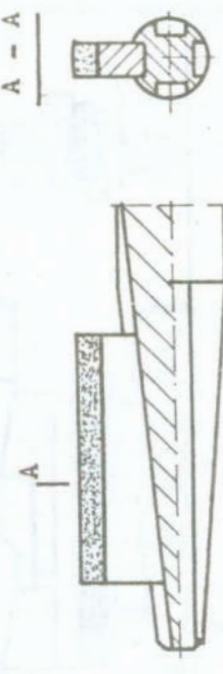
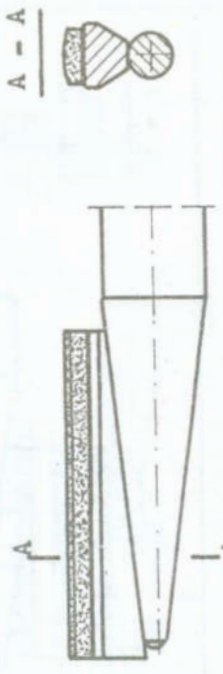
We wszystkich przedstawionych tam rozwiązaniach konstrukcyjnych rozsunięcia oprawek z osełkami ściernymi dokonuje się poprzez osiowe przesunięcie stożków je rozpierających. Po wycofaniu się stożków rozpierających do pozycji wyjściowej, oprawki z osełkami ściernymi, za pomocą sprężyn je opasujących usytuowanych na ich końcach zsuwane są do środka głowicy. Sprężyny te są zawsze napięte przez co zapewniony jest ciągły styk części stożkowej trzpienia rozpierającego ze stożkami oprawek osełek. Pomimo zastosowania we wszystkich tych przypadkach takiego samego lecz czasami nieco inaczej usytuowanego elementu rozpierającego, każda konstrukcja ma charakterystyczne sobie cechy.

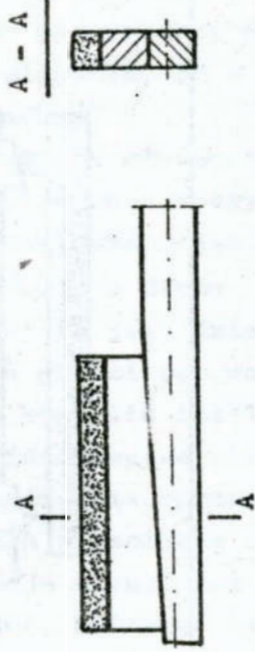
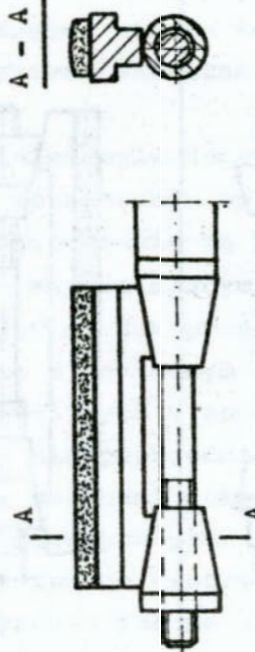

Sposób rozsuwania oprawek z osełkami ściernymi pokazany w tabeli 1 poz. 1, 2, 3, 5 i 12 polega na poosiowym przesunięciu trzpienia z usytuowanymi na nim dwoma jednokierunkowymi stożkami rozpierającymi.

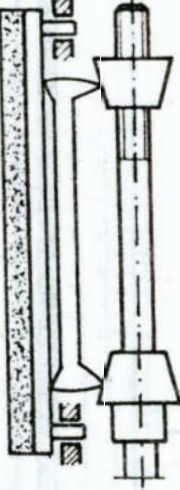
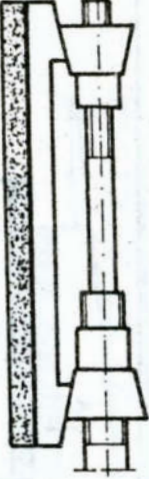
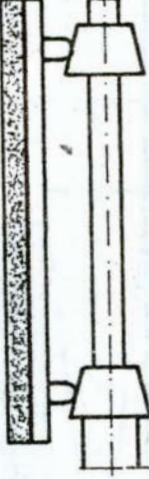
Tabela 1. Zestawienie różnych rozwiązań rozsuwania oselek w głowicach do honowania  
 Table 1. Juxtaposition of different cases of the displacement of hones in the honing tools

Typ	Charakterystyka głowicy	Schemat rozsuwania oselek w głowicach
1	Do otworów o średnicach powyżej 20 mm. Stożki o jednakowym kierunku zbieżności. Liczba oselek $i = 3 - 6$	
2	Do otworów o średnicach powyżej 25 mm. Powierzchnie otworów ciągłe i nieciągłe / wielowypusty, rowki wpust.	
3	Do otworów o średnicach powyżej 30 mm. Osełki diamentowe zaprofilowane na średnicę obrabianego otworu	

Typ	Charakterystyka głowicy	Schemat rozsuwania oselek w głowicach
4	<p>Do otworów o średnicach powyżej 30 mm. Stożki o kierunkach zbieżnych. Oprawki oselek zamocowane wahlíwie powodują równomierne zużywanie się oselek. Nie poprawia kształtu otworu.</p>	
5	<p>Do otworów o średnicach do 30 mm. Stożki o kierunkach zbieżnych. Nie zapewnia stałego nacisku w procesie honowania.</p>	
6	<p>Do otworów o średnicach powyżej 20 mm i małej długości. Samoustawianie się oselek wzdłuż tworzących otworu. Nie poprawia kształtu otworu.</p>	

Typ	Charakterystyka głowicy	Schemat rozsuwania oselek w głowicach
7	<p>Do otworów o średnicach do 15 mm. Możliwość uzyskania powierzchni o wysokiej gładkości.</p>	
8	<p>Do otworów o średnicach powyżej 15 mm. Rozpiernianie pojedynczym klinem. Wysoka jakość powierzchni. Możliwość zakleszczania się podczas pracy.</p>	
9	<p>Do dokładnej obróbki otworów przelotowych i nie przelotowych. Rozpiernianie pojedynczym klinem o dużej zbieżności.</p>	

Typ	Charakterystyka głowicy	Schemat rozsuwania oselek w głowicach
10	<p>Do otworów o średnicach poniżej 20 mm</p> <p>Rozpieranie pojedynczym klinem o małej zbieżności. Wysoka jakość powierzchni obrabianej.</p>	
11	<p>Do otworów o średnicach powyżej 40 mm</p> <p>Rozpieranie stożkami o przeciwnych kierunkach zbieżności.</p>	
12	<p>Do otworów o średnicach powyżej 30 mm</p> <p>Leżących w jednej osi. Zmienne naciski narzędzia na przedmiot obrabiany.</p>	

Typ	Charakterystyka głowicy	Schemat rozsuwania oselek w głowicach
13	Do otworów o średnicach powyżej 40 mm przy użyciu dodatkowego elementu rozpierającego osiaki. Stożki o przeciwnych kierunkach zbieżności.	
14	Do otworów o średnicach powyżej 30 mm. Stożki o przeciwnych kierunkach zbieżności przesuwane śrubą dwustronną.	
15	Do różnych otworów o średnicach powyżej 30 mm. Stożki o jednakowych kierunkach zbieżności.	

Ze względu na prostotę konstrukcji, łatwość obsługi i wykonania, sposób ten jest najczęściej stosowany, pomimo iż dla zapewnienia ciągłego i równomiernego przylegania osełek ściernych do powierzchni gładzonej otworu tulei wymaga częstego ich obciążania, co w praktyce warsztatowej wykonuje się bardzo rzadko.

Podczas gładzenia tulei cylindrowych za pomocą głowic narzędziowych w których rozpieranie oprawek z osełkami ściernymi realizowane jest bezpośrednio za pomocą jednego stożka lub pośrednio dwoma, ale zapewniającymi jedynie styk punktowy to jest działającymi jak przegub poz. 4 i 6 tabela 1, obróbka gładzi odbywa się z dokładnym odwzorowaniem wszystkich błędów kształtu tulei powstałych w poprzedzającej operacji.

Nieco lepsze efekty niż poprzednio uzyskuje się stosując do rozpierania oprawek z osełkami ściernymi trzpieni o dwu stożkach przeciwnie skierowanych poz. 11 tablica 1. Stożki te posiadają wewnętrzne gwintowane otwory przelotowe lewo i prawozwojne, które po nakręceniu ich na trzpień specjalny montowane są w głowicy narzędziowej i zabezpieczane przed obrotem. Przy pokręcaniu trzpienia z naciętym na nim gwintem lewo i prawozwojnym na którym zamontowano stożki następuje ich zbliżanie się do siebie, a poprzez ich tworzące wysuwanie oprawek z osełkami ściernymi i powiększanie średnicy obróbki narzędzia. Rozpieranie osełek stożkami przeciwnie skierowanymi daje efekt w postaci otrzymania powierzchni lepszej jakości ze względu na bardziej równomierne przyleganie i zużywanie się pilników ściernych. Innym wariantem tego samego rozwiązania jest sposób przedstawiony w poz. 13 tablica 1. Zastosowany został tu element pośredniczący poprzez który stożki oddziałują na oprawki z osełkami ściernymi co wymaga jednak zastosowania dodatkowego prowadzenia trzpieniami oprawek. Rozwiązanie to wykazuje jednak znaczne wady, ponieważ w wyniku rozbudowania mechanizmu rozsuwania oprawek z osełkami ściernymi, sumują się błędy wykonania ich poszczególnych elementów i luzów roboczych co stwarza trudności przy uzyskaniu kształtu otworu tulei i wpływa na pogorszenie jakości obrabianej powierzchni.



### 2.3. RODZAJ OSELEK ŚCIERNYCH

Najistotniejszy wpływ na strukturę geometryczną powierzchni obrabianej tulei cylindrowej podczas gładzenia mają oseeki ścierne zastosowane szczególnie do obróbki wykańczającej. W odróżnieniu od innych narzędzi skrawających, oseeki ścierne mają powierzchniowy kontakt z przedmiotem obrabianym i kształt ich powierzchni roboczej odwzorowywany jest na gładzi tulei cylindrowej. Prawidłowy dobór oselek ściernych oprócz ich ilości i wymiarów geometrycznych powinien przede wszystkim uwzględniać: twardość, ziarnistość, rodzaj materiału ściernego i spoiwo. Najczęściej do wykonywania oselek ściernych używanych do gładzenia stosowane są następujące materiały:

- elektrokorund szlachetny /99A/
- węgiel krzemu zielony /99C/
- węgiel krzemu czarny /98C/ na podłożu ceramicznym lub bakielitowym.

