

3

AKADEMIA TECHNICZNO - ROLNICZA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH  
W B Y D G O S Z C Z Y



ZESZYTY NAUKOWE

Nr 37

MECHANIKA

(13)

B Y D G O S Z C Z Y - 1976

AKADEMIA TECHNICZNO - ROLNICZA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH  
W B Y D G O S Z C Z Y



ZESZYTY NAUKOWE

Nr 37

MECHANIKA

(13)

B Y D G O S Z C Z - 1976

REDAKTOR NACZELNY

*Zbigniew Kikiewicz*

REDAKTOR NAUKOWY

*Edward Walicki*

REDAKTOR TECHNICZNY

*Ewa Błażejewicz*

Wydano za zgodą  
Rektora Akademii Techniczno-Rolniczej  
w Bydgoszczy

WYDAWNICTWO UCZELNIANE AKADEMII TECHNICZNO-ROLNICZEJ  
W BYDGOSZCZY

*Składowo P. 317/77*

---

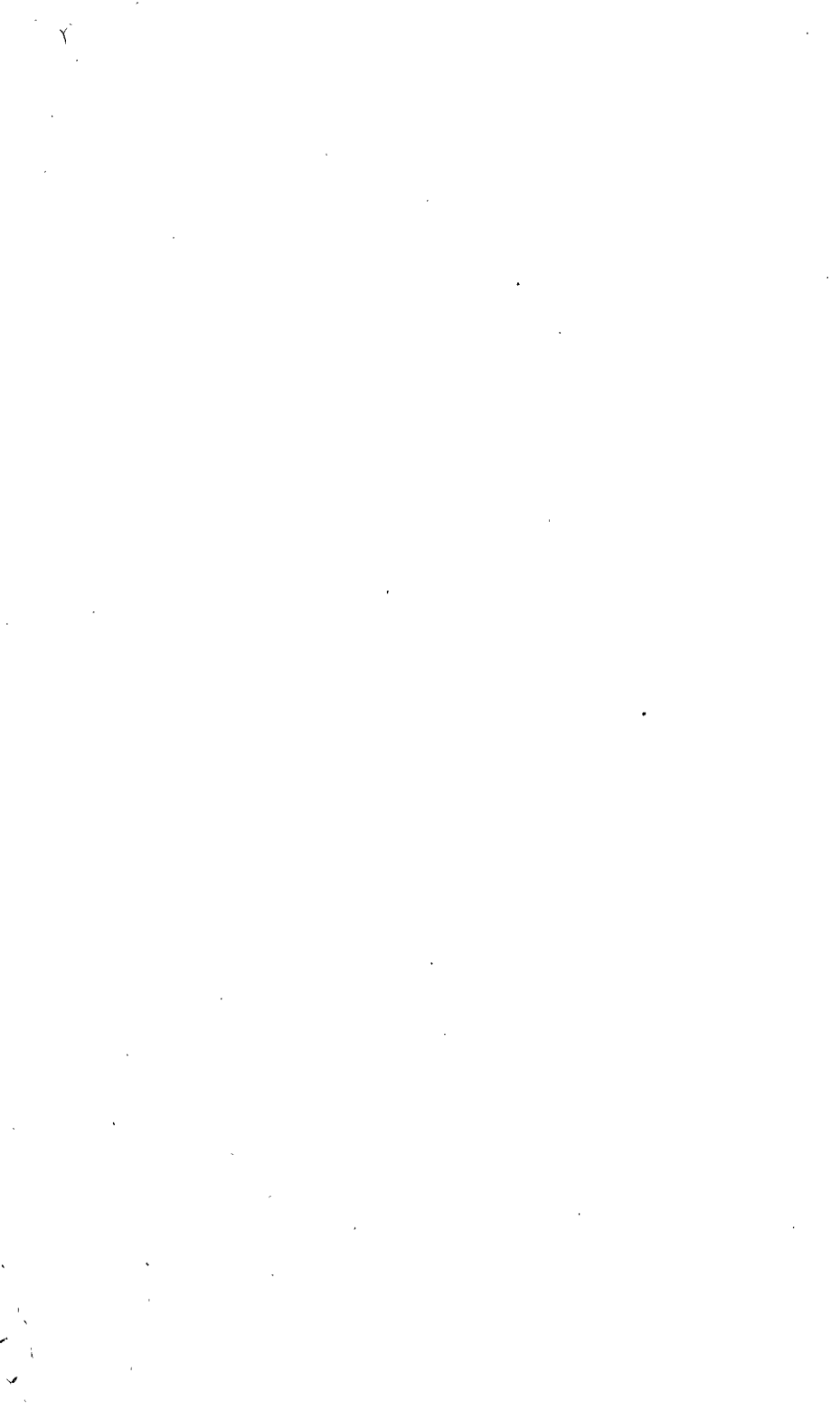
ZP UMK, zam. 169, nakład 200 egz., ark. wyd. 6,8, B-5, cena zł 10,—

---

*D. 28/77*

## SPIS TREŚCI

	Strona
1. Siemieniako F.: Wpływ szerokości i częstotliwości impulsów prostokątnych na amplitudę ciśnienia w pneumatycznej kaskadzie zamkniętej .....	6
2. Sikora R., Zimniak J.: Wpływ napełniaczy proszkowych na odporność na oddzieranie połączenia klejowego .....	18
3. Szala J.: Niektóre zagadnienia przyspieszania badań trwałości smęczeniowej układów.....	42
4. Szymański M., Łukasiewicz J.: Analiza procesu konsolidacji warstwy włóknistej w maszynie odwadniającej "KAMYR".....	58
5. Topoliński A., Walicki E.: Numeryczna analiza przepływu cieczy lepkiej w kanale o zmiennym przekroju.....	80
6. Walicki E.: Pulsujący przepływ dwóch niemieszających się cieczy między równoległymi ściankami...	100
7. Wernerowski K., Przybył J.: Badania nośności wzdłużnych żołąsk gazowych.....	114
8. Wernerowski K., Przybył J., Holka H.: Badania wytrzymałościowe wału korbowego traka.....	128



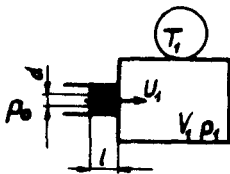
Franciszek Siemieniako

## WPLYW SZEROKOŚCI I CZĘSTOTLIWOŚCI IMPULSÓW PROSTOKĄTNYCH NA AMPLITUDE CIŚNIENIA W PNEUMATYCZNEJ KASKADZIE ZAMKNIĘTEJ

W pracy określone podstawowe własności jednokomorowej kaskady zamkniętej w zastosowaniu do demodulacji impulsów prostokątnych. Przedstawiono graficznie i analitycznie zależności pomiędzy amplitudą ciśnienia kaskadowego a szerokością i częstotliwością impulsów prostokątnych będących sygnałem wejściowym. Przedstawione wyniki uzyskano na podstawie analizy obliczeń numerycznych, przy założeniu liniowej zależności pomiędzy natężeniem przepływającego przez opór powietrza a spadkiem ciśnienia.

### 1. Wstęp

Kaskada sztywna zamknięta, przedstawiona na rysunku 1, składa się z oporu stałego  $d, l$  oraz komory o objętości  $V_1$ . Sygnałem wejściowym jest ciśnienie  $p_0$  przed kaskadą, natomiast sygnałem wyjściowym ciśnienie  $p_1$  w komorze. Znajomość zależności



Rys. 1. Schemat pneumatycznej kaskady zamkniętej

między tymi sygnałami, zarówno w stanach ustalonych jak i nie ustalonych jest niezbędna przy projektowaniu, czy też analizie pracy przyrządów, w których występują kaskady. Odpowiedź tego typu kaskady na skokową zmianę sygnału wejściowego jest powszechnie znana [1,4]. Przedmiotem rozważań w niniejszej pracy będą niektóre własności kaskady w zastosowaniu do demodulacji pneumatycznych impulsów prostokątnych. Zagadnienie to występuje w niektórych konstrukcjach przetworników cyfrowo-analogowych, jak też w innych przyrządach /np. do pomiaru momentu obrotowego wału [2], dających modulowany sygnał wyjściowy. Pod pojęciem demodulacji należy rozumieć pewien proces otrzymywania możliwie ciągłego sygnału modulującego.

## 2. Założenia i zakres badań

Badania przeprowadzono na EMC przy założeniu, że natężenie powietrza przepływającego przez opór jest proporcjonalne do różnicy ciśnień przed i za oporem [3]. Poza tym założono przemianę izotermiczną. Przebiegi ciśnienia kaskadowego określono metodą różnic skończonych z zależności:

$$p_{1,i} = \frac{R \cdot \Theta}{V_1} \left[ \frac{p_{1,0} \cdot V_1}{R \cdot \Theta} + \sum_{i=1}^k U_1 / p_{0,i-1} / p_{1,i-1} / \Delta t \right]$$

gdzie:

- $P_{1,i} [N/m^2]$  - ciśnienie kaskadowe w  $i$ -tym kroku  
 $P_{1,/i-1/} [N/m^2]$  - ciśnienie kaskadowe w  $/i-1/$  kroku  
 $P_{1,0} [N/m^2]$  - ciśnienie kaskadowe w pierwszym kroku, równe dolnej wartości impulsu  
 $P_{0,/i-1/} [N/m^2]$  - ciśnienie wejściowe w  $/i-1/$  kroku  
 $U_1 [m \cdot s]$  - przewodność operu pneumatycznego [3]  
 $\Delta t = 0,001 [s]$  - przyjęty do obliczeń krok  
 $V_1 [m^3]$  - objętość komory kaskadowej  
 $R [N/kg \cdot K]$  - stała gazowa dla powietrza  
 $\theta = 293 [K]$  - temperatura powietrza w czasie demodulacji

Przyjęte do obliczeń wartości  $/V_1/$  oraz  $/U_1/$  decydujące o wartości stałej czasowej  $/T_1/$ , odpowiadają powszechnie stosowanemu w konstrukcji przysądów. Częstotliwość  $/f/$  impulsów prostokątnych zmieniała się od 1,25 do 25 /Hz/, a stosunek czasu trwania impulsu  $/\tau/$  do okresu oscylacji  $/T/$ , swany współczynnikiem wypełnienia  $/\tau/$  przyjęto równy 0,25; 0,5; 0,75.

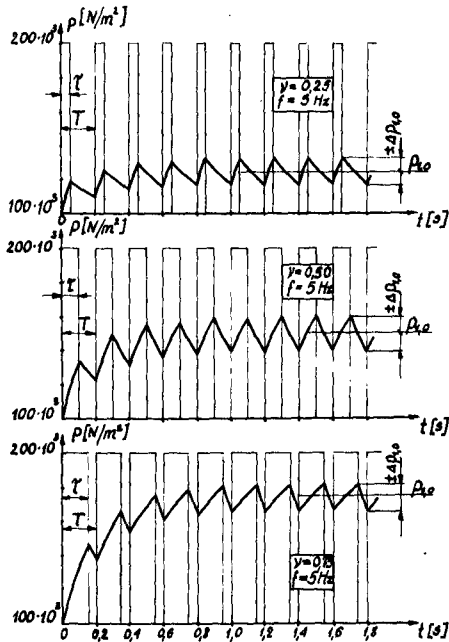
### 3. Wyniki badań

Na skokową zmianę sygnału wejściowego  $/p_0/$  odpowiedź kaskady jest taka jak szereg inercyjnego I-go rzędu o współczynniku wzmocnienia równym jedności.



$$k = \frac{P_{1,0} - P_{\text{omin}}}{P_{\text{omax}} - P_{\text{omin}}} = 1$$

Przykładowe przebiegi ciśnienia  $p$ , w kaskadzie o  $T=0,235$  [s], przy zasilaniu impulsami prostokątnymi o parametrach  $f = 5$  Hz i  $\beta = 0,25; 0,5; 0,75$ , przedstawiono na rysunku 2a,b,c. Na podstawie tych wykresów, a także pozostałych wyników można stwier-



Rys.2. Odpowiedź kaskady pneumatycznej na wymuszenie impulsowe o modulowanej szerokości

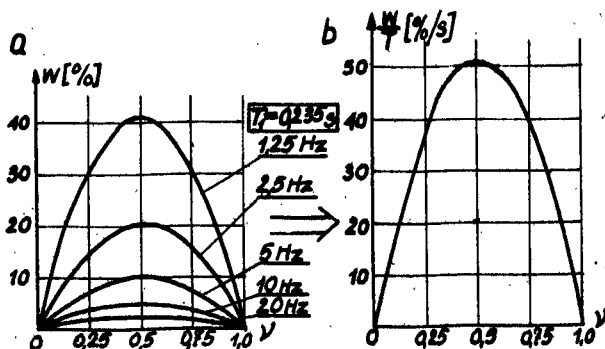
dział, że współczynnik wzmocnienia kaskady jako demodulatora równy jest współczynnikowi wypełnienia

$$k = \frac{P_{1,0} - P_{\text{omin}}}{P_{\text{omax}} - P_{\text{omin}}} = 1)$$

Z punktu widzenia użytkownika istotny jest przebieg ciśnienia kaskadowego w stanach ustalonych. Przebieg ten, jak widać na rysunku 2 charakteryzuje pewna amplituda  $\Delta p_{1,0}$ .