Wybór rodzaju materiału ściernego z jakiego wykonana jest osełka zależy od właściwości materiału obrabianego.

Przy gładzeniu - honowaniu żeliwa i stopów nieżelaznych stosowane są oseeki ścierne z węglika krzemu, a stal - z elektrokorundu. Dobór charakterystyki oselek ściernych do gładzenia tulei cylindrowych w oparciu o analogiczne zalecenia, jak przy szlifowaniu jest niewłaściwy z uwagi na zupełnie odrębne warunki pracy. Ostrza poszczególnych ziaren ściernych przy szlifowaniu pracują tylko okresowo i pod obciążeniem dynamicznym oraz przy dużych prędkościach skrawania. Podczas gładzenia natomiast poszczególne ziarna oselek ściernych pracują przy znacznie mniejszych prędkościach skrawania zachowując przy tym przez cały okres obróbki stały kontakt z materiałem obrabianym. Jedynie przy doborze twardości materiału ściernego zachowana jest ta sama zasada to znaczy, że przy gładzeniu materiałów twardych, a przede wszystkim o dużej wytrzymałości na rozciąganie stosowane są oseeki ścierne o zmniejszej twardości, natomiast przy obróbce materiałów miękkich - o większej twardości.

Bardzo istotnym czynnikiem jest również stosowanie oselek ściernych o odpowiedniej ziarnistości. Charakterystyczny wy-

miar ziaren wytwarzanych osełek ściernych używanych do gładzenia - honowania zawarty jest w granicach od  $630 \pm 3 \mu\text{m}$ . Osełki gruboziarniste stosuje się przy gładzeniu wstępnym, a drobnoziarniste - honowaniu wykańczającym.

Do obróbki gładzi tulei cylindrowych, jak również i cylindrów silników spalinowych wykonywanych najczęściej z żeliwa używa się zasadniczo następujących rodzajów osełek ściernych:

- z metalowych nasypem diamentowym na części skrawającej
- z węgla krzemu o spoiwie ceramicznym

Podstawową zaletą osełek ściernych diamentowych jest ich wyjątkowo wysoka odporność na ścieranie przekraczająca kilkaset razy trwałość ceramicznych. Stosowane w procesie gładzenia, pomimo ich wysokiej ceny, wpływają na znaczne obniżenie kosztów obróbki. Niewielkie i równomierne zużywanie się podczas obróbki osełek diamentowych pozwala na stosowanie ich na obrabiarkach - automatach wyposażonych w specjalnej konstrukcji głowice gładzarskie przystosowane do pomiaru aktywnego. Z uwagi na fakt, że powierzchnia gładzi po obróbce osełkami diamentowymi jest nierówna, poszarpana i ponadrywana koniecznym jest stosowanie operacji wykańczających. Ponadto brak możliwości samoostrczenia się osełek diamentowych, możliwość obróbki nimi tylko tulei o jednej średnicy z koniecznością wcześniejszego przeszlifowania głowicy na dany wymiar i trudności w uzyskaniu jednolitej - równomiernej struktury geometrycznej powierzchni po gładzeniu - honowaniu, coraz częściej zmuszają do odhodzenia od stosowania ich w procesie wytwarzania tulei żeliwnych.

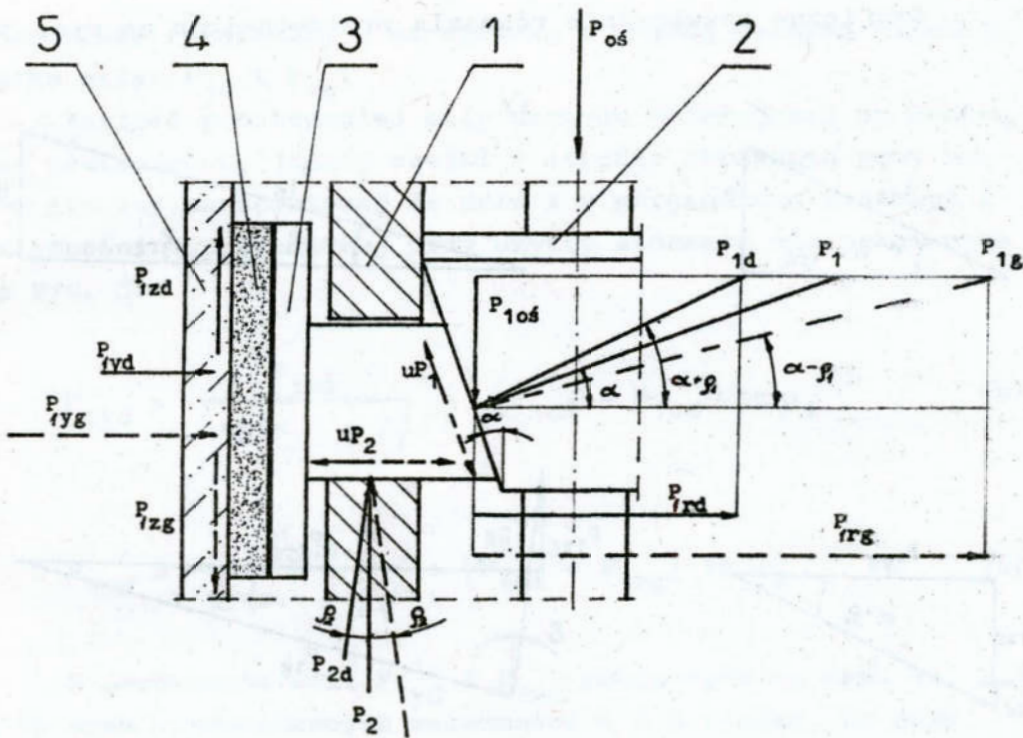
Obróbka tulei cylindrowych silników spalinowych osełkami ściernymi ceramicznymi jest jednak trudniejsza niż diamentowymi, gdyż nierównomierna twardość oraz mała trwałość tych narzędzi powoduje częste ich wymiany lub ostrzenie. Dlatego też osełki ściernie używane w jednej głowicy powinny być tej samej twardości. Takie skojarzenie osełek likwiduje znacznie nierównomierność ich zużywania się w czasie pracy i wpływa na podwyższenie jakości obrabianej powierzchni gładzi.

#### 2.4. SIŁA DOCISKU OSELEK DO POWIERZCHNI PRZEDMIOTU OBRABIANEGO

Wielkość nacisku osełek ściernych na powierzchnię gładzi tulei cylindrowej w strefie skrawania ma decydujący wpływ na: wydajność, dokładność kształtu i jakość struktury geometrycznej obrabianej powierzchni. Dotychczas parametr ten zakładano z góry nie analizując szczegółowo skutków jego działania. Sądzono bowiem, że stały nacisk wywierany na trzpień rozpierający oprawki z osełkami ściernymi w pełnym cyklu gładzenia jest również przenoszony na narzędzie i przedmiot obrabiany, co w praktyce warsztatowej nie znalazło potwierdzenia. Okazało się bowiem, iż pomimo stałego nacisku wywieranego na trzpień rozpierający oprawki z osełkami ściernymi, naciski na powierzchnię obrabianego w strefie skrawania zmieniają się w dość znacznym zakresie. Ten zmienny nacisk osełek ściernych na powierzchnię obrabianą oddziałuje natychmiast na otwór powiększając jego błędy kształtu i pogarszając jakość struktury geometrycznej gładzi.

Siły występujące w głowicy narzędziowej podczas procesu gładzenia - honowania wynikają z nacisku trzpienia rozpierającego osełki z oprawkami, tarcia i skrawania pokazano na rys. 2.

Przy ruchu głowicy narzędziowej w dół wszystkie siły w niej występujące oznaczone są linią ciągłą, natomiast przy jej ruchu do góry - przerywaną. W czasie pełnego cyklu pracy narzędzia, na stożkową powierzchnię trzpienia 2 rozpierającego oprawki z osełkami ściernymi 3 i 4 działa stała wartość siły osiowej  $P_{os}$ . Jeżeli założy się, że głowica narzędziowa wyposażona jest w  $n$  osełek ściernych, to na każdą z nich działa siła osiowa  $P_{1os} = \frac{P_{os}}{n}$ . Wówczas to na stożkową powierzchnię trzpienia 2 przy ruchu głowicy gładzarskiej w dół i wysuwaniu się osełki ściernej 4 wraz z oprawką z korpusu 1 działają siły:  $P_{1d}$  odchylona od prostej prostopadłej do tworzącej stożka rozpierającego  $P_1$  o kąt tarcia  $\rho_1$  powstały w wyniku tarcia stożka 2 o oprawkę 3 i  $P_{2d}$  odchyloną o kąt  $\rho_2$  powstały w wyniku tarcia oprawki z osełką 3 i 4 o korpus głowicy 1. Wielkość kątów  $\rho_1$  i  $\rho_2$  zależy od współczynników tarcia pomiędzy stykającymi się materiałami.



Rys. 2. Układ sił w głowicy podczas pracy przy jej ruchu w dół oznaczony linią ciągłą i do góry oznaczony linią przerywaną. 1 - korpus głowicy, 2 - trzpień stożkowy, 3 - oprawka oselki, 4 - oselka ścierna, 5 - przedmiot obrabiany

Fig. 2. Force system in the head/tool during work at its movement downward marked with full line and upward marked with dotted line: 1 - body of the head/tool, 2 - conical mandrel, 3 - hone holder, 4 - abrasive hone, 5 - workpiece

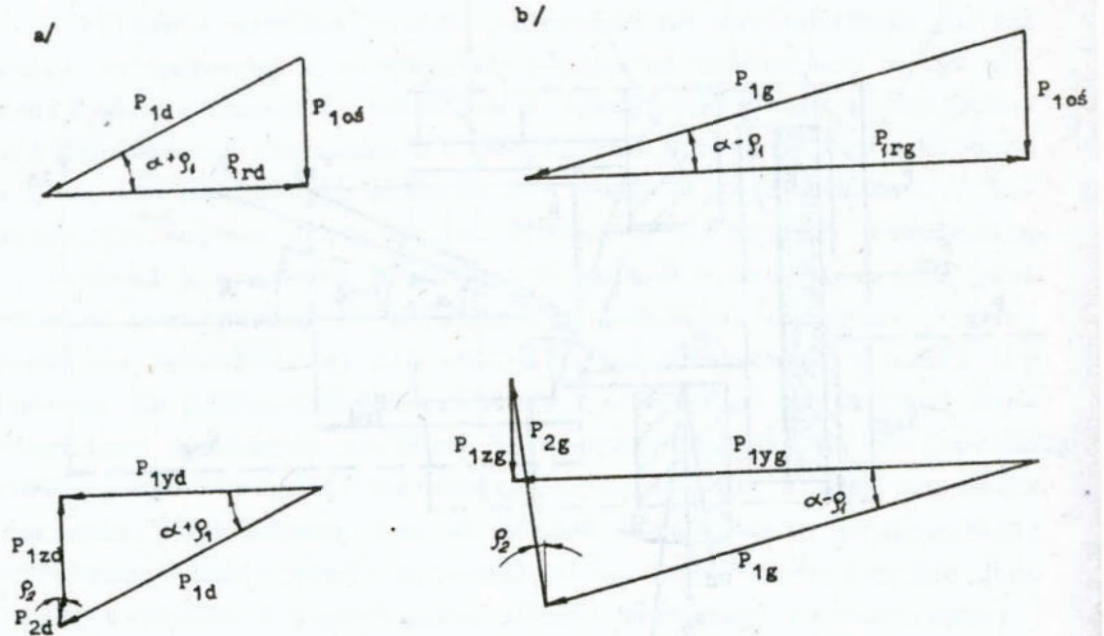
Przy ruchu głowicy narzędziowej w dół, pomiędzy jej elementami, a przedmiotem obrabianym działają następujące siły:  $P_{1d}$ ,  $P_{2d}$ ,  $P_{yd}$  i  $P_{zd}$ . Równanie tych sił zapisane w formie wektorowej przyjmuje postać:

$$\vec{P}_{1d} + \vec{P}_{2d} + \vec{P}_{yd} + \vec{P}_{zd} = 0 \quad (2)$$

gdzie:

$$\vec{P}_{1d} = \vec{P}_1 + u\vec{P}_1 \quad \text{a} \quad \vec{P}_{2d} = \vec{P}_2 + u\vec{P}_2$$

Graficzne rozwiązanie równania przedstawiono na rys. 3a.



Rys. 3. Graficzne wyznaczenie wielkości wsil występujących w głowicy podczas gładzenia a - przy ruchu głowicy w dół, b - przy ruchu głowicy do góry

Fig. 3. Graphical determination of the magnitude of forces occurring in the head/tool during honing: a - at head movement downward, b - at head movement upward

Analogicznie dla ruchu głowicy do góry równanie sił przyjmuje postać:

$$P_{1g} + P_{2g} + P_{yg} + P_{zg} = 0 \quad (3)$$

gdzie:

$$P_{1g} = P_1 + uP_1 \quad \text{a} \quad P_{2g} = P_2 + uP_2$$

Graficzne rozwiązanie równania 3 można uzyskać korzystając ze schematu sił przedstawionego na rys. 3b.

Przy równomiernym rozłożeniu oselek z oprawkami na obwodzie okręgu korpusu głowicy narzędziowej, promieniowe składowe siły  $P_{1rd}$  i  $P_{1rg}$  są odpowiednio między sobą równe i wza-

jemnie się równoważą, a na oprawkę z osełką ścierną działają tylko siły:  $P_{1d}$  i  $P_{1g}$ .

Wartość prostopadłej siły nacisku działającej na roboczą powierzchnię jednej osełki w strefie skrawania przy ruchu głowicy narzędziowej do dołu i w górę możemy wyliczyć z zależności wyprowadzonej przy użyciu schematu sił pokazanych na rys. 3.

$$P_{1yd} = \frac{P_{1oś}}{\operatorname{tg}(\alpha + \rho_1)} - (P_{1oś} - P_{1zd}) \operatorname{tg} \rho_2 \quad (4)$$

a

$$P_{1yg} = \frac{P_{1oś}}{\operatorname{tg}(\alpha - \rho_1)} + (P_{1oś} + P_{1zg}) \operatorname{tg} \rho_2 \quad (5)$$

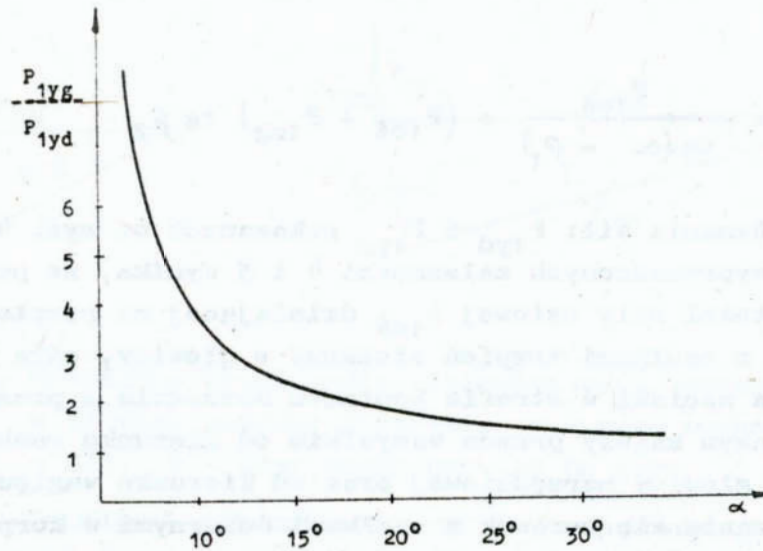
Z porównania sił:  $P_{1yd}$  i  $P_{1yg}$  pokazanych na rys. 4a i 4b oraz wyprowadzonych zależności 4 i 5 wynika, że przy stałej wartości siły osiowej  $P_{1oś}$  działającej na rozpierający oprawkę z osełkami trzpień stożkowy w głowicy, siła  $P_{1yd}$ , określająca naciski w strefie kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym zależy przede wszystkim od kierunku ruchu wzdłużnego głowicy narzędziowej oraz od kierunku względnego przemieszczania się oprawek z osełkami ściernymi w korpusie. Z analizy zależności wyprowadzonej na  $P_{1yd}$  i  $P_{1yg}$  wynika, że siła ta osiąga wartość maksymalną przy ruchu głowicy narzędziowej od góry i przemieszczaniu oprawki z osełką ścierną do jej osi obrotu ( $P_{1yg}$ ), a minimalną podczas ruchu głowicy narzędziowej do dołu ( $P_{1yd}$ ).

Stosunek wielkości sił nacisku przy ruchu głowicy w górę  $P_{1yg}$  do wartości przy jej ruchu w dół  $P_{1yd}$  obliczonych z zależności 4 i 5 dla różnych wartości kąta pochylenia tworzącej stożka rozpierającego oprawkę z osełkami ściernymi przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2.

Kąt pochyle- nia tworzą- cej stożka $\alpha$	8°	10°	15°	20°	25°	30°
$\frac{P_{1yg}}{P_{1yd}}$	6	3,7	2,3	1,9	1,7	1,6

Zależności wyszczególnione w tabeli 2 przedstawiono graficznie na rys. 4.



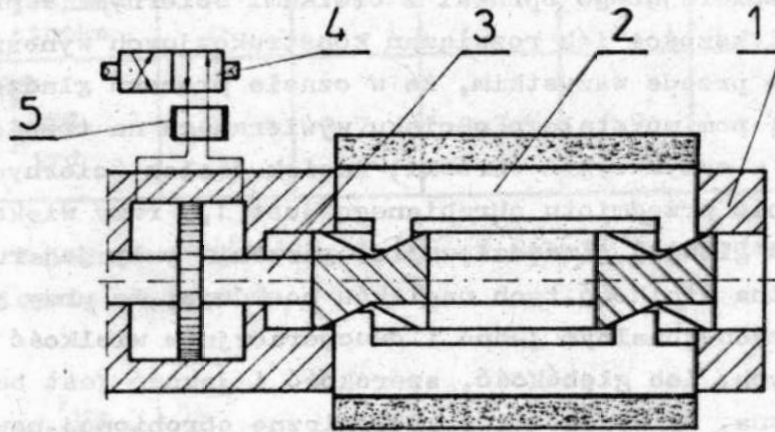
Rys. 4. Krzywa zależności sił  $P_{1yg}/P_{1yd}$  od kąta pochylenia tworzącej stożka rozpierającego oprawki z oselkami.  $P_{1yg}$  - siła rozpierająca oprawki przy ruchu głowicy do góry,  $P_{1yd}$  - siła rozpierająca oprawki przy ruchu głowicy w dół,  $\alpha$  - kąt pochylenia tworzącej stożka rozpierającego

Fig. 4. Curve of the force dependence  $P_{1yg}/P_{1yd}$  on the angle of inclination of generating line of the taper strutting holders with hones:  $P_{1yg}$  - force strutting holders with the head moving upward,  $P_{1yd}$  - force strutting holders with the head moving downward,  $\alpha$  - angle of inclination of the generating line of strutting taper

Przeprowadzona obszerna analiza rozwiązań konstrukcyjnych różnych typów obecnie stosowanych głowic narzędziowych przy gładzeniu - honowaniu wykazuje, że kąt pochylenia tworzącej stożka rozpierającego oprawki z osełkami ściernymi w przeważającej większości ich rozwiązań konstrukcyjnych wynosi  $20^{\circ}$ . Oznacza to przede wszystkim, że w czasie procesu gładzenia - honowania, pomimo stałego nacisku wywieranego na trzpień rozpierający w całym cyklu obróbki, nacisk osełek ściernych na powierzchnię przedmiotu obrabianego jest 1,9 razy większy przy ruchu głowicy narzędziowej do góry niż przy jej ruchu w dół. Różna wielkość tych nacisków powoduje, że przy gładzeniu konwencjonalnym jedno i dwuoperacyjnym wielkość rys honowniczych, ich głębokość, szerokość i jakość jest bardzo zróżnicowana, a własności trybologiczne obrobionej powierzchni gładzi tulei cylindrowej są dalekie od korzystnych pod względem eksploatacyjnym i trwałościowym. Stąd też wyłoniła się konieczność opracowania takiej głowicy osełkowej, która umożliwiałaby uzyskanie stałego lub zbliżonego do stałego nacisku w strefie skrawania co umożliwi kształtowanie struktury geometrycznej powierzchni obrabianej tulei cylindrowej o podwyższonych własnościach użytkowych, odpornej na ścieranie - zużycie szczególnie podczas docierania w pierwszym okresie eksploatacji silnika. Taką głowicę osełkową pokazano na rys. 5. W korpusie 1 tej głowicy umieszczone są oprawki z osełkami ściernymi 2. Wysuwanie się osełek z oprawkami w kierunku promieniowym powoduje przesuwający się osiowo w korpusie głowicy specjalny trzpień podwójnie stożkowy lub walcowy z naciętymi kanałkami stożkowymi, którego górna część połączona jest na stałe z tłokiem tworząc siłownik dwustronnego działania o odpowiednim skoku. Takie rozwiązanie przemieszczania się trzpienia rozpierającego osełki ściernie z oprawkami umożliwia nie tylko uzyskanie w bardzo szerokim zakresie nacisków jednostkowych przez odpowiednie wycechowanie zaworu bezpieczeństwa regulującego wielkość ciśnienia dopływającego czynnika roboczego do komór cylindra, ale pozwala również zautomatyzować cały proces gładzenia - honowania i daje gwarancję uzyskania stałego nacisku osełek ściernych na przedmiot obrabiany niezależnie od kierunku ruchu posuwisto-zwrot-



nego głowicy.