#### 4. Analiza wyników

Wartości amplitudy ciśnienia  $p_1$  w stanach ustalonych w funkcji współczynnika wypełnienia, dla kaskady o stałej czasowej równej  $0,235 \text{ [s]}$ , przedstawiono na rysunku 3a. Największe wahania ciśnienia występują przy stosowaniu impulsów o współczynniku wypełnienia równym  $0,5$ . Przebieg  $w = f(\nu)$  zależy również od częstotliwości sygnału wejściowego. Przy czym im większa częstotliwość, tym większa amplituda. Zależności  $w = f(\nu)$  wyrażają się równaniami paraboli przesuniętej względem osi



Rys.3. Zależność amplitudy ciśnienia kaskadowego od szerokości i częstotliwości impulsów

symetrii /w/,

gdzie:

$$w = \frac{\Delta P_{1,0}}{P_{0 \max} - P_{0 \min}} \cdot 100 [\%]$$

Równania te mają następującą postać:

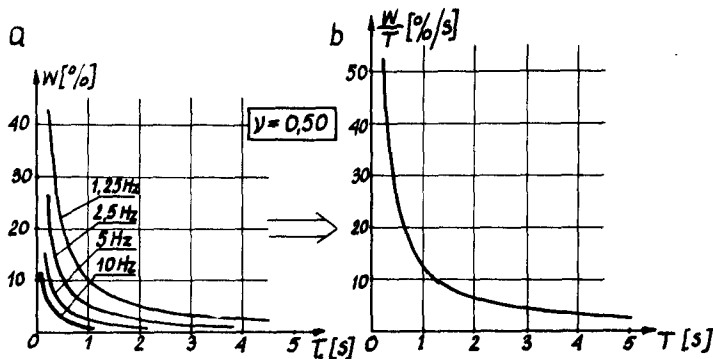
$$\begin{aligned} \text{dla } f = 1,25 \text{ Hz} & \quad w = 41 \cdot [1 - \sqrt{2} - 1/2] \\ \text{dla } f = 2,5 \text{ Hz} & \quad w = 20,5 \cdot [1 - \sqrt{2} - 1/2] \\ \text{dla } f = 5 \text{ Hz} & \quad w = 10,25 \cdot [1 - \sqrt{2} - 1/2] \\ \text{dla } f = 10 \text{ Hz} & \quad w = 5,125 \cdot [1 - \sqrt{2} - 1/2] \\ \text{dla } f = 20 \text{ Hz} & \quad w = 2,56 \cdot [1 - \sqrt{2} - 1/2] \end{aligned} \quad (1)$$

Dzieląc obie strony równań (1) przez odpowiednie okresy / lub mnożąc przez częstotliwości/ uzyskuje się jedno równanie paraboli o postaci:

$$\frac{w}{T} = 51,25 [1 - \sqrt{2} - 1/2] \quad (2)$$

Równanie to pokazano na rysunku 3b w sposób graficzny. Warto zwrócić uwagę, że dla kaskad o innych stałych czasowych, struktura równania nie zmienia się.

Zależność amplitudy od stałej czasowej dla  $\gamma = 0,5$  i różnych częstotliwości przedstawiono na rysunku 4a. Wraz ze wzrostem stałej czasowej oraz częstotliwości, amplituda ciśnienia kaskadowego maleje. Analityczna postać tej zależności wyraża się równaniami hiperboli równoosiowej o postaci:



Rys.4. Wpływ własności dynamicznych kaskady na wartość amplitudy ciśnienia kaskadowego przy różnych częstotliwościach impulsów

dla  $f = 1,25 \text{ Hz}$   $w = \frac{2,4 \nu}{T_1}$  (3)

dla  $f = 2,5 \text{ Hz}$   $w = \frac{1,8 \nu}{T_1}$

dla  $f = 5 \text{ Hz}$   $w = \frac{1,2 \nu}{T_1}$

dla  $f = 10 \text{ Hz}$   $w = \frac{0,6 \nu}{T_1}$

dla  $f = 20 \text{ Hz}$   $w = \frac{0,3 \nu}{T_1}$

Dzieląc obie strony równań (3) przez odpowiednie okresy /lub mnożąc przez częstotliwości/, uzyskuje się następujące równanie hiperboli równoosiowej:

$$\frac{w}{T} = \frac{12 \nu}{T_1} \quad (4)$$

Równanie to w sposób graficzny przedstawiono na rysunku 4b. Uzyskane równanie obowiązuje dla  $\nu = 0,5$ , chociaż struktura jego nie zmieni się dla dowolnych wartości współczynnika wypełnienia.

Z powyższej analizy wynika, że wartość amplitudy ciśnienia kaskadowego zależy od współczynnika wypełnienia  $\nu$ , częstotliwości impulsów  $f$  oraz własności dynamicznych kaskady  $T_1$ . Przekształcając odpowiednio wzory /2/ i /4/ uzyskano ogólną postać tej zależności.

$$\frac{w}{T} = \frac{12}{T_1} [1 - \nu - \nu^2] \quad (5)$$

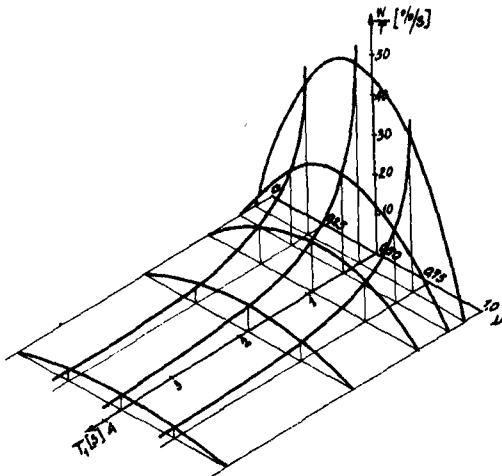
stąd

$$w = 12 \frac{T}{T_1} [1 - \nu - \nu^2] \quad (6)$$

lub

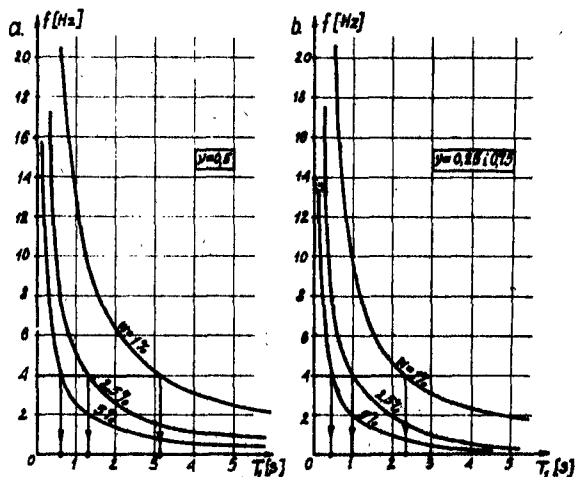
$$w = \frac{12}{f \cdot T_1} [1 - \nu - \nu^2] \quad (7)$$

Równanie to opisuje powierzchnię hiperboloidalną w współrzędnych  $w/T, T_1, \nu$  /rys.5/. Z przedstawionych zależności (5), (6) lub (7),



Rys.5. Amplituda ciśnienia kaskadowego w funkcji współczynnika wypełnienia, częstotliwości impulsów oraz stałej czasowej kaskady

badź też z rysunku 5, można wyznaczyć  $w$  dla dowolnych wartości  $||$ ,  $T_1$  i  $f$  w badanym zakresie. W celu sorientowania czytelnika o wartościach  $w$ , sporządzono wykresy - częstotliwość w funkcji stałej czasowej, przy  $|| = 0,5$  /rys. 6a/ oraz  $|| = 0,25$ ;  $0,75$  /rys.6b/ dla  $w = 1$ ;  $2,5$ ;  $5\%$ .



Rys.6. Wykres do wyznaczania optymalnych parametrów przy żądanej wartości  $w$

Dla impulsów o częstotliwości 4 [Hz] i współczynnika wypełnienia

$|| = 0,5$  uzyska się przebiegi o

$$w \ll 1\% \text{ przy } T_1 \gg 3,125 [\text{s}]$$

$$w \ll 2,5\% \text{ przy } T_1 \gg 1,25 [\text{s}]$$

$$w \ll 5\% \text{ przy } T_1 \gg 0,625 [\text{s}]$$

Należy zwrócić uwagę, że dla impulsów o tej samej częstotliwości i współczynnika wypełnienia różnym od 0,5 uzyska się te same wartości  $w$  w kaskadzie o mniejszej stałej czasowej  $T_1$ .

## 5. Wnioski

Amplituda ciśnienia w kaskadzie pneumatycznej zależy od współczynnika wypełnienia oraz częstotliwości impulsów wejściowych. Wartości amplitudy w tego typu kaskadach są stosunkowo duże, zwłaszcza przy małych częstotliwościach impulsów i małych stałych czasowych. Otrzymane wyniki mogą być pomocne przy projektowaniu przyrządów zawierających demodulatory. Ograniczone możliwości stosowania kaskad jednokomorowych zamkniętych do demodulacji impulsów prostokątnych skłaniają do dalszych badań.

## Literatura

1. Kamiński L.M.: Wpływ charakterystyki przepływowej oporu na odpowiedź skokową kaskady pneumatycznej - Materiały VII Zjazdu Katedr Termodynamiki, P.P. Poznań - wrzesień 1969 r.
2. Kamiński L.M.: Doświadczalno-analityczne wyznaczanie charakterystyk przepływowych oporów pneumatycznych. Archiwum Automatyki i Telemechaniki. t.VIII zeszyt 3, 1963, str 335-346.
3. Werszko M.: Pneumoniczny przetwornik momentu obrotowego wału. Pomiar, Automatyka, Kontrola, 1972 nr 12 str 539.
4. Zalmanzon L.A.: Teoria elementów stosowanych w technice strumieniowej. Warszawa, 1974, WNT /tkum./.

EFFECT OF WIDTH AND FREQUENCY OF RECTANGLE IMPULSES  
ON AMPLITUDE PRESSURE, IN CLOSE PNEUMATIK CASCADE

## Summary

The basic properties of one chamber close cascade in application for demodulation rectangular impulses are designated in the research. Dependences between amplitude cascade pressure and width and frequency rectangular impulses being input signals are shown in a graphic and analytical way. The described results are achieved from analyse of numerical calculations at the establishment of linear dependence between rate of flow through the air resistance and the pressure drop.

ВЛИЯНИЕ ШИРИНЫ И ЧАСТОТЫ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ  
ИМПУЛЬСОВ НА АМПЛИТУДУ ДАВЛЕНИЯ В  
ПНЕВМАТИЧЕСКОМ ЗАКРЫТОМ КАСКАДЕ

## Резюме

Определены основные свойства пневматического однокамерного закрытого каскада использованного в демодуляции прямоугольных импульсов. Показана графически и аналитически зависимость между амплитудой каскадного давления и шириной и частотой прямоугольных импульсов являющихся входящим сигналом. Представленные результаты получены на основе анализа численных расчётов при заложении линейной зависимости между напряжением протекающего через сопротивление воздуха и снижением давления.





Robert Sikora

Joachim Ziemiak

WPŁYW NAPEŁNIACZY PROSZKOWYCH NA ODPORNOŚĆ  
NA ODDZIERANIE POŁĄCZENIA KLEJOWEGO

W pracy przedstawiono wyniki badań laboratoryjnych wpływu zawartości napełniacza w postaci proszku aluminium PAB1 w kleju epoksydowym KE5/Z-1/10:1, na odporność na oddzieranie obwodowe połączenia klejowego: stop aluminium AK9 i PA6N - tkanina szklana. Badania przeprowadzono stosując metodę oddzierania obwodowego.

1. Wprowadzenie i cel pracy

Połączenia klejowe ze względu na różnorodny i na ogół bardzo złożony charakter pracy cechować się powinny odpowiednimi właściwościami, tj. muszą przenosić żądane obciążenia zewnętrzne, np. siły ścinające, odrywające, zginające, skręcające, oddzierające oraz muszą być odporne na działanie różnych czynników np. czynników chemicznych, ciepła, czynników biologicznych. Jak wiadomo, można modyfikować fizycznie włas-

ciwości połączeń klejowych między innymi poprzez wprowadzanie do klejów napełniaczy proszkowych. Wpływ tych napełniaczy na niektóre właściwości połączeń klejowych jest już względnie dobrze poznany i wyjaśniony, zwłaszcza z teoretycznego punktu widzenia. Znany jest w zarysie np. wpływ rodzaju i zawartości napełniaczy proszkowych na niektóre właściwości mechaniczne, cieplne, dielektryczne i inne połączenia klejowego. Brak jest natomiast wiadomości dotyczących ścisłych współzależności pomiędzy rodzajem i zawartością napełniacza proszkowego w kleju a właściwościami wytrzymałościowymi połączenia klejowego, szczególnie wykonanego z materiałów wytwarzanych w kraju.

W połączeniach klejowych metal-tkanina, coraz częściej stosowanych w budowie i naprawie maszyn, wydaje się ważna z naukowego i użytkowego punktu widzenia zależność pomiędzy zawartością napełniaczy w postaci proszków metali w połączeniu klejowym, a jego właściwościami wytrzymałościowymi.

Połączenia klejowe metal-tkanina występujące w elementach maszyn narażone są najczęściej podczas pracy na działanie obciążeń wewnętrznych, jak: ścinanie, odrywanie i oddzieranie. Udział tego ostatniego jest stosunkowo duży, mimo dążenia do tego, aby połączenia pracowały na nie w jak najmniejszym stopniu. Należy wspomnieć, że wytrzymałość i odporność na oddzieranie jest stosunkowo mała dla aktualnie znanych klejów. W związku z tym w pracy postanowiono skupić uwagę na oddzieraniu.

Ponieważ w dostępnej literaturze nie podaje się wpływu zawartości napełniaczy proszkowych na wytrzymałość na oddzieranie połączenia klejowego, przeprowadzenie niniejszych badań należy uznać za uzasadnione z naukowego punktu widzenia. Mają one również znaczenie techniczne, bowiem wiadomo, iż w praktyce wprowadza się napełniacze proszkowe do kleju, poprawiając w ten sposób właściwości połączenia.

Z uwagi na częste występowanie w połączeniach klejowych w budowie i naprawie maszyn stopów aluminium AK9 i PA6N, postanowiono użyć do badań napełniacza w postaci proszku aluminium, otrzymanego w sposób przemysłowy. Poza tym przyjęto, iż napełniacz powinien mieć współczynnik rozszerzalności cieplnej o wartości zbliżonej do wymienionych materiałów.

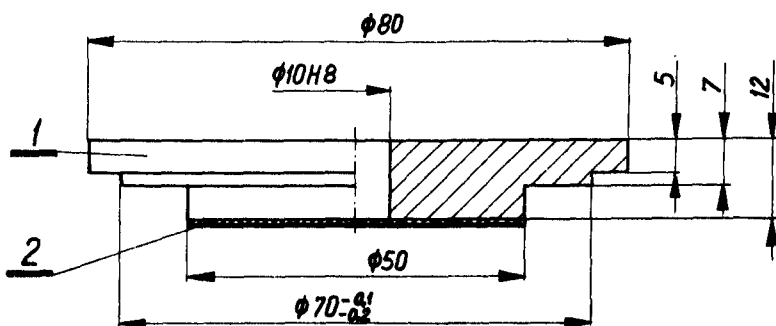
Na podstawie literatury, badań i rozważań wstępnych określono cel pracy który obejmuje:

- ustalenie zależności pomiędzy zawartością napełniacza w postaci proszku aluminium w kleju epoksydowym a odpornością na oddzieranie połączenia klejowego stop aluminium-tkanina szklana,
- próbę wyjaśnienia mechanizmu wiązania kleju z napełniaczem w postaci proszku aluminium oraz jego oddziaływania na odporność na oddzieranie.

## 2. Metodyka i warunki badań

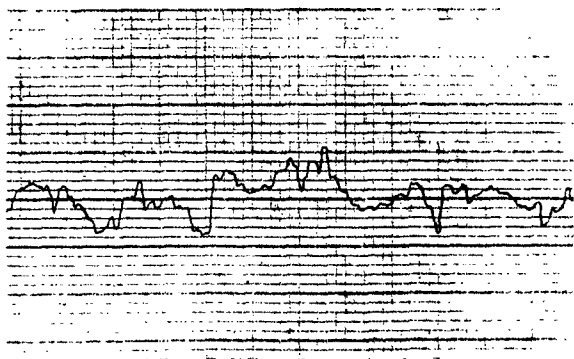
Aby osiągnąć cel pracy, postanowiono przeprowadzić odpowiednie laboratoryjne badania wytrzymałościowe. Spośród znanych metod oddzierania połączeń klejowych w świetle celu pracy, wydaje się właściwa metoda oddzierania obwodowego, która w zadowalającym stopniu odzwierciedla rzeczywiste warunki pracy połączenia klejowego metal-tkanina [3,4,5].

Próbka do badań oddzierania obwodowego wywołanego siłą skupioną składa się z dwu elementów: kołowej tarczy metalowej ze współosiowym otworem kołowym i przyklejonej do niej nakładki z tkaniny. Kształt i wymiary próbek używanych do badań pokazano na rysunku 1.



Rys.1. Kształt i wymiary próbki do badań na oddzieranie obwodowe: 1 - tarcza metalowa, 2 - nakładka

Powierzchnię roboczą tarcz przygotowano poprzez obróbkę skrawaniem w warunkach obróbki wykańczającej, a następnie chropowacono płótnem ściernym w celu uzyskania 7 klasy chropowatości /według PN-73/M-04251/ oraz izotropowej struktury geometrycznej powierzchni roboczej. Następnie zmywano ją trójchloroetylenem. Przykład profilogramu powierzchni roboczej tarczy przygotowanej do powlekania klejem pokazano na rysunku 2.



Rys.2. Fragment profilogramu powierzchni roboczej tarczy przygotowanej do powlekania klejem, wykonanego na profilografometrze produkcji ZSRR, powiększenie pionowe 2000 x, poziomie 80 x

Badania przeprowadzono przy użyciu tarcz wykonanych z następujących materiałów szeroko stosowanych w połączeniach klejowych metal-tkanina:

- stopu aluminium AK9 według PN-70/H-88027,
- stopu aluminium PA6N według PN-68/H-88026

Po przygotowaniu tarcz i wykrojów z tkaniny technicznej szklanej 2072-330-45/ST-31-110 (oznaczenie według BN-70/6859-03/ sporządzono klej epoksydowy XB5/Z-1/10:1<sup>x/</sup> z dodatkiem napełniacza w postaci proszku aluminium PAB1 /o jakości zgodnej z PN-74/H-97021/. Rodzaj tkaniny wybrano opierając się na danych z literatury i rozeznaniu z przemysłu, gdzie tkanina ta jest szeroko stosowana do połączeń klejowych metal- tkanina. W podobny sposób wybrano rodzaj kleju epoksydowego. Napełniacz dodawano w ilości od 0 do 40 % masowo w stosunku do żywicy. Następnie powierzchnię roboczą tarczy niezwłocznie powlekano uprzednio sporządzonym klejem i przykładano do niej wykrój z tkaniny. Z kolei tkaninę dociskano do powierzchni tarczy i przysycono ją klejem uderzając o jej powierzchnię młoteczką wykonaną z gumy o twardości 65<sup>o</sup> Sh i masie 30 g lub tocząc po jej powierzchni rolkę z naciętymi na powierzchni walcowej rowkami.

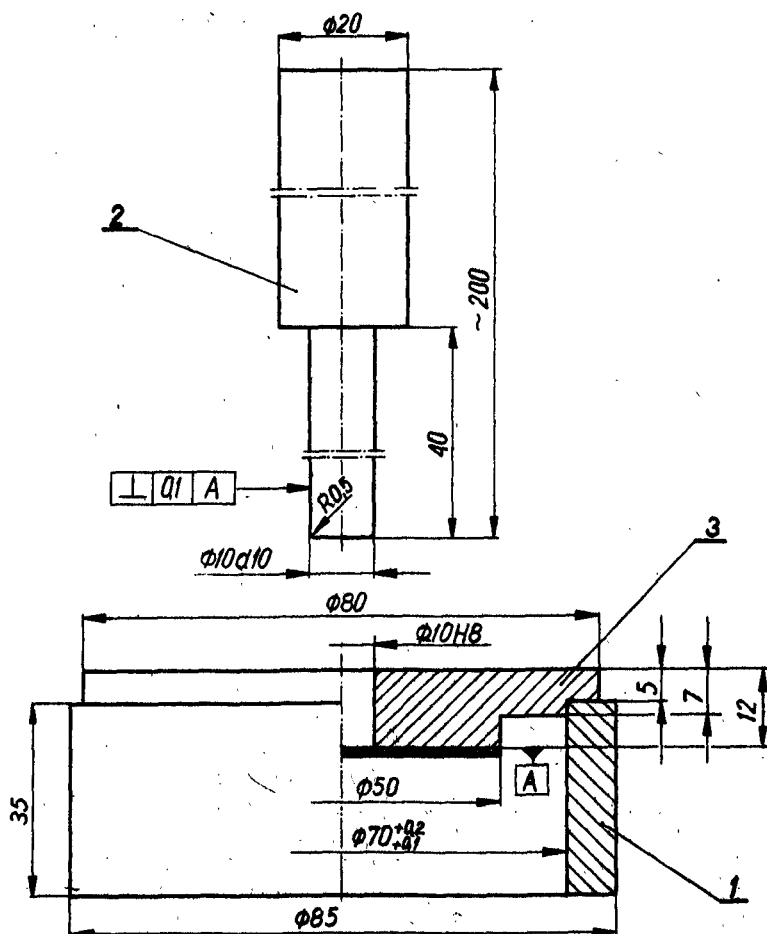
Następnie przeprowadzano dwustopniowe utwardzanie kleju: 16 godzin w temperaturze 20<sup>+</sup>2<sup>o</sup>C i dodatkowo 8 godzin w temperaturze 80<sup>+</sup>2<sup>o</sup>C. Po utwardzeniu kleju obcinano występujące części nakładki i oczyszczano ostrożnie próbki z wycieków kleju.

Do badań stosowano maszynę wytrzymałościową typu FM 1000 produkcji NRD o napędzie mechanicznym z możliwością regulacji

---

<sup>x/</sup> Klej składający się z żywicy epoksydowej Epidian 5, trójetytylenoczeroaminy-utwardzacza Z-1 zmieszanych ze sobą w stosunku mas 10:1. Oznaczenie według propozycji podanej w literaturze [4].

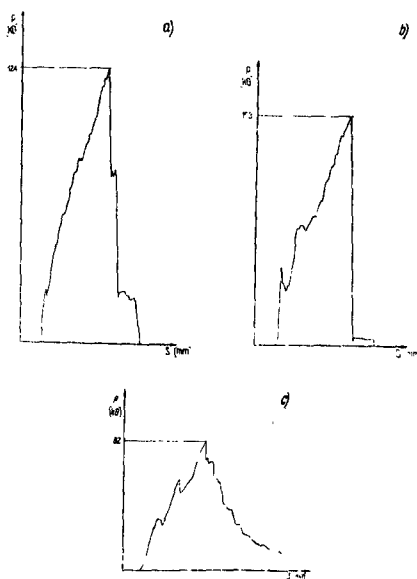
prędkości posuwu uchwytu i wyposażoną w urządzenie rejestrujące przebieg oddzierania. W czasie badań wykorzystywano zakres pomiarowy siłomierza od 0 do 500 kG o działce elementarnej równej 1 kG. Prędkość posuwu uchwytu wynosiła 30 mm/min. Proces oddzierania przeprowadzono w przyrządzie wykonanym ze stali 55/rys.3/.



Rys.3. Przyrząd do badań oddzierania obwodowego: 1- pierścieni oporowy, 2- trzpień oddzierający, 3- próbka



W celu przeprowadzenia procesu oddzierania obwodowego próbkę umieszczano na pierścieniu oporowym, a trzpień oddzierający samocowywano w uchwycie maszyny wytrzymałościowej. Przebieg oddzierania rejestrowano w formie wykresów siły oddzierającej w funkcji drogi trzpienia. Na rysunku 4 pokazano przykładowo trzy charakterystyczne wykresy otrzymane bezpośrednio z maszyny wytrzymałościowej dla zawartości napełniacza równej: 0%, 20% i 40%.



Rys.4. Wykres zależności siły oddzierającej w funkcji drogi trzpienia oddzierającego otrzymany bezpośrednio z maszyny wytrzymałościowej: a/ dla mieszanki żywicy Epidian 5 i utwardzacza Z-1 zmieszanych ze sobą w stosunku masowym 10:1, b/ dla mieszanki żywicy Epidian 5 i utwardzacza Z-1 zmieszanych ze sobą w stosunku masowym 10:1 oraz 20% napełniacza PAB1, c/ jak poprzednio lecz z 40% zawartością napełniacza PAB1

Oddzieranie obwodowe, podobnie jak inne metody oddzierania, charakteryzuje się dużym rozrzutem wyników poszczególnych prób w serii [3,5]. Za ostateczny wynik przyjęto średnią arytmetyczną, którą obliczano z dziewięciu wykonanych prób. W celu oszacowania rozrzutu otrzymanych wyników obliczano ocenę odchylenia średniego  $s$  według wzoru:

$$s = \sqrt{\frac{\sum (R'_n - \bar{R}_n)^2}{n - 1}}$$

gdzie:

$R'_n$  - poszczególne wartości siły oddzierającej

$\bar{R}_n$  - średnia arytmetyczna wartość siły oddzierającej

$n$  - ilość wykonanych prób

i ocenę rozrzutu zapisywano w postaci ułamka

$$\frac{\bar{R}_n \pm s}{R_{n \max} - R_{n \min}}$$

gdzie:

$R_{n \max}$  - maksymalna wartość siły oddzierającej

$R_{n \min}$  - minimalna wartość siły oddzierającej

## 3. Wyniki przeprowadzonych badań

Metodyka i warunki badań były dla próbek z obu gatunków materiału jednakowe, zostały one podane w punkcie 2. Wyniki oddzierania obwodowego zarówno w przypadku tkaniny szklanej ST31<sup>x/</sup> przesycanej dociskanej młoteczką gumową jak i rolką dla próbek wykonanych ze stopu aluminium AK9 i PA6N przedstawiono odpowiednio w tablicach 1,2,3 i 4. Zależność odporności na oddzieranie obwodowe  $R_n$  od zawartości Q napełniacza PAB1 w kleju przedstawiono na rysunkach 5,6,7 i 8.

Analiza wstępna otrzymanych wyników prowadzi do spostrzeżenia, że w zakresie badanej zawartości wspomnianego napełniacza, wpływ jego na odporność na oddzieranie obwodowe jest dość znaczny. Wyniki analizy statystycznej istotności wpływu zawartości Q napełniacza PAB1 na odporność na oddzieranie obwodowe, przy dociskaniu i przesycaniu tkaniny młoteczką dla prawdopodobieństwa 0,05 wartości F, przedstawiono w tabelicy 5. Wobec  $F_{obl.} > F_{tabl.}$  wpływ zawartości Q napełniacza PAB1 na odporność na oddzieranie obwodowe  $R_n$  należy uznać za istotny [6]. Podobny rezultat otrzymano w przypadku stosowania rolki. Wstępna analiza wyników badań pozwala na zastosowanie aproksymacji liniowej metodą najmniejszych kwadratów. Przyjęto funkcję  $R_n = f/Q$  w postaci

$$R_n = a + b \cdot Q$$

<sup>x/</sup> Ze względów praktycznych często używa się skróconego symbolu tkaniny szklanej 2072-330-45/ST-31-110, a mianowicie ST31

Tablica 1

Wyniki badań zależności odporności na oddzieranie obwodowe  $R_n$  od zawartości napełniacza PAB1 w połączeniu klejowym tkaniny szklanej ST31 ze stopem AK9 przy przesycaniu i dociskaniu młoteczką gumowym

Zawartość napełniacza Q %	Średnia arytmetyczna $\bar{R}_n$ kg	Ocena odchylenia średniego s kg	Wartość siły oddzierającej		Ocena rozrzutu $R_n \pm s$ $R_{n \max} - R_{n \min}$
			maksymalna $R_{n \max}$ kg	minimalna $R_{n \min}$ kg	
0	124,7	10,5	142	110	$124,5 \pm 10,5$ 142 - 110
5	112,2	4,1	119	108	$112,2 \pm 4,1$ 119 - 108
10	104,1	8,1	116	94	$104,1 \pm 8,1$ 116 - 94
20	93,2	7,5	108	83	$93,2 \pm 7,5$ 108 - 83
30	81,6	8,8	95	70	$81,6 \pm 8,8$ 95 - 70
40	69,4	5,3	79	60	$69,4 \pm 5,3$ 79 - 60

Tablica 2

Wyniki badań zależności odporności na oddzieranie obwodowe  $R_n$  od zawartości napełniacza PAB1 w połączeniu klejowym tkaniny szklanej ST31 ze stopem AK9 przy przesycaniu i dociskaniu rolką walcową

Zawartość napełniacza Q %	Średnia arytmetyczna $\bar{R}_n$ kG	Ocena odchylenia średniego s kG	Wartość siły oddzierającej		Ocena rozrzutu $\bar{R}_n \pm s$ $R_{nmax} - R_{nmin}$
			maksymalna $R_{nmax}$ kG	minimalna $R_{nmin}$ kG	
0	133,6	5,0	142	128	$\frac{133,6 \pm 5}{142-128}$
5	113,8	5,8	124	106	$\frac{113,8 \pm 5,8}{124-106}$
10	111,0	4,1	115	104	$\frac{111,0 \pm 4,1}{115-104}$
20	94,6	4,8	102	89	$\frac{94,6 \pm 4,8}{102-89}$
30	82,9	5,2	92	78	$\frac{82,9 \pm 5,2}{92-78}$
40	77,1	6,0	86	66	$\frac{77,1 \pm 6}{86-66}$