Rys. 5. Głowica specjalna 1 - korpus głowicy, 2 - oprawki z oselkami, 3 - specjalny trzpień rozpierający podwójnie stożkowy, 4 - rozdzielacz, 5 - złącze obrotowe

Fig. 5. A special head: 1 - body of the head, 2 - holders with hones, 3 - special struting mandrel of dual cones, 4 - distributor, 5 - rotating joint

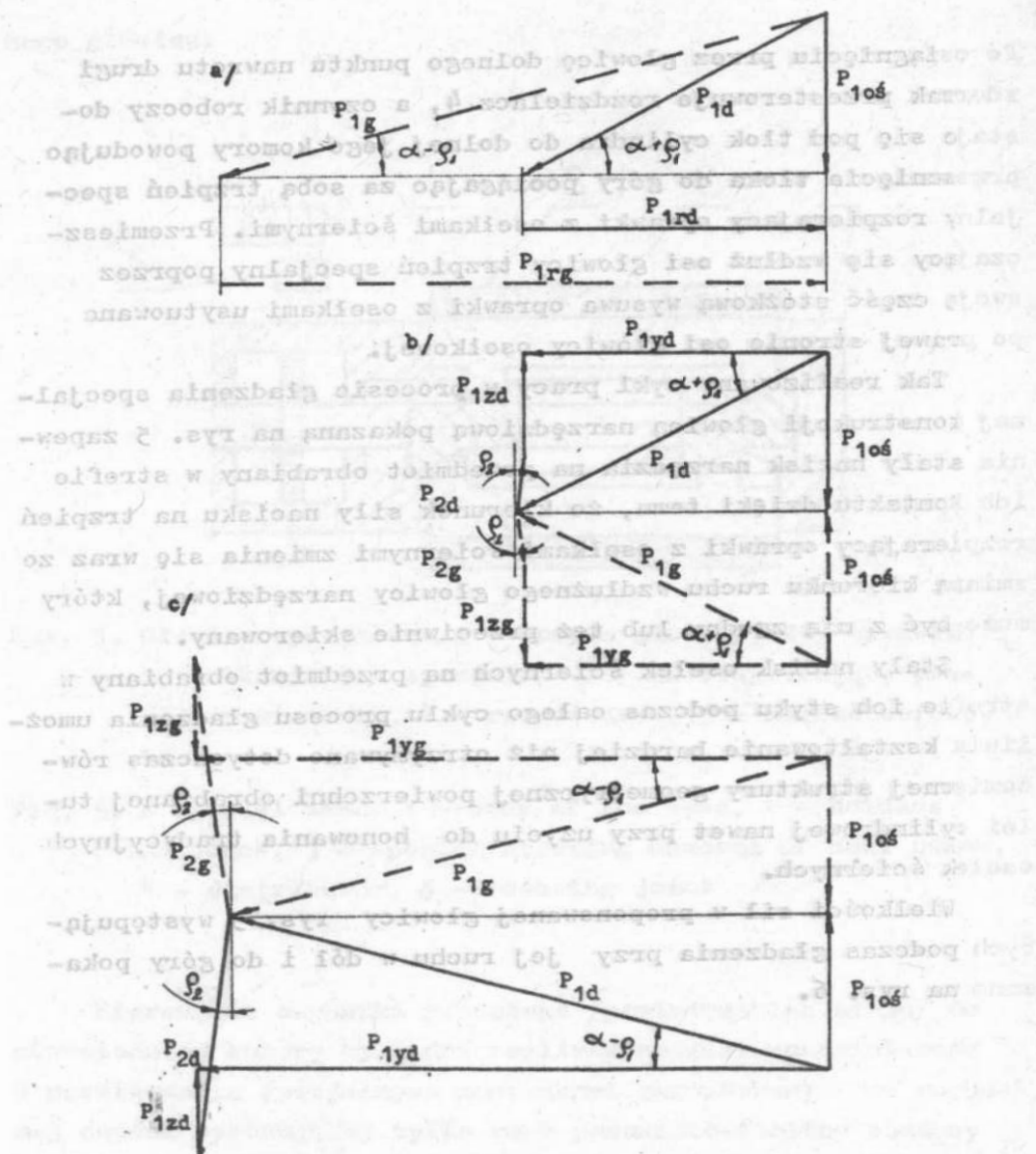
Kierowanie czynnika roboczego /powietrza lub oleju/ do odpowiedniej komory cylindra realizowane jest rozdzielaczem 4 przełączanym specjalnymi zderzakami zamontowanymi na ruchomej części wykonującej tylko ruch posuwisto-zwrotny obudowy wrzeciona gładzarki. Rozstawienie zderzaków jest tak usytuowane, że przełączają one dopływ czynnika roboczego do odpowiedniej komory po osiągnięciu przez głowicę jej dolnego lub górnego punktu nawrotu. Przy ruchu głowicy do dołu jeden ze zderzaków przełącza rozdzielacz 4 tak, że przez złącze obrotowe 5 kieruje czynnik roboczy do górnej części cylindra powodując jednocześnie przesunięcie się do dołu wzdłuż osi głowicy dwustożkowego specjalnego trzpienia 3 będącego przedłużeniem tłoczyska i wysuwanie oselek ściernych z oprawkami 2 znajdującymi się po lewej stronie osi głowicy narzędziowej.

Po osiągnięciu przez głowicę dolnego punktu nawrotu drugi zderzak przesterowuje rozdzielacz 4, a czynnik roboczy dostaje się pod tłok cylindra do dolnej jego komory powodując przesunięcie tłoka do góry pociągając za sobą trzpień specjalny rozpierający oprawki z osełkami ściernymi. Przemieszczający się wzdłuż osi głowicy trzpień specjalny poprzez swoją część stożkową wysuwa oprawki z osełkami usytuowane po prawej stronie osi głowicy osełkowej:

Tak realizowany cykl pracy w procesie gładzenia specjalnej konstrukcji głowicą narzędziową pokazaną na rys. 5 zapewnia stały nacisk narzędzia na przedmiot obrabiany w strefie ich kontaktu dzięki temu, że kierunek siły nacisku na trzpień rozpierający oprawki z osełkami ściernymi zmienia się wraz ze zmianą kierunku ruchu wzdłużnego głowicy narzędziowej, który może być z nią zgodny lub też przeciwnie skierowany.

Staly nacisk osełek ściernych na przedmiot obrabiany w strefie ich styku podczas całego cyklu procesu gładzenia umożliwia kształtowanie bardziej niż otrzymywano dotychczas równomiernej struktury geometrycznej powierzchni obrabianej tulei cylindrowej nawet przy użyciu do honowania tradycyjnych osełek ściernych.

Wielkości sił w proponowanej głowicy rys. 5 występujących podczas gładzenia przy jej ruchu w dół i do góry pokazano na rys. 6.



Rys. 6. Wielkość sił występujących w głowicy podczas gladzenia przy jej ruchu do dołu - linia ciągła i w górę - linia przerywana. a - konwencjonalnej, b - specjalnej w której siła nacisku na trzpieć i skrawania są przeciwnie skierowane, c - siła nacisku i skrawania skierowane w tym samym kierunku

Fig. 6. Magnitude of forces occurring in the head/tool during honing at the movement downward - full line, and upward - dotted line

## LITERATURA

1. Akmajew O.K., Kulikow S.I.: Uswietszenstwowannyj mechanizm rozżima honingowalnogo stanka Maszinostrotiel nr 6/1983 s. 36
2. Gotz M.: Honingowalnaja gołowka Reż. Instr. nr 41/81 s. 19 - 24
3. Heninghaus F.: Honingowalnaja gołowka Reż. Instr. nr 6/80 s. 24 - 27
4. Karwowski K.: Metoda i układ sterowania zmniejszające błędy walcowości honowanych otworów. Praca doktorska Politechnika Warszawska 1982
5. Kwapisz L., Walasik S.: Konstrukcja głowicy do gładzenia tulei cylindrowych o regularnej strukturze geometrycznej powierzchni obrabianej VIII Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej Koszalin 1985
6. Wictor H.R., Muller M.: Spanedes Fertigungsverfahren II Teil 4: Honen Werkzeuge Werkstattstechnik t. 72 nr 6/1982 s. 429 - 439
7. Lewandowski W.: Głowice do gładzenia otworów I Krajowa Narada Naukowo-Techniczna Bydgoszcz 1978
8. Patenty RFN - 1502590, 2450686, 2838948
9. Patenty PRL - 81999, 110355, 114367, 219526, 231952, 258185

## Streszczenie

W artykule - pracy przeanalizowano główne czynniki mające istotny wpływ na prawidłowy przebieg procesu gładzenia - honowania. Dokonano szczegółowej analizy rozkładu sił występujących w głowicy osełkowej w pełnym cyklu obróbkowym. Stwierdzono, że w trakcie gładzenia, nacisk osełek na przedmiot obrabiany w strefie skrawania przy ruchu głowicy do góry jest 1,9 razy większy niż przy jej ruchu w dół. Powoduje to, że struktura geometryczna obrabianej powierzchni posiada rysy o różnej głębokości i wysokości wierzchołków oraz przypadkowym ich rozmieszczeniu, co wpływa ujemnie na współpracę skojarzenia

tuleja - tłok, szczególnie w okresie docierania.

Analiza ta pozwoliła na opracowanie konstrukcji specjalnej głowicy oselkowej zapewniającej stały nacisk narzędzia na powierzchnie obrabiane w pełnym cyklu gładzenia i kształtowanie bardziej równomiernej stereometrii powierzchni o korzystnych własnościach użytkowych.

THE EFFECT OF HONING TOOL DESIGN ON THE POSSIBILITY OF OBTAINING THE HONE CONSTANT PRESSURE ON THE WORKPIECE WITHIN THE WHOLE HONING CYCLE

Summary

In the paper, basic factors essentially affecting the proper course of the honing process have been analyzed. A detailed analysis of the distribution of forces occurring in the honing tool during the whole machining cycle has been carried out. It was stated that during honing the pressure of hones on the workpiece in the cutting zone at the head/tool moving upward was 1,9 times greater than at the movement downward. It was the reason of scratches appearing on the machined surface after honing. The geometrical structure with scratches of different depths and heights of tops and with their random spacing, negatively influences the mating of sleeve-piston matchings especially during the running-in.