Tablica 3

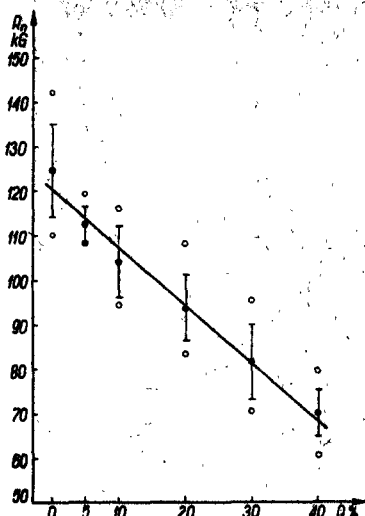
Wyniki badań zależności odporności na oddzieranie obwodowe  $R_n$  od zawartości napeźniacza PAB1 w połączeniu klejowym tkaniny szklanej ST31 ze stopem PA6N przy przesycaniu i dociskaniu młoteczką gumowym

Zawartość napeźniacza Q %	Średnia arytmetyczna $\bar{R}_n$ kG	Ocena odchylenia średnie - $s_{Qs}$ kG	Wartość siły oddzierającej		Ocena rozrzutu $\bar{R}_n \pm s$ $R_{nmax} - R_{nmin}$
			maksymalna $R_{nmax}$ kG	minimalna $R_{nmin}$ kG	
0	114,4	10,6	134	104	$114,4 \pm 10,6$ 134 - 104
5	112,5	6,8	122	102	$112,5 \pm 6,8$ 122 - 102
10	112,7	7,2	124	101	$112,7 \pm 7,2$ 124 - 101
20	91,1	6,4	100	82	$91,1 \pm 6,4$ 100 - 82
30	77,9	5,8	90	70	$77,9 \pm 5,8$ 90 - 70
40	72,3	6,8	82	64	$72,3 \pm 6,8$ 82 - 64

Tablica 4

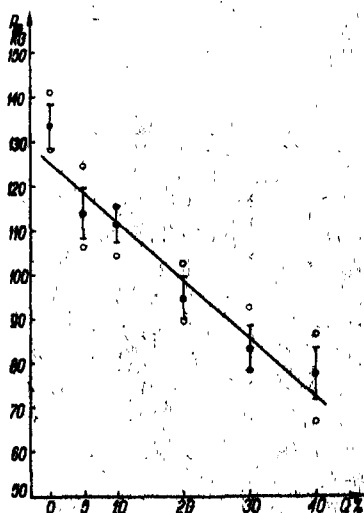
Wyniki badań zależności odporności na oddzieranie obwodowe  $R_n$  od zawartości napełniacza PAB1 w połączeniu klejowym tkaniny szklanej ST31 ze stopem PA6N przy przesycaniu i dociskaniu rolką walcową

Zawartość napełniacza %	Średnia arytmetyczna $\bar{R}_n$ kG	Ocena odchylenia średniego $s$ kG	Wartość siły oddzierającej		Ocena rozrzutu $\frac{R_{n \max} - R_{n \min}}{\bar{R}_n}$
			maksymalna $R_{n \max}$ kG	minimalna $R_{n \min}$ kG	
0	138,9	5,7	148	131	$\frac{138,9 \pm 5,7}{148 - 131}$
5	125,9	6,4	137	119	$\frac{125,9 \pm 6,4}{137 - 119}$
10	110,3	4,8	117	104	$\frac{110,3 \pm 4,8}{117 - 104}$
20	100,1	3,1	103	95	$\frac{100,1 \pm 3,1}{103 - 95}$
30	87,2	5,2	94	81	$\frac{87,2 \pm 5,2}{94 - 81}$
40	78,5	4,1	85	74	$\frac{78,5 \pm 4,1}{85 - 74}$



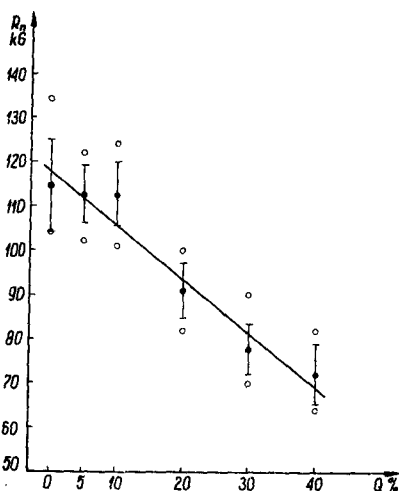
Rys.5. Zależność odporności na oddzieranie obwodowe  $R$  od zawartości  $Q$  napełniacza w połączeniu klejowym tkaniny ze stopem AK9; dociskanie i przesycanie tkaniny młoteczkim gumowym

- - oznacza średnie arytmetyczne
- - oznacza maksymalne i minimalne wyniki, odcinki z obu stron średniej arytmetycznej oznaczają odchylenie średnie

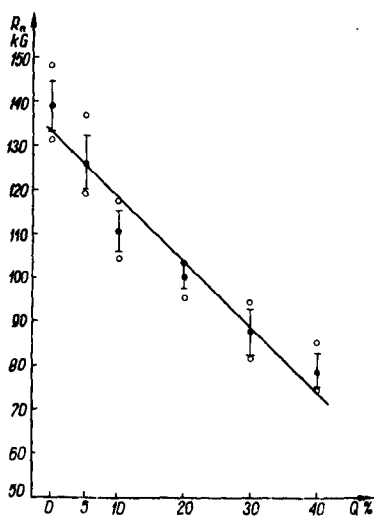


Rys.6. Zależność odporności na oddzieranie obwodowe  $R$  od zawartości  $Q$  napełniacza w połączeniu klejowym tkaniny ze stopem AK9, dociskanie i przesycanie tkaniny rolką





Rys.7. Zależność odporności na oddzieranie obwodowe  $R$  od zawartości  $Q$  napełniacza w połączeniu klejowym tkaniny ze stopem PA6N, dociskanie i przesycanie tkaniny młoteczką gumową



Rys.8. Zależność odporności na oddzieranie obwodowe  $R$  od zawartości  $Q$  napełniacza w połączeniu klejowym tkaniny ze stopem PA6N, dociskanie i przesycanie tkaniny rolką

Tablica 5

Wyniki analizy istotności wpływu zawartości Q napęczniacza PAB1 na odporność na oddziaływanie obwodowe  $R_n$

Rodzaj wariancji	Suma kwadratów			Ilość stopni swobody		Wariancja		Prawdopodobieństwo 0,05 wart.F			
	Zależność	Wartość		Zależność	Wartość		Zależność	Rodzaj materiału tarczy		2,38	2,38
		dla AK9	dla PAKN		dla AK9	dla PAKN		dla AK9	dla PAKN		
Ogólna	$S = \sum_{i=1}^{p,n} (R'_i - \bar{R}_n)^2$	24204,3	18895,3	p·n-1	53	53	$S = \frac{S}{p \cdot n - 1}$	37,2	356,5	51,1	2,38
Według czynników	$S_f = n \sum_{j=1}^p (\bar{R}_m - \bar{R}_n)^2$	19219,5	16173,9	p-1	5	5	$S_f^2 = \frac{S_f}{p-1}$	3843,9	3243,8	51,1	2,38
Resztowa	$S_g = S - S_f$	4984,8	2721,4	p(n-1)	48	48	$S_g^2 = \frac{S_g}{p(n-1)}$	103,7	56,7	51,1	2,38

Uwaga: oznaczenia według PN-58/N-01051

gdzie:

$$a = \frac{\sum q^2 \cdot \sum R'_n - (\sum q \cdot R'_n) \sum q}{p \cdot \sum q^2 - (\sum q)^2}$$

$$b = \frac{p(\sum q \cdot R'_n) - \sum q \cdot \sum R'_n}{p \cdot \sum q^2 - (\sum q)^2}$$

Po podstawieniu danych liczbowych i obliczeniu współczynników a i b równania prostej mają postać dla:

a/ tarcz wykonanych ze stopu aluminium AK9 w przypadku:

- tkanin dociskanych i przesyconych młoteczką gumową

$$R_n = 120,4 - 1,30 \cdot Q$$

- tkanin dociskanych i przesyconych rolką

$$R_n = 125,5 - 1,33 \cdot Q$$

b/ tarcz wykonanych ze stopu aluminium PA6N w przypadku:

- tkanin dociskanych i przesyconych młoteczką gumową

$$R_n = 117,8 - 1,20 \cdot Q$$

- tkanin dociskanych i przesyconych rolką

$$R_n = 132,2 - 1,45 \cdot Q$$

Odchylenia wartości obliczonych podanymi zależnościami od wartości średnich arytmetycznych pomiarów nie przekraczają:

a/ dla tarcz wykonanych ze stopu AK9 i stosowania:

- młoteczka gumowa  $\pm 4,3 \%$

- rolki  $\pm 1,2 \%$

b/ dla tarcz wykonanych ze stopu PA6N i stosowania:

- młoteczka gumowego  $\pm$  3,4 %
- rolki  $\pm$  5,0 %

Zgodnie z celem pracy podjęto z kolei próbę wyjaśnienia mechanizmu wiązania kleju epoksydowego napełnionego proszkiem aluminium oraz jego oddziaływania na odporność na oddzieranie obwodowe połączenia klejowego. Analiza tego zagadnienia pozwala na następujące spostrzeżenia. Proces oddzierania obwodowego determinują w zasadzie dwie grupy czynników [5]; czynniki związane z układem: materiał tarczy-warstwa utwardzonego kleju-tkanina szklana oraz czynniki związane z samą nakładką.

W układzie: materiał tarczy-warstwa kleju-tkanina szklana, wraz ze wzrostem zawartości napełniacza proszkowego należy się spodziewać z jednej strony najpierw pewnego wzrostu wytrzymałości połączenia tarczy z tkaniną, głównie na skutek zwiększania się kohezji kleju, a następnie spadku wytrzymałości, z drugiej strony pewnego zmniejszenia się wytrzymałości połączenia na skutek obniżenia się adhezji kleju do tarczy i tkaniny. Tzw. wzmacniające działanie napełniaczy proszkowych jest w zarysie znane z literatury, natomiast obniżenie się adhezji potwierdziły obserwacje powierzchni tarczy i nakładki po procesie oddzierania. Ze wzrostem zawartości napełniacza proszkowego zmieniają się właściwości nakładki, przede

wszystkim zmienia się jej wytrzymałość i sztywność. Wynika to ze zwiększających się trudności w dobrym przesyleniu tkaniny klejem, ze względu na wzrastającą lepkość kleju oraz ze wspomnianego już obniżania się adhezji pomiędzy klejem i tkaniną. Ponieważ w całym zakresie zmienności zawartości napełniacza /0-40%/ stwierdzono zmniejszanie się odporności na oddziaływanie obwodowe, przeto dominującą rolę odgrywają tu: zmniejszająca się adhezja kleju do powierzchni tarczy i tkaniny oraz zmniejszająca się wytrzymałość i sztywność nakładki.

Nasuwa się zatem wniosek, że w połączeniach klejowych narażonych na oddziaływanie obwodowe nie powinno się w ogóle stosować napełniaczy w postaci proszku aluminium. Mając jednak na uwadze doniesienia z literatury o wzmacniającym działaniu napełniaczy proszkowych wyrażającym się np. zmniejszeniem naprężeń wewnętrznych i podwyższaniem odporności cieplnej, wniosek taki należałoby uznać za niecałkowicie uzasadniony. W świetle tych wiadomości oraz ze względu na często występującą konieczność pewnego dostosowania struktury i barwy skleiny do stopów aluminium przyjąć można orientacyjnie maksymalną zawartość proszku aluminium PAB1 w kleju od 8 do 10%.

#### 4. Wnioski

Biorąc pod uwagę całość niniejszej pracy oraz wiadomości z literatury wysunąć można następujące wnioski:

1. Odporność na oddzieranie obwodowe  $R_n$  połączenia klejowego maleje ze wzrostem zawartości  $Q$  napełniacza w postaci proszku aluminium PAB1 w kleju epoksydowym w zakresie  $0 < Q < 40 \%$  zarówno w przypadku dociskania i przesycania tkaniny szkła - nej za pomocą młoteczka gumowego jak i rolki walcowej.
2. Zależność odporności na oddzieranie obwodowe  $R_n$  od zawartości  $Q$  proszku aluminium w kleju można przedstawić w postaci :

$$R_n = a + b \cdot Q$$

gdzie:

$a, b$  - wartości stałe zależne głównie od rodzaju materia -  
 łu klejonego, rodzaju i ziarnistości napełniacza o -  
 raz rodzaju tkaniny a zwłaszcza preparacji jej włó -  
 kien

3. Na mechanizm wiązania kleju epoksydowego napełnionego prosz -  
 kiem aluminium i jego oddziaływania na odporność na oddzie -  
 ranie obwodowe wpływa wiele złożonych czynników, spośród któ -  
 rych dominującą rolę spełniają: zmniejszanie się adhezji po -  
 między klejem a powierzchnią tarczy i włóknem oraz zmniej -  
 szanie się wytrzymałości i sztywności nakładki ze wzrastają -  
 cą zawartością proszku aluminium w kleju.
4. Do wykonywania połączeń klejowych narażonych na oddzieranie  
 obwodowe w zasadzie nie powinno się stosować kleju epoksy -  
 dowego napełnionego proszkiem aluminium w ilości powyżej  
 $8 \div 10 \%$  w stosunku do masy żywicy.

Przedstawione badania wpływu proszku aluminium zawartego w kleju epoksydowym na odporność na oddzieranie obwodowe połączenia klejowego nie wyczerpują całości zagadnienia, naświetlają jednak jednoznacznie niektóre jego aspekty i wskazują kierunki dalszych badań. Ważniejsze z nich to badania wpływu proszku innych materiałów oraz rozmiarów ziaren proszku na odporność na oddzieranie obwodowe.

#### Literatura

1. Brockmann W.: Über Haftvorgänge beim Metallkleben. Adhäsion 9 1 11/1969 r.
2. Schneberger G.L.: Polymer Structure and Adhesive Behavior. Adhesives Age 4/1974 r.
3. Sikora R.: Ein neues Prüfverfahren für Klebverbindungen. Adhäsion 8/1971 r.
4. Sikora R.: Tworzywa epoksydowe w naprawie maszyn. Warszawa 1971 r., WNT.
5. Sikora R.: Badania nad wprowadzeniem niektórych tworzyw epoksydowych do naprawy maszyn. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Bydgoszczy nr 3, Mechanika s.2, Bydgoszcz 1972 r.
6. Volk W.: Statystyka stosowania dla inżynierów. Warszawa 1973 r., WNT.

## INFLUENCE OF POWDER FILLERS ON GLUE JOINT TEARING RESISTANCE

## Summary

In this article there have been presented results of laboratory investigations of filler contents influence in form of PAB1 aluminium powder in epoxy glue XE5/Z-1/10:1 on resistance to periphery tearing of glue joint: aluminium alloy AK9 and PA6N-glass fabric.

Inverstigations have been carried out by means of periphery tearing method.

ВЛИЯНИЕ ПОРОШКОВЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ НА  
ПРОЧНОСТЬ КЛЕЕВОГО СОЕДИНЕНИЯ ПРИ  
ОТДИРАНИИ

## Резюме

В работе представлены результаты лабораторных исследований влияния содержания наполнителя в виде порошка алюминия PAB1 в эпоксидном клее XE5 /Z - I/ 10 : I, на прочность при обводном отдираннии клеевого соединения: сплав алюминия AK9 и PA6N - стеклоткань.

Исследования были проведены с применением метода обводного отдиранния.





Józef Szala

NIEKTÓRE ZAGADNIENIA PRZYSPIESZANIA BADAN TRWAŁOŚCI  
ZMĘCZENIOWEJ UKŁADÓW

Badania zmęczeniowe, szczególnie badania trwałości zmęczeniowej są długotrwałe. Ważnym zagadnieniem jest ich skrócenie, dotyczy to głównie badań zmęczeniowych prowadzonych w warunkach przemysłowych. W artykule podano sposoby skrócenia czasu badań trwałości zmęczeniowej elementów maszyn. Poruszone zagadnienia zilustrowano przykładem przyspieszenia badań trwałości zmęczeniowej ramy rowerowej przez odpowiednie zwiększenie zmiennych obciążeń realizowanych na stanowisku badawczym.

1. Wstęp

W ostatnich latach coraz większe zastosowanie w ocenie trwałości zmęczeniowej znajdują programowane stanowiskowe badania zmęczeniowe. Badania zmęczeniowe, a szczególnie badania trwałości zmęczeniowej są bardzo czasochłonne. Jedną z szeregu zalet programowanych stanowiskowych badań w stosunku do badań trwałości zmęczeniowej w warunkach eksploatacji jest możliwość znacznego skrócenia czasu trwania badań. Ma to duże praktyczne znacze -

nie, zwłaszcza w badaniach zmęczeniowych prowadzonych w warunkach przemysłowych.

Skrócenie czasu badań można osiągnąć przez:

- intensywność prowadzonych badań
- zwiększenie częstotliwości zmian obciążenia
- pominięcie w programach obciążeń cykli o małych wartościach amplitud obciążenia, nie mających wpływu na trwałość zmęczeniową badanego obiektu
- zwiększenie wartości stosowanych obciążeń

Programowane badania zmęczeniowe prowadzone na stanowiskach badawczych, szczególnie z automatycznym programowaniem obciążeń, mogą być prowadzone w sposób ciągły aż do zniszczenia badanego obiektu. Unika się w tym przypadku przerw i przestojów charakterystycznych dla badań eksploatacyjnych, wynikających z przyczyn organizacyjnych oraz np. fizycznych możliwości użytkowania badanego pojazdu. Drugim czynnikiem umożliwiającym przyspieszenie badań jest zwiększenie częstotliwości zmian obciążenia. Jak wykazały opublikowane badania [1], [2], wpływ częstotliwości zmian obciążenia na trwałość zmęczeniową w zakresie częstotliwości od 20 do 2000 Hz jest mały; poza podanym zakresem częstotliwości trwałość zmęczeniowa wzrasta /około 25 %/. Przy zastosowaniu wyższych częstotliwości istnieje możliwość skrócenia czasu badań kilkadziesiąt razy.

W pracach [3], [4] wykazano, że pewne małe wartości amplitud zmian obciążenia nie mają wpływu na kumulację uszkodzeń zmęczeniowych prowadzących do zniszczenia zmęczeniowego obiektu badań. Na podstawie podanych w tych pracach wartości można przyjąć, że amplitudy zmian naprężeń wywołane zmiennymi obciążeniami, których wartość nie przekracza  $0,4 Z_g / \sqrt{6_a} \ll 0,4 Z_g /$  nie mają wpływu na ocenianą trwałość zmęczeniową  $/Z_g$  - nieograniczona wytrzymałość zmęczeniowa/. Należy zaznaczyć, że w programach obciążeń opracowanych na podstawie wykresów eksploatacyjnych zmian naprężeń znaczna część amplitud cykli obciążenia zawarta jest w granicach  $0-0,4 Z_g$ . Pominięcie tych cykli daje w niektórych przypadkach kilkukrotne przyspieszenie badań zmęczeniowych.

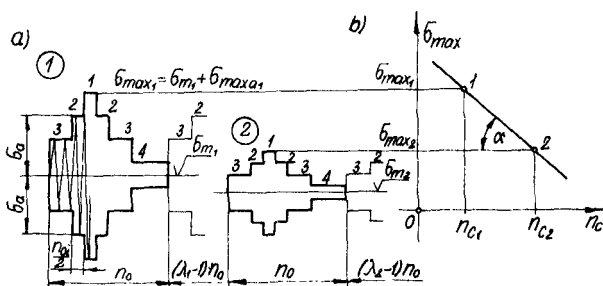
Znaczne przyspieszenie badań uzyskuje się przez zwiększenie wartości obciążeń stosowanych w programowanych badaniach zmęczeniowych w porównaniu do obciążeń eksploatacyjnych. Sposób ten jest szczegółowo omówiony w przedstawionym opracowaniu. Omówienie przyspieszenia badań przez zwiększenie wartości stosowanych obciążeń, zilustrowano wynikami badań zmęczeniowych węzła konstrukcyjnego stanowiącego słabe ogniwo ramy rowerowej.

Celem przedstawionego opracowania jest wykazanie możliwości przyspieszenia programowanych badań zmęczeniowych na drodze zwiększenia wartości obciążeń oraz podanie ilościowych danych dotyczących przyspieszonych badań ram pojazdów jednośladowych.

## 2. Wyznaczanie trwałości zmęczeniowej w programowanych badaniach zmęczeniowych

Trwałość zmęczeniową badanego obiektu przedstawia się najczęściej w postaci wykresu  $\sigma_{\max}/n_c$ .

Na rysunku 1 przedstawiono schematycznie stopniowe programy obciążeń 1 i 2 oraz wykres trwałości zmęczeniowej  $\sigma_{\max}/n_c$  w układzie półlogarytmicznym  $\sigma_{\max}, \lg n_c$ .



Rys.1. Schemat wyznaczania krzywej trwałości zmęczeniowej  
 a - blokowe programy obciążeń  
 b - wykres trwałości zmęczeniowej  $\sigma_{\max}/n_c$ .

Stopniowy program obciążeń charakteryzuje się maksymalną wartością naprężenia  $\sigma_{\max}$ , liczbą stopni  $i / i = 1, 2, K$ , wartością naprężeń poszczególnych stopni  $\sigma_i / \sigma_{ai}, \sigma_{mi}$ , liczbą cykli w poszczególnych stopniach  $n_{oi}$ , oraz sumaryczną liczbą cykli w okresie programu

$$n_o = \sum_{i=1}^k n_{oi}$$

Badania prowadzi się do momentu wystąpienia pęknięcia zmęczeniowego, powtarzając obciążenie wynikające z okresu programu obciążeń razy. Całkowita liczba cykli odpowiadająca trwałości zmęczeniowej badanego obiektu  $n_c$  jest iloczynem liczby cykli w okresie programu obciążeń  $n_o$  i liczby zrealizowanych okresów .

Poszczególne punkty krzywej  $\max/n_c/$  wyznacza się prowadząc badania według programów o różnych wartościach naprężeń.

Program 2 /rys.1/ jest odpowiednio przekształconym programem 1.

Przekształcenie to polega na proporcjonalnym zmniejszeniu wartości naprężeń poszczególnych stopni programu 2 w stosunku do

programu 1. Każdej wartości naprężenia maksymalnego w programie

obciążeń  $\max_1$  odpowiada trwałość zmęczeniowa obiektu badań

$n_{ci}$ . Na podstawie badań opisanych w literaturze m.in. 2, 5, 6,

przyjmuje się, że krzywa trwałości zmęczeniowej  $\max/n_c/$  w układzie logarytmicznym i półlogarytmicznym jest prostą.

Aby tę prostą wykreślić wystarczy znajomość jednego punktu

należącego do prostej i kąta pochylenia . Na znajomości tych

parametrów krzywej trwałości zmęczeniowej oparta jest metoda

przyspieszenia programowanych badań zmęczeniowym, polegająca na

zwiększeniu wartości obciążeń w realizowanym programie obciążeń

na stanowisku badawczym.

Na podstawie wyników badań trwałości zmęczeniowej spawanych

układów nośnych pojazdów omówionych w pracy 7 podano, że średnio

współczynnik kierunkowy krzywej trwałości zmęczeniowej w uk-

ładzie półlogarytmicznym można przyjąć  $m = 6,5$ .

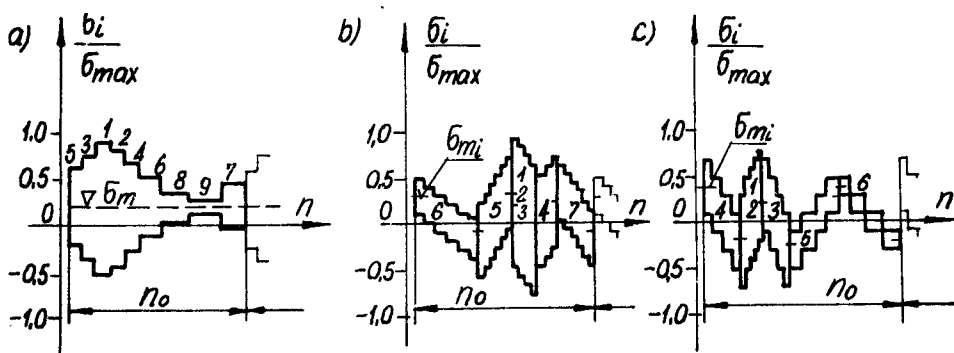
Spośród oceny trwałości zmęczeniowej eksploatacyjnej na podstawie przyspieszonych badań z odpowiednio powiększoną wartością obciążenia zilustrowany zostanie przykładem podanym na rysunku 1. Punkt 1 krzywej trwałości zmęczeniowej odpowiada wynikom badań przyspieszonych z odpowiednio powiększonym obciążeniem  $\sigma_{\max 1}$ . Znając wartość kąta pochylenia krzywej trwałości /np. z badań podobnych układów/ oraz wartość obciążeń eksploatacyjnych, które reprezentuje naprężenie  $\sigma_{\max 2}$ , można z wykresu ocenić odpowiadającą tej wartości trwałość zmęczeniową w warunkach eksploatacji  $n_{c2}$ . Trwałość ta może być wyznaczona liczbą cykli, przebiegiem w kilometrach lub czasem pracy badanego obiektu. Oznaczając wartość  $\text{ctg } \alpha = m$ , można na podstawie rysunku 1 podać wzór na obliczenie eksploatacyjnej trwałości  $n_{c2}$ :

$$\lg n_{c2} = \lg n_{c1} + m' / \sigma_{\max 1} - \sigma_{\max 2} / \quad (1)$$

Podany wyżej wzór zachowuje ważność w przedziale wartości  $\sigma_{\max 1}$ , w którym wykres trwałości zmęczeniowej jest linią prostą.

### 3. Badania trwałości zmęczeniowej węzła stanowiącego słabe ogniwo ramy rowerowej

Obiekt badań oraz stanowisko badawcze omówione zostało w pracy [8]. Programy obciążeń na stanowisku badawczym opracowano na podstawie wykresu zmian naprężeń zarejestrowanego w czasie pomiarów tensometrycznych w warunkach eksploatacji [12].



Rys.2. Blokowe programy obciążeń: a- program opracowany metodą zliczenia lokalnych ekstremów [5], b- program opracowany metodą "pełnej fali" [10], c- program opracowany metodą zliczania rozpiętości gałęzi rosnących losowego wykresu i średnich wartości tych rozpiętości [11]

Na rysunku 2a przedstawiono program obciążeń opracowany metodą zliczania lokalnych ekstremów [5]. Na rysunku 2b przedstawiono program obciążeń opracowany metodą tzw. "pełnych cykli" [9] lub "pełnej fali" [10], natomiast program opracowany metodą polegającą na zliczaniu rozpiętości gałęzi rosnących losowego wykresu i średnich wartości tych rozpiętości [11], przedstawiono na rysunku 2c.

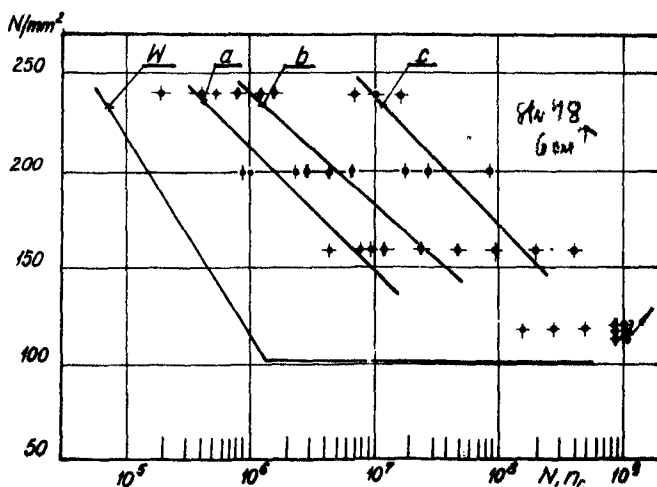
Programy te charakteryzują się tą samą liczbą cykli w okresie programu  $n_0$  oraz tymi samymi wartościami maksymalnego naprężenia w programie  $\sigma_{\max_i} = \sigma_{a_i} + \sigma_{m_i}$ . Różnią się jedynie poszczególnymi wartościami parametrów sinusoidalnego cyklu obciążeń  $\sigma_{a_i}$  i  $\sigma_{m_i}$ , co zależne jest od przyjętej metody opra-



cowania programu, metody aproksymacji losowych zmian naprężeń. Wykazują zatem różnice w warunkach obciążenia badanego węzła konstrukcyjnego na stanowisku badawczym.