This analysis made it possible to work out the construction of a special honing head enabling to keep a constant pressure of the tool on the machined surface within the whole cycle of honing and to form more uniform surface stereometry of advantageous functional properties.

Stanisław Walasik  
Marek Bohuszewicz

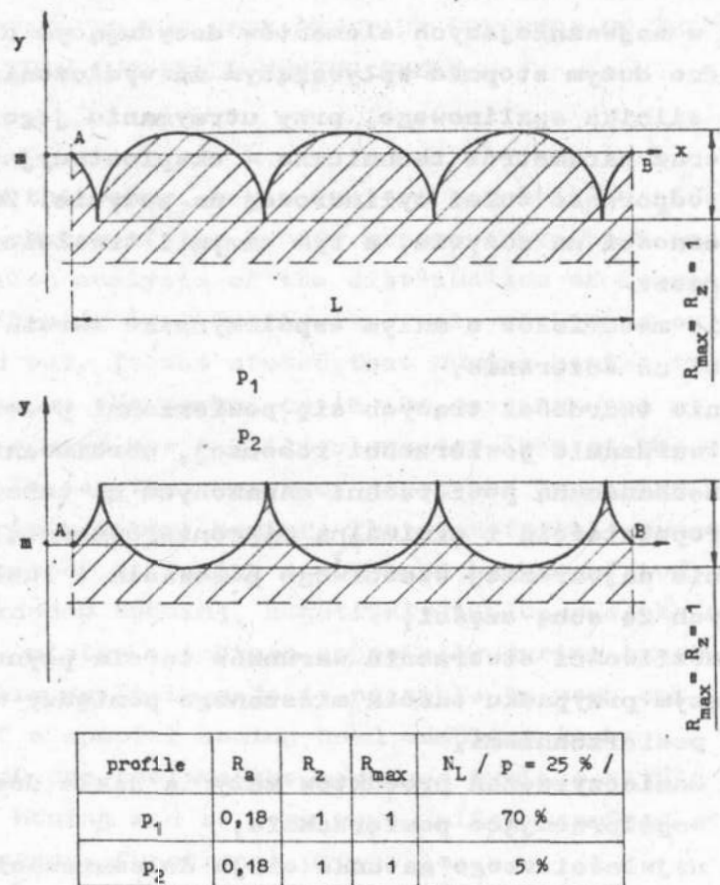
**MOŻLIWOŚCI KSZTAŁTOWANIA W PROCESIE GŁADZENIA NA POWIERZCHNI ROBOCZEJ TULEI CYLINDROWYCH REGULARNIE ROZMIESZCZONYCH RYS STRUKTURY PODSTAWOWEJ**

Jednym z najważniejszych elementów decydującym o trwałości i w bardzo dużym stopniu wpływającym na wydłużenie okresu użytkowania silnika spalinowego, przy utrzymaniu jego wysokiej sprawności oraz parametrów techniczno - eksploatacyjnych jest odpowiednia odporność tulei cylindrowej na zużycie. Zwiększenie ich odporności na zużycie, a tym samym i trwałości można uzyskać poprzez:

- a/ stosowanie materiałów o małym współczynniku tarcia i dużej odporności na ścieranie,
- b/ zwiększenie twardości trących się powierzchni przez: hartowanie, utwardzanie powierzchni roboczej, chromowanie, itp.,
- c/ obróbkę mechaniczną powierzchni narażonych na tarcie z optymalną chropowatością i minimalną mikronierównością,
- d/ zapewnienie najbardziej właściwego pasowania i luzów współpracujących ze sobą części,
- e/ w miarę możliwości stworzenie warunków tarcia płynnego lub w najgorszym przypadku tarcia mieszanego pomiędzy współpracującymi powierzchniami,
- f/ usuwanie zanieczyszczeń produktów zużycia jakie dostają się pomiędzy współpracujące powierzchnie,
- g/ dobranie najwłaściwszego gatunku oleju do smarowania współpracujących powierzchni.

Na szczególną uwagę zasługuje realizacja punktu c chociaż optymalizacja chropowatości powierzchni dla poszczególnych ro-

dzajów obróbki nie została jeszcze określona. Wynika to przede wszystkim, stąd, że aktualnie ocenę jakości chropowatości powierzchni a właściwie jej struktury geometrycznej ogranicza się w wymaganiach krajowych do podania tylko jednego z trzydziestu ją charakteryzujących parametrów a mianowicie  $R_a$ . Uniemożliwia to jednoznaczną jej ocenę, a jednocześnie i optymalizację ponieważ wiadomo, że powierzchnie o jednakowej wysokości chropowatości mogą posiadać różne cechy użytkowe, co pokazano na rys. 1.



Rys. 1. Niejednorodność parametrów chropowatości [3]

Fig. 1. Roughness parameters heterogeneity [3]

Wiadomo również, że w żadnym przypadku nie można przypisać uniwersalnego kryterium własności struktury geometrycznej powierzchni po gladzeniu tylko jednemu jej parametrowi, lecz należy ustalić pewien zespół, określić ich zmienność w zależności od rodzaju materiału, narzędzia i sposobu obróbki.

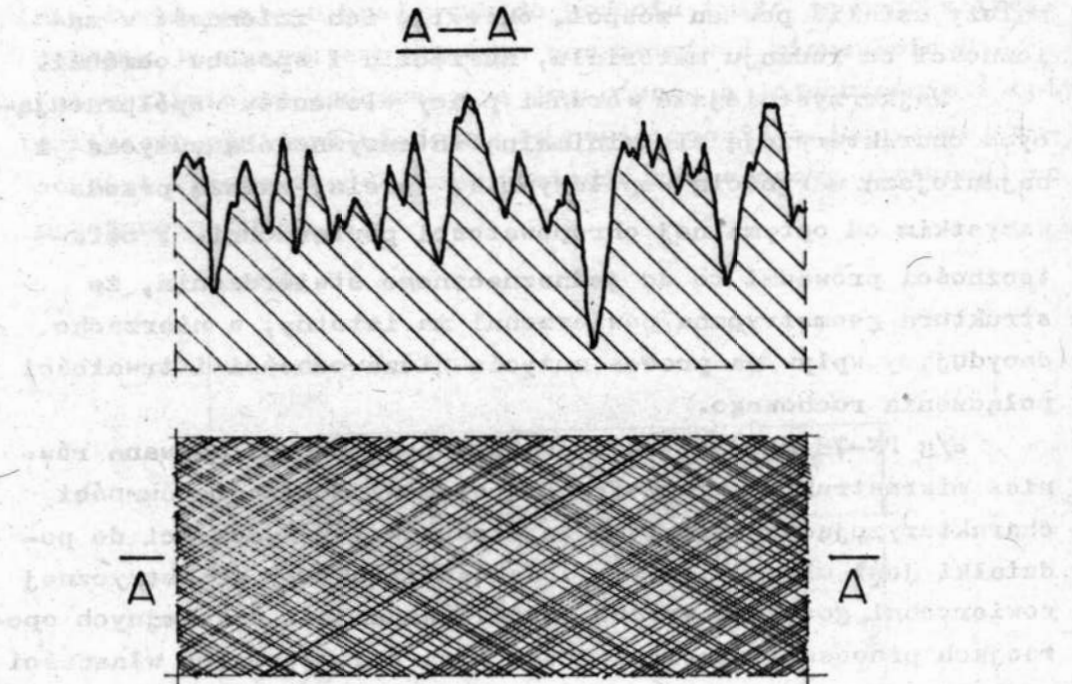
Najkorzystniejsze warunki pracy elementów współpracujących charakteryzują się minimalną intensywnością zużycia i najmniejszą wartością współczynnika tarcia, zależą przede wszystkim od optymalnej chropowatości powierzchni. W ostateczności prowadzi to do jednoznacznego stwierdzenia, że struktura geometryczna powierzchni ma istotny, a nierzadko decydujący wpływ na proces zużycia niezawodności i trwałości połączenia ruchowego.

W/g PN-73/M-04251 chropowatość powierzchni nazwana również mikrostrukturą geometryczną stanowi zbiór nierówności charakteryzujących się tym, że stosunek ich wysokości do podziałki jest większy od  $\frac{1}{40}$ . Jakość struktury geometrycznej powierzchni gotowego wyrobu kształtowana jest w kolejnych operacjach procesu technologicznego a na jej optymalne własności decydujący wpływ wywiera operacja końcowa.

Najczęściej stosowanym sposobem obróbki tulei cylindrowych silników spalinowych szczególnie wykańczającej, w trakcie której kształtuje się ostatecznie ich strukturę geometryczną i własności użytkowe jest gladzenie - honowanie. W aktualnie realizowanych technologicznych procesach gladzenia w kraju całkowicie pomija się kształtowanie odpowiedniej jakości struktury geometrycznej tulei, ponieważ uzyskanie jej w/g aktualnego stanu techniki wymaga wprowadzenia dodatkowych operacji pociągających za sobą znaczny koszt wytwarzania. Dlatego też gladzenie tulei odbywa się przede wszystkim w jednej operacji, przy zastosowaniu zmiennego w czasie nacisku jednostkowego oselek, ale ostatecznie kilka suwów wykonywanych jest przy zmniejszonych naciskach. Ma to na celu wytworzenie w początkowym okresie gladzenia, kiedy stosowane są duże naciski jednostkowe głębszych rys, a w końcowym przy małych naciskach zeskrwanie tylko wierzchołków nierówności /ścięcie tylko samych wierzchołków/ i wytworzenie odpowiednio dużej powierzchni nośnej. Sposób ten jednak nie daje możliwości uzys-



kania należytej jakościowo struktury geometrycznej powierzchni i odpowiednio dużej jej nośności co pokazano na rys. 2.



Rys. 2. Struktura geometryczna powierzchni po jednooperacyjnym gładzeniu - honowaniu

Fig. 2. Geometrical structure of surface after unioperational honing

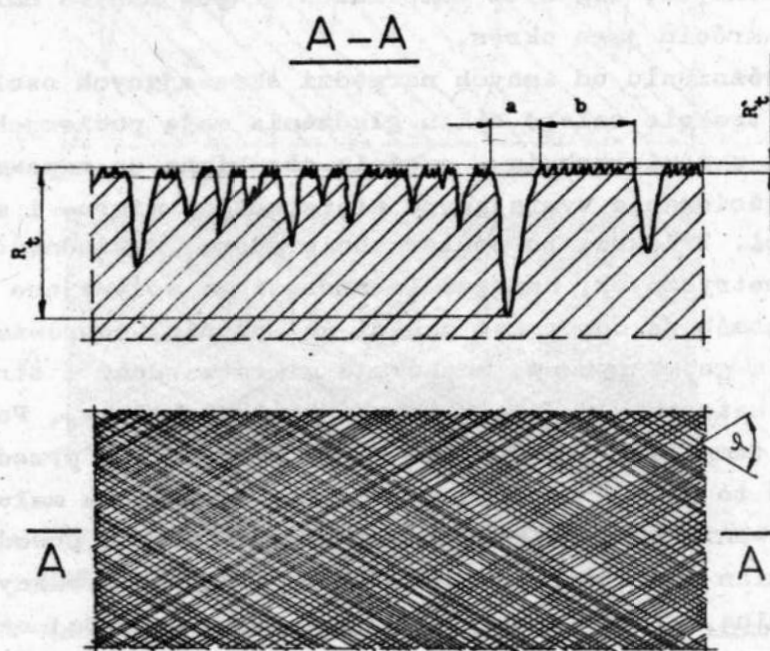
Struktura geometryczna powierzchni uzyskana podczas jednooperacyjnego gładzenia charakteryzuje się wyjątkową dużą ilością i o różnej wysokości wierzchołków oraz nierównomiernym ich rozłożeniem. Powoduje to, że powierzchnia styku części współpracujących po ich zmontowaniu, a przed dotarciem jest z reguły nawet przy właściwie dobranych parametrach obróbki, kilkakrotnie, a nawet kilkanaście razy mniejsza od tych, które powstaną po ich dotarciu. Wpływa to bezpośrednio na znaczny wzrost nacisków jednostkowych, których wartości przekraczają nawet kilkanaście razy dopuszczalne, podwyższenie temperatury stykających się powierzchni w czasie docierania, drgania, zwiększenie sił oporu powodujących straty energii mechanicznej i przespiesza zużycie połączenia.

Sam proces docierania, niezależnie od jakości struktury geometrycznej współpracujących powierzchni części powinien przebiegać tak, aby zwiększenie się pola ich styku /wzrost nośności/ powstało przy jaknajmniejszym zużyciu. Jednakże niezależnie od sposobu i rodzaju przeprowadzonej obróbki wykańczającej oraz jakości uzyskanej struktury geometrycznej powierzchni nie można całkowicie zrezygnować z docierania, można natomiast dzięki stosowaniu doskonalszych procesów technologicznych, lepszych materiałów i specjalnych narzędzi znacznie skrócić jego okres.

W odróżnieniu od innych narzędzi skrawających oseeki ściernie w trakcie całego cyklu gładzenia mają powierzchniowy kontakt z powierzchnią - częścią obrabianą co zapewnia efektywne ściernie wystających wierzchołków mikro- i makro nierówności. Zwiększa to powierzchnię nośną, dokładność wymiarów geometrycznych, naprężenia szczątkowe wpływające w istotny sposób na odporność części na zużycie, poprawia zniekształcenia geometryczne, zachowuje mikrotwardość i strukturę pierwotną materiału w jego warstwie powierzchniowej. Podczas gładzenia temperatura w strefie styku narzędzia z przedmiotem obrabianym to jest w strefie skrawania, z uwagi na małe prędkości skrawania może osiągnąć maksimum  $100^{\circ}\text{C}$ . Nie powoduje to żadnych zmian twardości powierzchni obrabianej uzyskanych obróbką cieplną, która to wpływa bezpośrednio na wydajność procesu gładzenia oraz tępienie się ziarn ściernych. W związku, z tym, że przy obróbce gładzenia powierzchnia robocza oseeki ciągle uczestniczy w skrawaniu, znacznie pogarszają się warunki usuwania wiórów, co bardzo często prowadzi do uszkodzenia lub zniszczenia zarówno narzędzia, jak również i powierzchni gładzi tulei cylindrowej. Dlatego też niezbędne jest ciągle odnawianie powierzchni roboczej narzędzia poprzez usuwanie stępionych ziaren ściernych.

Dążąc do zwiększenia trwałości, a tym samym i odporności na zużycie czołowe zachodnioeuropejskie firmy samochodowe jak: Berliet, Perkins, Steyer, Fiat, Mahle, Volvo i inne, przeprowadzając szczegółowe badania na różnych odmianach i wielkościach silników spalinowych wykazały, że właściwe ukształtowanie struktury geometrycznej powierzchni otworu tulei cylin-

drowych w procesie gładzenia wykańczającego odgrywa decydującą rolę w okresie docierania i wstępnej eksploatacji, a także ma korzystny wpływ na dalszą pracę silnika spalinowego. Stwierdziły one również jednoznacznie, że ukształtowanie jej w postaci głębokich rys  $R_t$  struktury podstawowej i małych rys  $R_t^i$  powierzchni nośnej rys. 3 sprzyja wyjątkowo szybkiemu dotarciu części współpracujących zapewniając jednocześnie minimalne ich zużycie.



Rys. 3. Schematyczne ukształtowanie struktury geometrycznej "plateau" powierzchni gładzi tulei cylindrowej  
 $R_t$  - wysokość struktury podstawowej,  $R_t^i$  - wysokość struktury nośnej,  $a$  - szerokość rys,  $b$  - długość powierzchni nośnej,  $\psi$  - kąt przecięcia śladów obróbki.

Fig. 3. Schematic formation of the "plateau" geometrical structure on the cylindrical sleeve bearing surface:  
 $R_t$  - height of basic structure,  $R_t^i$  - height of bearing structure,  $a$  - width of scratches,  $b$  - length of bearing surface,  $\psi$  - angle of intersection of machining marks

Niemniej ważną rolę w procesie współpracy złożenia tuleja cylindrowa - tłok spełniają prawidłowo wykonane rysy honownicze

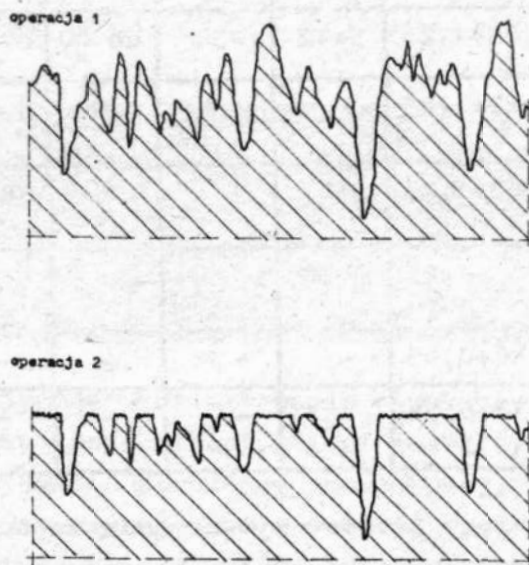
Tabela 1. Wymagania stawiane strukturze geometrycznej powierzchni gładzi tulei cylindrowych niektórych firm

Table 1. Requirements put by some firms to the geometrical structure of cylinder bearing surfaces.

Wielkości charakterystyczne Producent	Chropowatość powierzchni nośnej $R_a \mu\text{m}$	Głębokość rys $R_t \mu\text{m}$	Głębokość rys $R_t \mu\text{m}$	Szerokość rys $a \mu\text{m}$	Długość pow. nośnej $b \mu\text{m}$	Kąt przecięcia śladów obróbki $\psi^\circ$
Berliet-Francja	0,16+0,63	4+10	1+3	10+60	125+600	35 <sup>o</sup> ±10 <sup>o</sup>
Goetze AG - RFN	0,32+1,25	7+10	1+2	30+75	200+300	40 <sup>o</sup> +70 <sup>o</sup>
M W M - RFN	0,63+1,25	5+12	1+3	do 80	200+350	50 <sup>o</sup> +60 <sup>o</sup>
Perkins-Anglia	0,63+1,25	-	-	-	-	30 <sup>o</sup> +35 <sup>o</sup>
Ruston Paxman Diesel-Anglia	0,63+1,25	3+6	-	-	100+500	50 <sup>o</sup>
Volvo - Szwecja	0,63+1,25	5+10	-	-	-	45 <sup>o</sup> +65 <sup>o</sup>
Z M Ursus	0,16+0,63	-	-	-	-	45 <sup>o</sup>
Inne silniki prod. Krajowej	0,16+0,32	-	-	-	-	35 <sup>o</sup> +45 <sup>o</sup>

Realizację takiego procesu wytwarzania zapewnia metoda zaproponowana w opracowaniach: "wpływ konstrukcji głowicy ośkowej na możliwość uzyskania stałego nacisku oślek w pełnym cyklu gładzenia i zgłoszeniu patentowym, gdzie za pomocą specjalnej głowicy ośkowej na gotowej /powierzchni nośnej/ powierzchni gładzi tulei cylindrowej nacina się regularnie rozmieszczone rysy o żądanym kształcie i głębokości. W tej metodzie proces kształtowania struktury "plateau" z równomiernie rozmieszczonymi rysami na powierzchni tulei cylindrowej przebiega następująco: w pierwszej operacji wykonuje się gładź

i ich kąt przecięcia śladów  $\varphi$ . Czyste, niezbyt szerokie i głębokie, wolne od zafaldowań, czy też luźnych cząstek materiału pozostałego po obróbce końcowej, rysy honownicze nie powodują uszkodzenia powierzchni i zmniejszają ryzyko zaciepania się współpracujących elementów. Struktura geometryczna powierzchni przedstawiona na rys. 3 znana jest w literaturze zagranicznej i krajowej pod nazwą "plateau". Kształtowanie jej uzyskuje się poprzez dwuoperacyjne gładzenie: zgrubne - gruboziarnistymi ośkami ściernymi, po którym pozostają nieregularne rysy przypadkowe o różnej głębokości i dokładne - w czasie którego ścina się wierzchołki nierówności powstałe po gładzeniu zgrubnym, uzyskując powierzchnię nośną o małej chropowatości z pozostawionymi śladami gładzenia zgrubnego. Pozostałe po obróbce zgrubnej rysy honownicze stanowią komory olejowe, nieregularnie rozmieszczone i o różnej głębokości pokazane są na rys. 4.