Na rysunku 3 przedstawione zostały wyniki badań zmęczeniowych oraz wykresy trwałości zmęczeniowej odpowiadające poszczególnym programom obciążeń. Krzywa a odpowiada programowi obciążeń przedstawionemu na rysunku 2a, odpowiednio krzywa b - programowi z rysunku 2b oraz krzywa c - programowi z rysunku 2c. Literą W - oznaczona została charakterystyka zmęczeniowa /krzywa Wöhlera / badanego węzła konstrukcyjnego.

Opracowanie wyników badań polegało na wyznaczeniu prostych regresji w układzie półlogarytmicznym  $1/\sigma_{\max} - \lg n_0$ .



Rys.3. Wykresy trwałości zmęczeniowej

a - trwałość wyznaczona w oparciu o program obciążeń oznaczony literą a na rysunku 2, b- trwałość wyznaczona w oparciu o program obciążeń oznaczony literą b na rysunku 2, c- trwałość zmęczeniowa wyznaczona w oparciu o program obciążeń oznaczony literą c na rysunku 2. W-charakterystyka zmęczeniowa /krzywa Wöhlera/

Tablica 1

Parametry krzywych trwałości zmęczeniowej  
przedstawionych na rysunku 2

Metoda aproksymacji /wg rysunku 2/	$\bar{\sigma}_{\max}$ N/mm <sup>2</sup>	Średnia trwałość $n_c$ cykli	Współczynnik kierunkowy m	ctg $\alpha = m'$
a	235	$0,347 \cdot 10^6$	- 6,30	0,159
	196	$1,509 \cdot 10^6$		
	156	$6,556 \cdot 10^6$		
	117	$320,3 \cdot 10^6$		
b	235	$1,069 \cdot 10^6$	- 6,03	0,166
	196	$4,948 \cdot 10^6$		
	156	$22,91 \cdot 10^6$		
	177	-		
c	235	$8,328 \cdot 10^6$	- 6,00	0,167
	196	$38,64 \cdot 10^6$		
	156	$179,3 \cdot 10^6$		

W tablicy 1 podano podstawowe parametry przedstawionych na rysunku 3 prostych regresji. Do wyznaczenia prostej regresji dla programu obciążeń oznaczonego na rysunku 2 literą a pominięto wartości trwałości zmęczeniowej odpowiadające naprężeniu maksymalnemu w programie  $\bar{\sigma}_{\max} = 117 \text{ N/mm}^2$ . Wyniki te znacznie odbiegają od wyznaczonej prostej, co spowodowane jest nieznaną różnicą wartości maksymalnego naprężenia w programie  $\bar{\sigma}_{\max}$  w stosunku do nieograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej bada -

nego obiektu  $Z_g$ , która wynosi  $Z_g = 100 \text{ N/mm}^2$ . Większość cykli programu obciążeń leży poniżej wartości  $Z_g$ , z tego znaczna część nie ma wpływu na wyznaczaną trwałość zmęczeniową.

#### 4. Analiza wyników

Przedstawiona analiza przeprowadzona została z punktu widzenia wykorzystania wyników badań do opracowania przyspieszonych programowanych badań trwałości zmęczeniowej.

Z rysunku 3 oraz z tablicy 1 /kolumna 4 i 5/ wynika, że różnice kąta pochylenia względnie współczynnika  $m' = \text{ctg} \alpha$  poszczególnych krzywych są niewielkie. Różnice te dla współczynnika  $m'$  nie przekraczają 5 %. Można zatem w obliczeniach trwałości zmęczeniowej ram rowerowych trapezowych, wykonanych według wzoru (1), przyjąć wartość  $m' = 0,160$ , zbliżoną do dolnej, z podanych dla poszczególnych krzywych wartości. Wybór najmniejszej wartości współczynnika  $m'$ , jest zabezpieczeniem w szczególnych przypadkach przed uzyskaniem większej obliczonej na podstawie wzoru (1) wartości trwałości odpowiadającej warunkom eksploatacyjnym, niż mogłoby to wynikać z programowanych badań zmęczeniowych przeprowadzonych na poziomie maksymalnego naprężenia w programie  $\sigma_{\max_2}$  odpowiadającego obciążeniom eksploatacyjnym. Wartości współczynników kierunkowych prostych przedstawione w tablicy 1 /kolumna 4/ nieznacznie odbiegają od wartości współczynnika kierunkowego dla układów nośnych pojazdów mechanicznych  $m = 6,5$ , zalecanego w pracy [7].

Możliwość przyspieszenia badań ram rowerowych ilustruje następujący przykład. Z opracowania - według przyjętej metody aproksymacji - losowego przebiegu zmian naprężeń, otrzymano program o maksymalnej wartości naprężenia  $\sigma_{\max_e} = 156 \text{ N/mm}^2$ . Programowane badania trwałości zmęczeniowej przeprowadzono z intensywnym obciążeniem na poziomie  $\sigma_{\max} = 235 \text{ N/mm}^2$ . Wyznaczona w tych badaniach trwałość zmęczeniowa wynosi średnio:  $n_c = 3,47 \cdot 10^5$  cykli. Z obliczeń trwałości zmęczeniowej odpowiadającej eksploatacyjnym warunkom obciążenia/ według wzoru (1), otrzymuje się trwałość  $n_{c_e} = 6,56 \cdot 10^6$ . Przyspieszenie badań może być wyrażone stosunkiem :

$$\frac{n_{c_e}}{n_c} \approx 19$$

tn., że stosując intensywniejsze obciążenie otrzymuje się około 19-to krotne skrócenie czasu badań.

Omówiony sposób oceny wartości trwałości zmęczeniowej, odpowiadającej warunkom obciążenia eksploatacyjnego na podstawie trwałości wyznaczonej w intensywnych warunkach obciążenia, dotyczy ściśle zakresu obciążeń, w którym krzywa trwałości zmęczeniowej jest linią prostą nachyloną pod kątem  $\alpha$ . Dla przedstawionych na rysunku 3 krzywych trwałości zmęczeniowej jest to zakres naprężeń od 156 do 235  $\text{N/mm}^2$ . Dla wartości  $\sigma_{\max} < 156 \text{ N/mm}^2$  kąt  $\alpha$  zmniejsza się. Dokonując ekstrapolacji krzywej trwałości na wartości naprężeń z przedziału  $100 \text{ N/mm}^2 < \sigma_{\max} < 156 \text{ N/mm}^2$ , przy



zachowaniu niezmiennego kąta  $\alpha$ , otrzymuje się trwałość zmęczeniową mniejszą /obliczoną na podstawie wzoru (7)/ od wartości wyznaczonej w programowanych badaniach zmęczeniowych.

Różnica między tymi wartościami rośnie w miarę zbliżania się wartości  $\tilde{\sigma}_{\max_e}$  do wartości nieograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej  $Z_g$ . W badaniach przemysłowych stosując celowo tego rodzaju ekstrapolację otrzymuje się pewien "zapas" w ocenie trwałości zmęczeniowej.

Wyniki badań trwałości zmęczeniowej odpowiadające poszczególnym programom obciążeń wykazują znaczne rozbieżności. Rozbieżności te związane z przyjętymi metodami aproksymacji losowych zmian naprężeń, zależne są od charakteru eksploatacyjnych obciążeń. Dobór najodpowiedniejszej metody aproksymacji w zależności od charakteru eksploatacyjnych obciążeń omówiono w pracy [12].

## 5. Wnioski

1. Znajomość parametrów krzywej trwałości zmęczeniowej badanego obiektu umożliwia znaczne skrócenie czasu badań przez zwiększenie obciążenia w programowanych badaniach zmęczeniowych.
2. Analiza wartości współczynników kierunkowych prostych regresji, odpowiadających trwałości zmęczeniowej wyznaczonej dla trzech różnych programów obciążeń, wykazała nieznaczne różnice między nimi.

3. Nieznaczne różnice wartości współczynników kierunkowych prostych regresji wskazywać mogą na fakt, że ich pochylenie zależne jest od cech konstrukcyjnych badanego obiektu, nie zaś od ukształtowania programu obciążeń.
4. W badaniach przyspieszonych ram rowerowych ze zwiększonym obciążeniem w stosunku do obciążeń eksploatacyjnych zaleca się przyjęcie wartości współczynnika  $m$ 'we wzorze (1) równej 0,16, co odpowiada współczynnikowi kierunkowemu prostej w układzie półlogarytmicznym  $m = - 6,25$ .
5. Zbieżność wartości współczynnika kierunkowego prostej regresji odpowiadającej trwałości zmęczeniowej ram rowerowych  $/m = - 6,25/$  z wartością współczynnika kierunkowego prostej regresji odpowiadającej trwałości zmęczeniowej ram pojazdów mechanicznych, podaną w pracy [7]  $/m = - 6,5/$ , pozwala sądzić, że przedstawiona analiza może dotyczyć ram pozostałych pojazdów jednośladowych.

## 6. Podsumowanie

Przedstawiona metoda przyspieszonych programowanych badań zmęczeniowych posiada pewne ograniczenia. Warunkiem słuszności wzoru (1) jest liniowa zależność trwałości zmęczeniowej od poziomu naprężenia maksymalnego w programie obciążeń. Zależność ta zachodzi jedynie w pewnym zakresie wartości  $\sigma_{max}$ .

Ponadto należy zwrócić uwagę na ograniczenia w stosowaniu podanej metody w ocenie trwałości zmęczeniowej układów statycznych wewnętrznie niewyznaczalnych. Do takich układów zaliczyć można np. niektóre konstrukcje lotnicze, okrętowe, w których powstałe pęknięcia zmęczeniowe zmienia rozkład obciążeń wewnętrznych w układzie. Zmiana rozkładu obciążeń może spowodować zahamowanie rozwoju powstałego pęknięcia zmęczeniowego, a powstanie i rozwój innego.

Możliwość przyspieszenia badań przez zwiększenie wartości obciążeń ograniczona jest fizyczną postacią uszkodzenia. Przebieg procesu zmęczenia w przypadku obciążeń odpowiadających warunkom eksploatacji oraz odpowiadający warunkom intensywnych obciążeń, nie może wykazywać zasadniczych różnic. Ocenę ewentualnych różnic przeprowadza się na podstawie analizy złomu zmęczeniowego. W badaniach skomplikowanych pod względem konstrukcyjnym elementów, pęknięcie w obu przypadkach powinno zachodzić w tym samym miejscu, inicjacja i rozwój pęknięcia powinny być podobne.

Skuteczne skrócenie czasu badań uzyskuje się przez odpowiednie opracowanie programu obciążeń, w którym uwzględnić można jednocześnie szereg czynników omówionych na wstępie przedstawionego opracowania. Szybkość oceny eksploatacyjnej trwałości zmęczeniowej ma duże znaczenie w procesach optymalizacyjnych konstrukcji z punktu widzenia niezawodności wytworu.

## Literatura

1. Buch A.: Zagadnienia wytrzymałości zmęczeniowej, PWN, Warszawa 1964, s. 76-80.
2. Hertel H.: Ermüdungsfestigkeit der Konstruktionen, Springer - Verlag Berlin Heidelberg New York, 1969, s. 147-154.
3. Garf M.E., Buglov E.T., Pavlovskij W.E.: Ob osobennostjach nakoplenija ustalostnogo povreždenija pri spektrach nestacionarnoj napražennosti, rasprostranjajuščichsja niže ischodno - go predela ustalosti. Vestnik Mašinostroenija 6, 1964.
4. Redkovec N.F.: Vlijanie napraženii niže predela ustalosti na dolgovečnosť detalej, rabotajuščich pri peremennyh nagruzkach. Vestnik Mašinostroenija, 6, 1964.
5. Gassner E.: Betriebsfestigkeit. Eine Bemessungsgrundlage für Konstruktionsteile mit statistisch Wechselden Betriebsbeanspruchungen. Konstruktion 6, 1954.
6. Gassner E., Griese F.W., Haibach E.: Ertragbare Spannungen und Lebensdauer einer Schweissverbindung aus Stal St 37 bei verschiedenen Formen des Beanspruchungskollektivs. Archiv für Eisenhüttenwesen 35, 1964.
7. Przybylski J.: Modelowanie obciążeń w przyspieszonych badaniach zmęczeniowych. Przegląd Mechaniczny 2, 1973.
8. Szala J.: Obliczenia trwałości zmęczeniowej układów w oparciu o wybrane hipotezy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych i ich doświadczalna weryfikacja. Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej nr 9. Bydgoszcz 1974.
9. Dmitičenko S.S.: Sovremennye metody uskorennyh ispitanii mašin na soprotivlenie ustalosti. Vestnik Mašinostroenija, 2, 1967 r.
10. Kawamoto M., Ishikawa H., Onoe T.: O programowaniu losowych obciążeń metodą "pełnej fali". Trans.Jap.Soc. Mech. Eng. 1971, 37, nr 296.



11. Isaev A.S.: K opredeleniju verojatnosti ustalostnogo razrušeniya pri slučajnom stacionarnom nagruženii. Sb. Konstrukcionnaja prochnost' legkich splavow i stalej. Trudy MAT, vyp. 61, Moskva 1964.
12. Szala J.: Zagadnienie aproksymacji zmian obciążeń o charakterze losowym w programowanych badaniach trwałości zmęczeniowej. Zeszyty Naukowe Nr 26 Akademii Techniczno-Rolniczej. Bydgoszcz 1975.

SOME PROBLEMS OF FATIGUE DURABILITY TESTING  
ACCELERATION OF SYSTEMS

Summary

Fatigue testings specially testing of fatigue durability are long-lasting. Shortening of them is an important problem and it mainly refers to fatigue tests carried out in industrial conditions. In this article there have been presented the methods of time shortening of fatigue durability testing of machine elements. The touched problems have been illustrated by means of example of fatigue durability testing acceleration of a bicycle frame by use of proper extension of variable loading realized at the test stand.