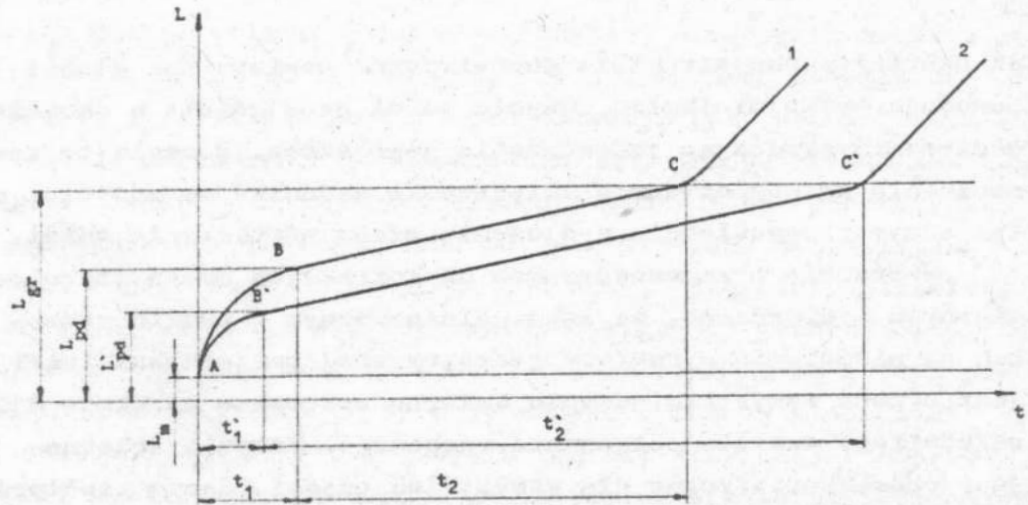
Rys. 4. Szkic struktury geometrycznej "plateau" uzyskanej dwuoperacyjnym gładzeniem: operacja 1 - gładzenie zgrubne, operacja 2 - gładzenie ostateczne z pozostawieniem śladów gładzenia zgrubnego

Fig. 4. Sketch of geometrical "plateau" structure obtained by two-operational honing: operation 1 - coarse honing, operation 2 - final honing with the coarse honing traces left

Tak ukształtowana struktura geometryczna powierzchni gładzi powoduje tylko minimalne zużycie tulei szczególnie w okresie docierania skracając jednocześnie jego okres. Pozwala to równocześnie na bezpośrednie zwiększenie naddatku na zużycie, a tym samym i odpowiednie wydłużenie czasu użytkowania tulei.

W trakcie przeprowadzanych długotrwałych badań trybologicznych stwierdzono, że szczególnie ważnym z punktu widzenia na niszczenie struktury geometrycznej powierzchni tulei jest przede wszystkim zużycie ściernie szacowane na około 83% całkowitego zużycia połączenia ruchowego. Zużycie ściernie jest charakterystyczne dla wszystkich części maszyn współpracujących w skojarzeniach ruchowych podlegającym obciążeniom powierzchniowym. Powstaje ono wtedy, gdy ubytek materiału z powierzchni części jest spowodowany oddzielaniem cząstek wskutek mikroskrawania, rysowania lub bruzdowania. Taki proces uzyskuje się tylko wtedy, gdy w obszarze tarcia współpracujących powierzchni części znajdują się luźne lub utwierdzone cząstki ścierniwa, albo wystające wierzchołki nierówności twardego materiału, które spełniają rolę mikroostrzy. Zużywanie się części powoduje powstawanie i powiększanie się luzów pomiędzy współpracującymi powierzchniami.

Na rys. 5 przedstawiono przebieg procesu zużycia tulei cylindrowej gładzonej sposobem tradycyjnym to jest jednooperacyjnym, który charakteryzuje krzywa 1, natomiast krzywa 2 zużycie powierzchni "plateau". Czas  $t_1$  współpracy obu części odpowiada okresowi docierania. Następuje wtedy bardzo szybki i nieliniowy wzrost zużycia stykających się powierzchni, a powstały w czasie docierania luz  $L_d$  w/g przeprowadzonych badań równa się 0,25 luzu granicznego  $L_{gr}$  /dopuszczalnego/. Okres drugi oznaczony  $t_2$  odpowiada czasowi pracy użytecznej to jest eksploatacji skojarzenia części aż do osiągnięcia luzu granicznego  $L_{gr}$ . W tym okresie następuje prawie stały wzrost zużycia wprostproporcjonalny do czasu pracy skojarzenia. Po osiągnięciu luzu granicznego dalsze użytkowanie połączenia jest nie tylko nieekonomiczne, ale również i niebezpieczne prowadzące bardzo często do uszkodzenia lub awarii współpracujących części.



Rys. 5. Przebieg zużycia części podczas eksploatacji: 1 - krzywa zużycia po gładzeniu tradycyjnym, 2 - krzywa zużycia po ukształtowaniu powierzchni "plateau",  $L_m$  - luz montażowy,  $L_{pd}$  i  $L'_{pd}$  - luzy po dotarciu,  $L_{gr}$  - luz graniczny,  $t_1$  i  $t'_1$  - czas docierania,  $t_2$  i  $t'_2$  - czas eksploatacji

Fig. 5. Course of wear of the workpieces during exploitation: 1 - wear curve after traditional honing, 2 - wear curve after the "plateau" surface formation,  $L_m$  - assembling clearance,  $L_{pd}$  and  $L'_{pd}$  - clearances after running-in,  $L_{gr}$  - limiting clearance,  $t_1$  and  $t'_1$  - times of running-in,  $t_2$  and  $t'_2$  - times of exploitation

Ponieważ struktura geometryczna powierzchni w decydującym stopniu wpływa na zużycie wyrobu, a jednocześnie jest ona zależna od sposobu wytwarzania, to procesy technologiczne powinny być tak projektowane, aby nie tylko zapewniały uzyskanie dokładności wymiarowo-kształtowej, lecz jednocześnie umożliwiały uzyskanie powierzchni o cechach optymalnych pod względem trybologicznym. Czynnikiem wpływającym decydująco na otrzymanie gładzi tulei cylindrowej o odpowiednio określonej strukturze geometrycznej powierzchni odpornej na zużycie są:

- prędkość gładzenia - obwodowa i wzdłużna,
- rodzaj obrabianego materiału,
- materiał osełek ściernych /ziarnistość, twardość, rodzaj spoiwa/,

- kąt  $\varphi$  przecięcia śladów obróbki,
- nacisk jednostkowy oselek ściernych na przedmiot obrabiany,
- rodzaj cieczy chłodząco-smarującej.

Wymagania odnośnie parametrów struktury geometrycznej powierzchni stawiane przez poszczególnych producentów silników spalinowych tulejom cylindrowym produkowanym w kraju i zagranicą są bardzo różne. Np. zgodnie z warunkami technicznymi odbioru francuskiej firmy BEFLLET parametry struktury geometrycznej gładzi tulei cylindrowej powinny być zawarte w przedziałach:

$R'_t = 1 + 3 \mu\text{m}$  - wysokość struktury nośnej

$R_t = 4 + 10 \mu\text{m}$  - wysokość struktury podstawowej

$a = 10 + 60 \mu\text{m}$  - szerokość rys struktury podstawowej

$b = 125 + 600 \mu\text{m}$  - długość powierzchni nośnej

$t_{pmin} = 50\%$  - minimalna powierzchnia nośna

$\alpha = 35^\circ \pm 10^\circ$  - kąt przecięcia śladów obróbki

$R_{max} = 1,4 \mu\text{m}$

Stożkowatość i owalność otworu max. 0,03 mm

Wszyscy producenci zachodni są zgodni natomiast co do tego, że struktura geometryczna powierzchni gładzi tulei cylindrowych powinna być charakteryzowana następującymi parametrami:  $R_a$ ,  $R_t$ ,  $R'_t$ ,  $t_p$ ,  $a$ ,  $b$ ,  $\alpha$ , i określona dokładność wymiarowo kształtowa.

Obowiązujące w kraju warunki techniczne dotyczące charakterystyki powierzchni gładzi tulei cylindrowych silników spalinowych ograniczają się do podania tylko jednego z wielu jej parametrów, a mianowicie  $R_a$ . Spośród wielu różnych parametrów charakteryzujących strukturę geometryczną powierzchni tulei cylindrowej należałoby w sposób nieprzypadkowy wybrać tylko te, które w decydujący sposób wpływają na podwyższenie jej jakości i trwałości. Powinny one również spełniać następujące warunki:

- stanowić miarę określonej cechy geometrycznej chropowatości powierzchni obrabianej,
- aktualnie dostępne środki pomiarowe powinny umożliwiać prosty i szybki ich pomiar,
- charakteryzować się możliwie szerokim zakresem zmienności



w ramach różnych sposobów obróbki i małym rozrzutem dla ściśle określonej powierzchni.

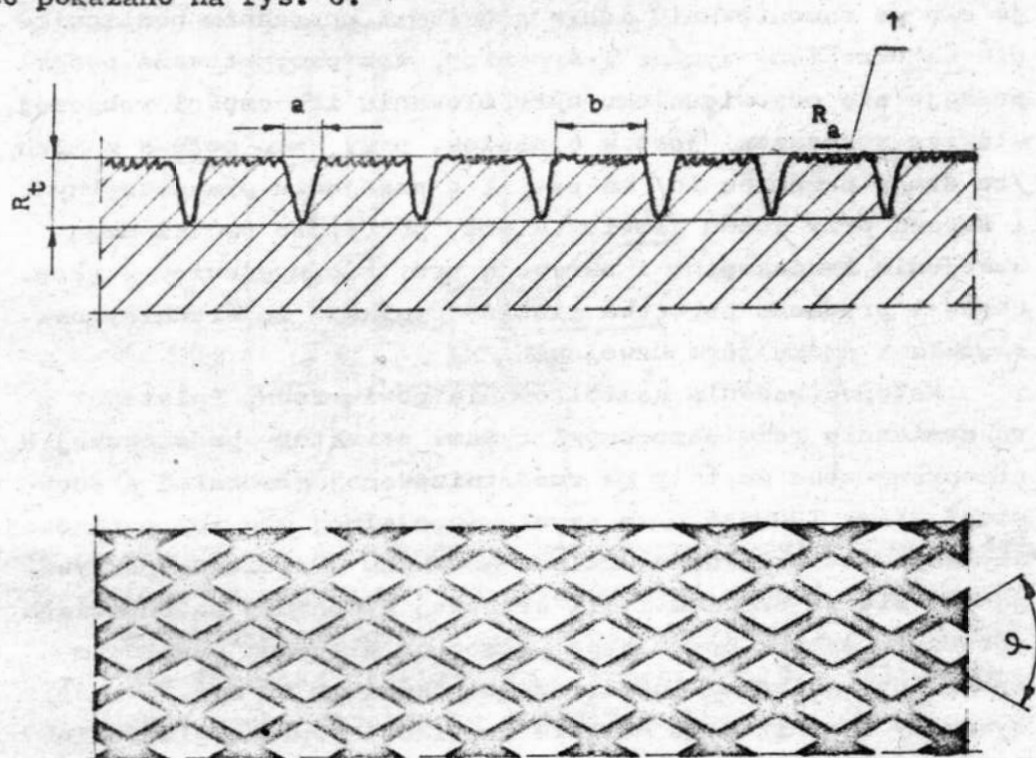
W praktyce przemysłowej - warsztatowej należałoby koniecznie stosować kontrolę chropowatości za pomocą minimalnej ilości jej parametrów określających maksymalne własności użytkowe powierzchni z podaniem jednocześnie sposobu obróbki po przeprowadzeniu której można ją uzyskać. Jednym z nich, ale nie jedynym powinien być parametr  $R_a$  w/g którego można klasyfikować i porównywać strukturę geometryczną powierzchni, a pozostałe dobrać w oparciu o badania zależności pomiędzy parametrami chropowatości i własnościami eksploatacyjnymi części współpracujących w połączeniach ruchomych obciążonych powierzchniowo.

Wymagania stawiane powierzchniom roboczym tulei cylindrowych silników spalinowych są różne u poszczególnych producentów. Niektóre firmy produkujące silniki spalinowe, charakteryzują strukturę geometryczną powierzchni gładzi parametrami, których wielkości zestawiono w tabeli 1.

W tabeli wyszczególniono firmy, które stosują w swoich silnikach powierzchnie tulei cylindrowych o strukturze "plateau" oraz inne stosujące obróbkę tradycyjną. Symbole charakteryzujące strukturę geometryczną powierzchni są takie, jak na rys. 3. Brak wartości w którejś z rubryk oznacza, że dana firma tej wielkości nie stosuje lub nie podaje w warunkach technicznych i katalogach. Analiza danych zamieszczonych w tabeli, dotyczących kształtowania struktury geometrycznej powierzchni tulei cylindrowych wykazuje dużą różnorodność wymagań oraz nie pozwala wnioskować o technice i technologii wykonania gładzi.

Chcąc jednak uzyskać powierzchnię roboczą tulei o szczególnie wysokich wymaganiach - własnościach jakościowych i eksploatacyjno-użytkowych należy stosować taką technologię wykonania, która gwarantuje uzyskanie struktury geometrycznej "plateau" z regularnie rozmieszczonymi wyspami honowniczymi struktury podstawowej  $R_t$ .

tulei cylindrowej o małej chropowatości na żądany kształt i wymiar tak jak w metodzie konwencjonalnej nadal stosowanej, w drugiej zaś operacji na tej gotowej powierzchni nośnej wykonuje się przy użyciu specjalnej głowicy ośłkowej równomiernie rozłożoną siatkę rys stanowiących komory olejowe zapewniające dobre smarowanie i zmniejszenie zużycia ściernego co pokazano na rys. 6.

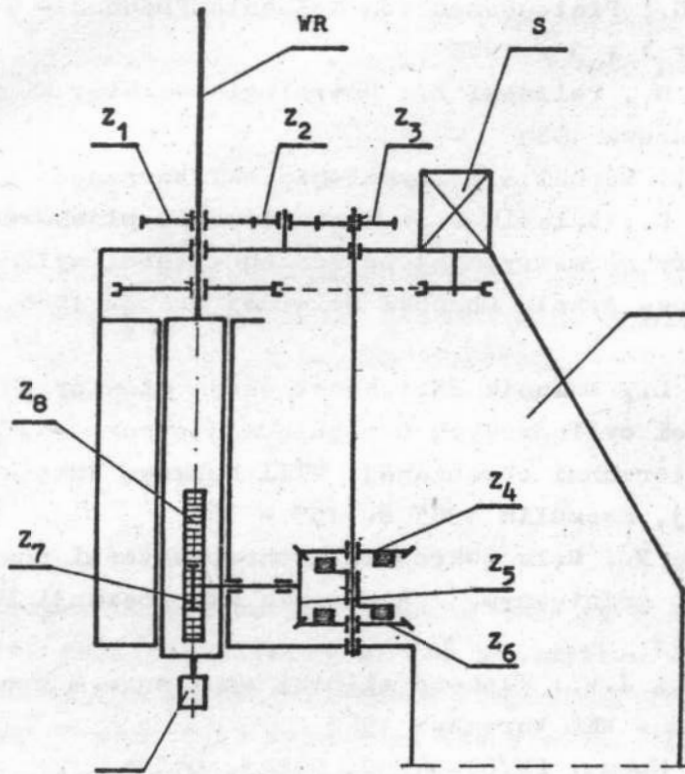


Rys. 6. Szkic struktury geometrycznej "plateau" z regularnymi rysami stanowiącymi komory olejowe: 1 - powierzchnia nośna o chropowatości  $R_a$ , a - szerokość rowków, b - szerokość powierzchni podstawowej,  $R_t$  - średnia głębokość rowków smarnych

Fig. 6. Sketch of the "plateau" geometrical structure with regular scratches serving as the oil cells: 1 - bearing surface of roughness  $R_a$ , a - width of grooves, b - width of basic surface,  $R_t$  - average depth of the oil grooves

O regularności rozmieszczenia siatki rys i ich głębokości  $R_t$  uzyskanej w toku gładzenia decyduje przede wszystkim odpowiednio ukształtowany profil powierzchni roboczej oselki i stała siła nacisku narzędzia na przedmiot obrabiany w strefie skrawania w pełnym cyklu obróbczym. Kształtowanie odpowiedniego profilu części roboczej - oselki dokonuje się po zamontowaniu ich w głowicy i uprzednim obciążeniu na określony wymiar i średnicę. Tak przygotowane oselki poddaje się odpowiedniemu uprofilowaniu ich części roboczej. Głowica wyposażona jest w 6 oselek, przy czym połowa z nich /co druga przemiennie/ ma profil o uzwojeniu prawoskrętnym i skrawa przy ruchu głowicy w dół, pozostałe oselki mają uzwojenie lewoskrętne i skrawają przy ruchu głowicy w górę. Posuw i prędkość obrotowa głowicy wynikają ze średnicy narzędzia i skoku jego uzwojenia.

Wstępne badania kształtowania powierzchni "plateau" z równomiernie rozmieszczonymi rysami struktury podstawowej  $R_t$  przeprowadzone zostały na zmodernizowanej gładzarce /honownicy/ firmy THOMSEN przy użyciu specjalnej głowicy oselkowej. Aby zapewnić uzyskanie dokładnego skoku wrzeciona, pokrywającego się ze skokiem linii śrubowej wykonanej na częściach roboczych oselek posuw jego połączono z ruchem obrotowym specjalnym układem kinematycznym pokazanym na rys. 7 [6]. Wykazały one, iż jest możliwe uzyskanie poprzez gładzenie struktury geometrycznej gładzi tulei cylindrowej o wymaganych własnościach użytkowych i "bardziej regularnej" niż "plateau". Wymaga to jednak wprowadzenia znacznych zmian w konstrukcji narzędzia, sposobie jego łączenia z wrzecionem gładzarki, mocowania przedmiotu - tulei i poprawy dokładności sterowania procesem nad czym prowadzone są dalsze prace badawcze.



Rys. 7. Stanowisko do wykonania struktury geometrycznej "plateau" z regularnie rozmieszczonymi rysami stanowiącymi komory olejowe: 1 - korpus, 2 - uchwyt do mocowania łącznika głowicy, WR - wrzeciono, S - silnik napędu ruchu obrotowego wrzeciona [5]

Fig. 7. Stand to make the geometrical "plateau" surface with regularly arranged scratches serving as the oil cells: 1 - body, 2 - grip to clamp the head connector, WR - spindle, S - engine driving the rotary motion of spindle [5]

#### LITERATURA

1. Czepowieckij I.H.: Powyszenie tribotechnicznych svojstw gilz cylindrow pri honingowani. Swerchtw. Mat. nr 6/1986 s. 52 - 56

2. Flores G.: Plateubonen von Kolbenlaufbahnen - Teil 1 i 2  
MZ Heft 1 + 3 / 1985
3. Górecka R., Polański Z.: Metrologia warstwy wierzchniej  
WNT Warszawa 1983
4. Hebda M., Wachal A.: Trybologia WNT Warszawa 1980
5. Kwapisz L., Walasik St.: Kształtowanie płaskowierzchołkowej  
struktury geometrycznej powierzchni tulei cylindrowych.  
IX Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej Kraków 1986, s. 152 -  
159
6. Kwapisz L., Walasik St.: Konstrukcja głowicy do gładze-  
nia tulei cylindrowych o regularnej strukturze geometrycz-  
nej powierzchni obrabianej. VIII Naukowa Szkoła Obróbki  
Ściernej, Koszalin 1985 s. 153 - 165
7. Starosta R.: Rola twardości i chropowatości powierzchni  
w tarciu granicznym. Zagadnienia Eksploatacji Maszyn  
z. 2/1985
8. Włodarski J.W.: Tłokowe silniki spalinowe - procesy try-  
bologiczne WdL Warszawa 1982
9. Polskie Normy: PN/87-04250, 04251, 04255
10. Warunki Techniczne Odbioru Firm: Berliet, Goetze, MWM,  
Perkins, Volvo, Ursus, Ruston-Raxman-Diesel

### Streszczenie

W artykule zamieszczono wymagania stawiane powierzchniom roboczym tulei cylindrowych silników spalinowych produkowanych przez czołowe firmy europejskie. Kształtowana przez nie na gładzi tulei struktura geometryczna, tzw. "plateau", charakteryzuje się dużą nośnością, rysami o różnej głębokości i nierównomiernym ich rozłożeniem oraz bardziej równomiernymi wysokościami wierzchołków.

Opisano sposób kształtowania powierzchni "plateau" - płaskowierzchołkowej, z regularnie rozmieszczonymi rysami struktury podstawowej, stanowiącymi komory olejowe. Wstępne badania możliwości wykonania płaskowierzchołkowej struktury powierzchni tulei przeprowadzone zostały na zmodernizowanej

gładzarce - honownicy firmy Thomson, przy użyciu specjalnej głowicy oscilkowej z odpowiednio ukształtowaną powierzchnią roboczą narzędzia.

FORMING POSSIBILITIES IN HONING PROCESS ON THE WORKING SURFACE OF CYLINDRICAL SLEEVE OF THE REGULARLY PLACED SCRATCHES OF BASIC STRUCTURE

Summary

The paper comprises the demands made to the working surfaces of cylindrical sleeves for combustion engines manufactured by the leading European companies. The geometrical "plateau" structure formed on the sleeve sliding surface is characteristic with its big load capacity, the scratches of different depths and their non-uniform distribution and more uniform heights of the tops.

The way of formation of the "plateau" surface, of the basic structure serving as the oil cells, has been described. The preliminary study of the possibility of making the flat-top surface structure of the sleeve has been carried out on a modernized honing machine of Thomson with the use of a special head with a properly formed working surface of the tool.