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ УСКОРЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ  
УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ СИСТЕМ

Résumé

Усталостные исследования, а особенно исследования усталостной прочности очень продолжительны. Важной проблемой является их сокращение, и касается это в основном усталостных исследований проводимых в промышленных условиях. В статье представлены способы сокращения времени исследований усталостной прочности элементов машин. Рассматриваемые проблемы проиллюстрированы примером ускорения исследований усталостной прочности велосипедной рамы соответствующим увеличением переменных нагрузок, проводимых на испытательном стенде.

Marian Szymański

Jan Łukasiewicz

ANALIZA PROCESU KONSOLIDACJI WARSTWY WŁÓKNISTEJ W MASZYNIE  
ODWADNIAJĄCEJ "KAMYR"

W artykule przedstawiono budowę odwadniarki typu "Kamyry" i przeprowadzono analizę możliwości intensyfikacji procesu konsolidacji warstwy włóknistej w tej maszynie. W oparciu o przeprowadzoną analizę określono wpływ różnych parametrów na pracę maszyny i jej wydajność. Wskazano wskazówki dotyczące zmian konstrukcyjnych odwadniarki, które umożliwiają wzrost wydajności maszyny.

1. Wstęp

Masy włókniste stosowane w przemyśle celulozowo-papierni - czym są wytwarzane w postaci zawiesin wodnych. Składowanie ich oraz transport międzyszakładowy wymagają nadania im konsystencji ciała stałego. Zagęszczanie masy przeprowadza się rozdzielając jej fazy na drodze filtracji. Jednym z najczęściej używanych do tego celu typem odwadniarki jest "Kamyry" z sitem cylindrycznym. Nazwę swą maszyna ta wzięła od szwedzkiej wytwórni produkującej

tego typu odwadniarki.

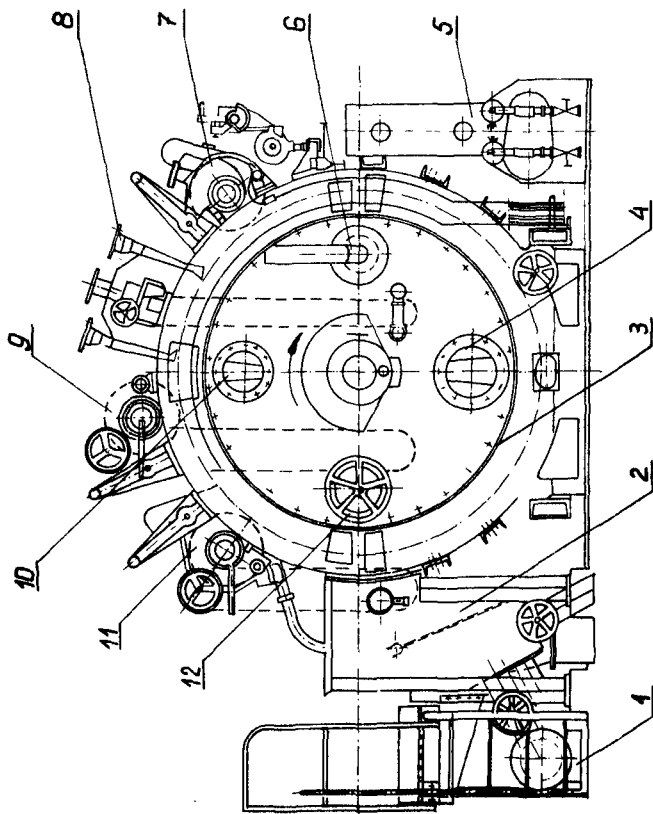
Odwadniarki "Kamyr" zagęszczają masę od stężenia 0,8 % do 30 - 40 %. Masę włóknistą o suchości około 25 % można formować w zwoje lub arkusze ułatwiające transport. Odwadnianie masy włóknistej w odwadniarce tego typu odbywa się najpierw na sicie cylindrycznym, gdzie w wyniku filtracji wody z zawiesiny do wnętrza tworzy się warstwa włóknista.

Dalsze odwadnianie uformowanej warstwy odbywa się na drodze mechanicznego prasowania walcami wyżymakowymi i prasowymi. W końcowym etapie ciągła wstęga włóknista jest nawijana na nawijak maszynowy lub cięta w przekrawaczu na arkusze.

Wydażność i jakoć pracy odwadniarki są zależne w dużym stopniu od prawidłowego doboru parametrów technologicznych pracy i cech konstrukcyjnych maszyny. Analiza wpływu tych czynników na pracę maszyny ma doniosłe znaczenie dla konstruowania i eksploatacji odwadniarki. Proces konsolidacji wstęgi w odwadniarce "Kamyr" zachodzi w głównej mierze na sicie cylindrycznym. Od jego pracy zależy wydażność maszyny. Część prasowa pozwala jedynie na dalsze odwodnienie uformowanej już wstęgi i powoduje pewne zmiany w jej strukturze. Rozpatrując więc proces konsolidacji wstęgi w odwadniarce tego typu analizować należy przede wszystkim pracę części sitowej maszyny.

## 2. Opis budowy i zasada działania odwadniarki "Kamyr"

Maszyna odwadniająca zbudowana jest z trzech podstawowych zespołów spełniających różne zadania w procesie odwadniania. Za-



Rys.1. Maszyna odwadniająca "Kamyt"

1. wyrównywacz strumienia, 2. wlew, 3. cylinder sitowy, 4. odprowadzenie wody, przefiltrowanej, 5. szarpak, 6. kominek, 7. wałek odbierający, 8. skrobak, 9. wałek prasowy, 10. przewód łączący komorę próżniową z pompą próżniową, 11. wałek wyżyłkowy, 12. pokrętko urządzenia rozruchowego

sadniczym zespołem maszyny odwadniającej jest jednocylindrowa część sitowa, w skład której wchodzi następujące podzespoły i urządzenia:

- rozdzielacz strumienia
- wlew
- cylinder sitowy z walcami: wyżymający, dociskowym i odbierającym
- komora parowa
- szarpak
- pomost obsługowy

Zadaniem części sitowej jest wyłowienie włókien z zawieszony wodnej, uformowanie i odwodnienie wstęgi do 20 - 22 % suchości.

Część prasowa zbudowana jest z następujących podzespołów:

- prasa I wyżymająca
- prasa II wyżymająca
- przenośniki filcowe I i II prasy
- pomosty prasowe

Zadaniem tej części jest odwodnienie wstęgi drogą prasowania jej do 40 - 45 % suchości.

Część tnąco-nawijającą stanowią urządzenia pomocnicze tnące i odbierające celulozę oraz transportujące produkt.

Dzięki zmechanizowaniu najbardziej uciążliwych czynności związanych z obsługą maszyny odwadniającej możliwa jest maksymalna intensyfikacja wydajności maszyny.

Starsze odwadniarki do dziś spotykane w naszym przemyśle nie posiadają w pełni zmechanizowanego odbioru wytworu, co w pewnym stopniu ogranicza wielkość i wydajność tych urządzeń.

Część tnąco-nawijająca posiada następujące podzespoły:

- krajarka wzdłużna
- przenośnik paskowy
- wał rozsuwający wstęgę
- przenośnik sznurowy
- przecinarka strumieniowa
- bezrdzeniowa nawijarka rolek
- przenośnik taśmowy z napędem
- urządzenie napędowe przecinarki

Jednosilnikowy napęd odwadniarki umożliwia regulację prędkości roboczej w zakresie od 2 do 12 m/min.

### 3. Opis budowy części sitowej maszyny odwadniającej

Zawieszina włókien celulozy doprowadzana jest do wlewu maszyny odwadniającej przez wyrównywacz strumienia wykonany z rury o średnicy 250 mm. Wyrównywacz strumienia łączy się z wlewem trzema rozgałęzieniami. Skrajne rury doprowadzające zawieszinę wyposażone są w zasuwę płytowe, a środkowa posiada zasuwę automatycznie regulowaną.

Skrzynia wlewowa jest połączona sztywno z korpusem wanny. Korpus wanny wykonany jest z półkolistych stojaków żeliwnych opartych na fundamencie i połączonych wzdłużnie belkami z ceow -

ników. Korpus jest wyłożony blachą nierdzewną. Do stojaków wanny przykręcone są półkoliste segmenty tworząc w sumie pełny obwód. Stojaki oraz segmenty mają koźnierze, do których od strony obsługi przykręcona jest głowica sterująca. Od strony napędu do koźnierzy przykręcona jest pokrywa o kształcie segmentu kołowego z odpowiednio obrobioną powierzchnią pod łożysko. Głowica sterująca wykonana jest w kształcie pierścienia kołowego z koźnierzem. Przekrój poprzeczny zbliżony jest kształtem do trapezu z łukową oprawą łożyska ślizgowego w części środkowej.

W wannie wypełnionej zawiesiną włóknistą zanurzony jest cylinder sitowy wykonany z dwóch powłok spawanych. Zewnętrzna powłoka walcowa wykonana jest z perforowanej blachy nierdzewnej, natomiast wewnętrzna ma kształt stożkowy i jest nieperforowana. Usztywniają ją przegrody kołowe ze stali zwykłej jakości. Na zewnętrznej powłoce naciągnięte jest sito maszyny odwadniającej. Sito jest lutowane do obrzeża i dociśnięte na obwodzie cylindra taśmami uszczelniającymi z mosiądzu. Taśma mocowana jest mosiężnymi wkrętami do płaszcza zewnętrznego cylindra. Przestrzeń między powłokami podzielona jest ściankami działowymi tworzącymi 36 komór odizolowanych od siebie. Komory te łączą się z przestrzenią głowicy sterującej. Pierścieniowa komora głowicy podzielona jest dwiema ściankami promieniowymi na komorę próżniową i odizolowaną od niej komorę połączoną z atmosferą przez tzw. kominek. W komorze próżniowej znajduje się dodatkowa

przegroda rozruchowa zamontowana na wysokości środka cylindra.

Przegroda ta może być obracana za pomocą specjalnego pokrętła o kąt  $\frac{1}{2}\pi$ .

Głowica od strony obsługi posiada przewód główny łączący komorę próżniową z pompą próżniową. Średnica tego przewodu wynosi 25 mm. Przewód dolny z kolei o średnicy 300 mm łączy komorę próżniową z separatorom wody. Przewodem tym odprowadzana jest woda odciekowa z wnętrza cylindra.

Cylinder sitowy ułożyskowany jest na dwóch łożyskach ślizgowych. Łożysko od strony obsługi posiada podstawę łukową, a od strony napędu płaską. Cylinder sitowy wraz z czopami posiada możliwość swobodnego przesuwu poosiowego pozwalającego na uzyskanie odpowiedniego docisku jego powierzchni czołowej do uszczelnienia gumografitowego. Docisk uzyskuje się dzięki napięciu silnej sprężyny wspartej o łożysko toczne poosiowe.

Górna część cylindra sitowego znajdująca się nad poziomem skrzyni wlewowej współpracuje z trzema walcami ułożyskowanymi tocznie i dociskanymi przy pomocy cylindrów hydraulicznych przez układy dźwigniowe do powierzchni cylindra. Są to: walec docisku wstępnego, ryflowany walec wyżymakowy i walec odbierający. Wszystkie walce są gumowane i mają jednakową średnicę zewnętrzną - 500 mm.

Walec docisku wstępnego oraz walec wyżymakowy wyposażone są w zgarniacze wody wyciśniętej. Ponadto walec wyżymakowy i od-



bierający mają zainstalowane skrobaki z możliwością regulacji docisku, służące do oczyszczania powierzchni tych walców. Między walcem ryflowanym i odbierającym zainstalowane jest urządzenie w kształcie komory bez dna ustawione wzdłużnie do osi cylindra sitowego. Do komory parowej doprowadza się parę wodną o odpowiednich parametrach. Odbudowa komory może być podnoszona specjalnym mechanizmem pozwalającym na regulację wielkości szczeliny między obudową komory a wstęgą uformowaną na sicie.

Prócz walca odbierającego, ustawiony jest walec pomocniczy o średnicy 214 mm z miedzianą powłoką zewnętrzną, zamocowany na suportach. Pozwala to na regulację wysokości położenia walca. Na tych samych suportach znajduje się urządzenie noża wodnego służące do cięcia i zaprowadzania wstęgi.

Szczeliny między kołnierzami wanny a krawędziami cylindra uszczelnione są dwiema taśmami obwodowymi napinanymi śrubami. W dnie wanny w najniższym jej punkcie zainstalowano zasuwę upustową sterowaną ręcznie do awaryjnego opróżniania wanny z zawiesiny włóknistej.

Cylinder sitowy wyposażony jest w natryski. Na obudowie wlewu znajduje się natrysk wody gorącej o strumieniu skierowanym w dół na zawieszinę, powodujący wyrównywanie jej temperatury. Z przeciwnej strony cylindra sitowego zainstalowano **natrysk wodą świeżą** o wysokim ciśnieniu rzędu  $10 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$  skierowany na sito. Zadaniem tego natrysku jest oczyszczanie sita.

Trzeci natrysk łukowy jest ustawiony w płaszczyźnie prostopadłej do osi cylindra. Doprowadza on wodę świeżą uszczelniającą pod płyty gumografitowe.

Część sitowa maszyny odwadniającej wyposażona jest w wakuometr wskazujący wartość podciśnienia w komorze próżniowej oraz termometr manometryczny pozwalający na kontrolę temperatury zawiesiny w skrzyni wlewowej maszyny odwadniającej.

W toku procesu formowania mogą powstać zaburzenia i nieprawidłowości, w wyniku których otrzymany brak własny. Brak własny z cylindra sitowego kierowany jest grawitacyjnie do urządzenia zwanego szarpakiem.

Budowa tego urządzenia jest bardzo prosta, a zasada działania polega na współpracy dwóch wałów szarpiących. Brak własny jest rozdrabniany i dzięki umieszczeniu rur natryskowych wewnątrz szarpaka - rozwadniany.

Rozwódkniony brak opada na mieszadło transportujące i jest odprowadzany do kadzi zbiorczej zawiesiny włóknistej.

W części sitowej maszyny odwadniającej znajduje się pomost pozwalający na obserwację pracy wlewu i cylindra sitowego wraz z urządzeniami pomocniczymi oraz dokonywanie czynności regulacyjnych przez obsługę.

#### 4. Analiza procesu formowania warstwy włóknistej

Formowanie warstwy włóknistej w odwadniarce jest procesem wieloparametrowym. Związane jest ono ze zjawiskiem filtracji wody z zawiesiny wypełniającej wannę do wnętrza cylindra. Duży wpływ na przebieg formowania wywiera także ruch zawiesiny w wannie. Proces formowania na sicie odwadniarki można podzielić na trzy fazy [2,3]:

- 1/ osadzania proporcjonalnego
- 2/ osadzania wybiórczego
- 3/ wychwytywania

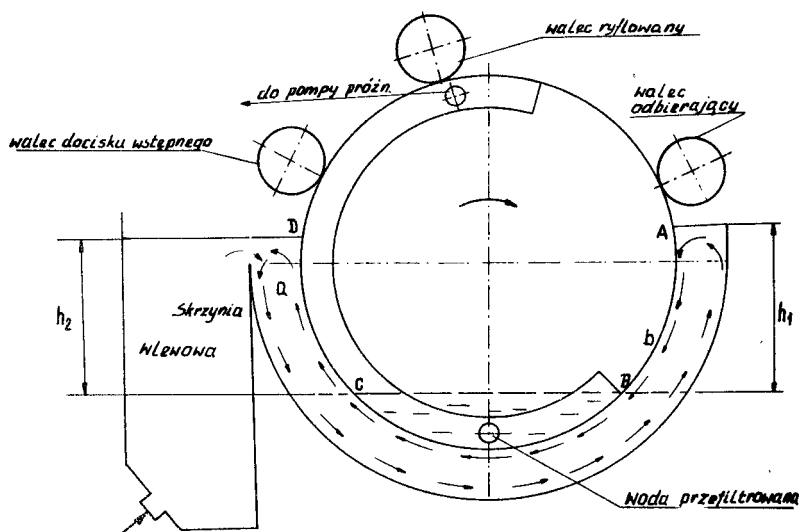
W fazie osadzania proporcjonalnego ilość zatrzymanych na sicie włókien jest proporcjonalna do ilości przefiltrowanej wody. Faza ta występuje w początkowym okresie formowania warstwy. Osadzanie wybiórcze rozpoczyna się, gdy ciśnienie filtracji na powierzchni warstwy zmniejsza się wskutek wzrastającego oporu filtracji formującej się warstwy włóknistej. Zanika wówczas proporcjonalność między ilością przefiltrowanej wody a masą zatrzymanych włókien. W czasie trwania tej fazy z powierzchni warstwy są wyrywane włókna długie. Zjawisko to wywołane jest działaniem sił tnących występujących między powierzchnią cylindra a otaczającymi ją warstwami zawiesiny. Wzrost gradientu prędkości względnej cylindra i zawiesiny w miarę oddalania się od powierzchni cylindra jest powodem występowania tarcia między warstwami zawiesiny przepływającej w wannie.

Spadek ciśnienia formowania na powierzchni warstwy powoduje zmniejszenie sił zatrzymujących włókna. W trzeciej fazie zachodzi wychwytywanie włókien z warstwy zawiesziny otaczającej cylinder. W warstwie włóknistej zatrzymywane są włókna, które zaczepiają się w sposób mechaniczny na jej powierzchni. Wydajność procesu formowania w drugiej, a zwłaszcza w trzeciej fazie jest znacznie mniejsza niż w fazie pierwszej. Można przyjąć, że ostatnie dwie fazy mają ujemny wpływ na proces formowania, gdyż przyczyniają się do pogorszenia własności struktury warstwy na jej grubości.

Niektórzy badacze przyjmują, że formowanie warstwy włóknistej jest ograniczone do łuku zanurzenia cylindra nieprzekraczającego kąta  $\frac{2}{3}\pi$ , podczas gdy w zawieszynie jest zanurzony łuk obwodu cylindra określony kątem  $\frac{3}{2}\pi$  (5).

Zaburzenia w procesie formowania są wywołane zarówno spadkiem ciśnienia filtracji na powierzchni warstwy jak i oddziaływaniem przepływającej w wannie zawiesziny. Na podstawie badań modelowych sita cylindrycznego z komorą ssącą stwierdzono, że przepływ zawiesziny włóknistej w wannie sita odbywa się w sposób schematycznie zaznaczony na rysunku 2.

Zawieszina włóknista wpływająca z wlewu płynie ruchem burzliwym przy dnie wanny. Prędkość jej przepływu maleje przy jednoczesnym wzroście stężenia. W strefie wanny oznaczonej na rysunku 2 przez "c" zawieszina o dużym stężeniu włókien, silnie



Rys.2. Schemat części sitowej maszyny odwadniającej

sflokulowana zmienia kierunek ruchu. Tworzy przy powierzchni cylindra warstwę przyścienną /strefa b/. W strefie "a" następuje intensywne mieszanie się zawiesiny z warstwy przyściennej z zawiesiną dopływającą z wlewu. W strefie tej następują silne zawirowania.

Cyrkulacyjne przepływy zawiesiny oraz jej lokalne zawirowania powstające w czasie burzliwego przepływu zakłócają proces osadzania się włókien na sicie cylindra.

Bardzo duży wpływ na przebieg filtracji wody przez warstwę włóknistą i sito wywiera ciśnienie filtracji. Wytwarzane jest ono w wyniku podciśnienia wywołanego w głowicy sterującej ssącym działaniem pompy próżniowej oraz różnicy poziomów zawiesiny włóknistej w wannie i wody odciekowej w głowicy sterującej.

Zależność ilości przefiltrowanej wody od ciśnienia filtracji można przedstawić równaniem Darcy 3,4,5 :

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\Delta p \cdot F}{R} \quad (1)$$

gdzie:

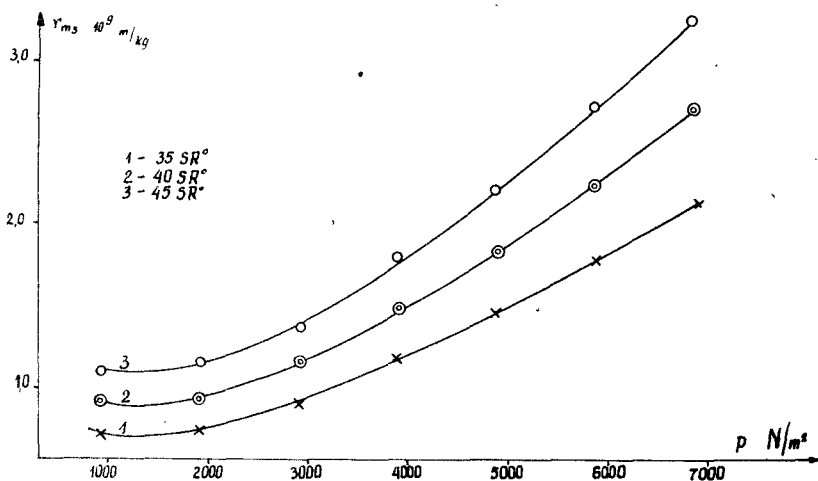
- Q - objętość wody
- $\Delta p$  - ciśnienie filtracji
- F - powierzchnia filtracji
- R - opór całkowity filtracji

Opór filtracji formowanej na powierzchni sita warstwy włóknistej zmienia się wzdłuż strefy formowania wzrastając w miarę zwiększania się ilości zatrzymywanych włókien.

Równanie 1 jest słuszne dla warstwy filtracyjnej nieściśliwej. Warstwa włóknista ma zmienną porowatość. Wartość współczynników jej porowatości jest zależna od ciśnienia filtracji. Pod wpływem ciśnienia filtracji następuje zmniejszenie przekrojów poprzecznych kapilar, którymi woda przepływa przez warstwę filtracyjną. Powoduje to zmiany współczynnika porowatości a zarazem oporu filtracji.

Na rysunku 3 przedstawiono zależność oporu właściwego filtracji od ciśnienia dla masy celulozowej siarczynowej niebielonej od różnych stopniach smarności [3,4].

Wartość oporu właściwego filtracji została wyznaczona przy stałej temperaturze 478 K dla ciśnień zawartych w granicach 981-6867 N/m<sup>2</sup> /100-700 mm słupa wody/.



Rys.3. Zależność oporu filtracji od ciśnienia filtracji

Na podstawie przebiegu linii zależności na wykresie, można stwierdzić, że wartość oporu  $r_{ms}$  rośnie przy wzroście ciśnienia filtracji. Masy o wyższych smarnościach mają większe wartości oporu właściwego filtracji. Porowatość warstwy filtracyjnej charakteryzuje się współczynnikiem porowatości, którego wartość jest określona wzorem 2 :

$$\xi = \frac{V_p}{V_c} \quad (2)$$

gdzie:

$V_p$  - objętość kapilar w warstwie filtracyjnej

$V_c$  - objętość całkowita warstwy filtracyjnej

Zależność współczynnika porowatości od ciśnienia filtracji można wyrazić wzorem empirycznym [3,5]

$$\frac{(1 - e)^2}{\varepsilon^3} = b \cdot p^s \quad (3)$$

gdzie:

b - wartość stała

p - ciśnienie filtracji

s - współczynnik ściśliwości warstwy filtracyjnej

Wartość współczynnika ściśliwości s zawiera się w ranicach

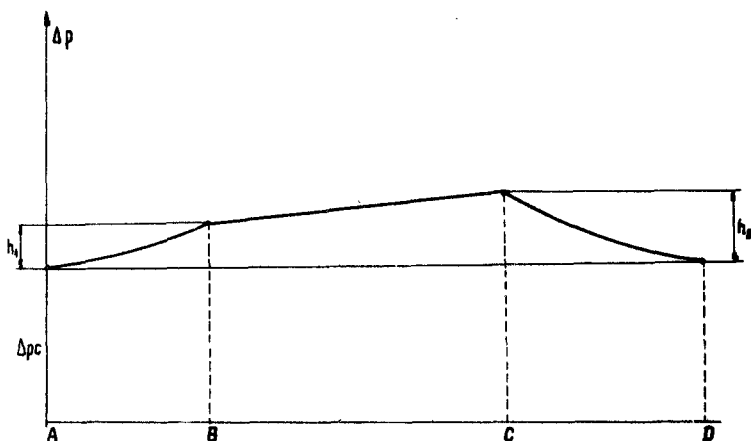
$$0 < s < 1 \quad (4)$$

Dla warstw nieściśliwych współczynnik s jest równy 0. Dokładne określenie wpływu ciśnienia filtracji na proces konsolidacji warstwy włóknistej na sicie odwadniarki jest zagadnieniem złożonym i trudnym do rozwiązania w drodze rozważań teoretycznych. Wpływ ciśnienia na zmianę porowatości warstwy, a tym samym i wartość oporu właściwego filtracji utrudnia zastosowanie wzoru (1) do interpretacji zjawiska filtrowania wody w rozpatrywanej odwadniarce.

Wielkością zmienną w tym procesie jest również ciśnienie. Wartość jego ulega zmianie w miarę zagłębiania się sita w zawieszinie włóknistej. Przebieg zmian ciśnienia filtracji przedstawiono na rysunku 4 [2].

Z wykresu zależności ciśnienia od długości strefy formowania wynika, że rozpatrywane ciśnienie jest sumą dwóch składników:





Rys.4. Przebieg zmian ciśnienia filtracji wzdłuż strefy formowania

stałego wzdłuż łuku formowania wytworzonego pompą ssącą i zmiennego ciśnienia hydrostatycznego. Większą wartość ma ciśnienie wytwarzane przy pomocy pompy ssącej. Może ono być regulowane zaworem umieszczonym przy pompie. Ciśnienie hydrostatyczne rośnie od 0 w punkcie A (rys.2) do wartości  $h_1$  w punkcie B.

Na odcinku BC zmienia się od  $h_1$  do  $h_2$ , a następnie maleje do 0 w punkcie D. Wartość  $h_2$  jest większa niż  $h_1$ , gdyż poziom zawiesiny w wannie po stronie wlewu jest nieco wyższy niż po stronie przeciwnej.

Teoretyczne obliczenie masy włókien zatrzymanych w warstwie włóknistej oparte jest na uproszczonym modelu procesu formowania zakładającym, że masa warstwy włóknistej jest proporcjonalna do ilości przefiltrowanej wody. Założenie to pomija więc oddziaływanie zawiesiny przepływającej w wannie na proces kono-

lidacji warstwy włóknistej. Jak wynika z wykonanych badań, tego typu maszyn, masa zatrzymanych włókien jest mniejsza niż obliczona na podstawie wzorów teoretycznych. Do zależności matematycznych otrzymywanych w oparciu o teoretyczne modele formowania należy więc wprowadzić współczynniki poprawkowe uwzględniające rzeczywisty przebieg procesu konsolidacji warstwy włóknistej. Zależność taką podano niżej w postaci uogólnionego wzoru na obliczenie wydajności sit cylindrycznych 3 .

$$p = k_1 \cdot k_2 \cdot B \sqrt{\frac{2 \cdot C \cdot R}{\eta \cdot r_{ms}} \left[ \Delta p_c \cdot \alpha_0 + \rho \cdot g \cdot R f(\alpha) \right]} \quad (5)$$

gdzie:

- p - wydajność sita cylindrycznego
- B - szerokość robocza sita
- C - masa włókien zatrzymanych na sicie przy przefiltrowaniu jednostki objętości wody obliczona na podstawie stężenia zawiesiny w wannie i zawartości włókien w wodzie przefiltrowanej
- g - przyspieszenie ziemskie
- $\Delta p_c$  - ciśnienie o stałej wartości wzdłuż strefy formowania
- R - promień cylindra sitowego
- $r_{ms}$  - opór właściwy warstwy filtracyjnej i sita
- $f(\alpha)$  - zależność określająca przebieg zmian ciśnienia hydrostatycznego wzdłuż strefy formowania w funkcji współrzędnych kątowych
- $\alpha_0$  - kąt ograniczający strefy formowania
- $\eta$  - lepkość dynamiczna wody
- $\rho$  - masa właściwa wody

Współczynniki  $k_1$  i  $k_2$  uwzględniają wpływ prędkości obwodowej cylindra i stężenia zawiesiny w wannie na wydajność sita cylindrycznego.

Wartość współczynnika  $k_1$  określa wzór:

$$k_1 = v^\lambda \cdot e^{\nu \cdot \mu} \quad (6)$$

gdzie:

$v$  - prędkość obwodowa cylindra sitowego

$e$  - podstawa logarytmów naturalnych

$\lambda, \mu$  - wykładniki potęgi

Współczynnik  $k_2$  jest równy:

$$k_2 = a \cdot c^\theta \cdot e^{c \cdot \eta} \quad (7)$$

gdzie:

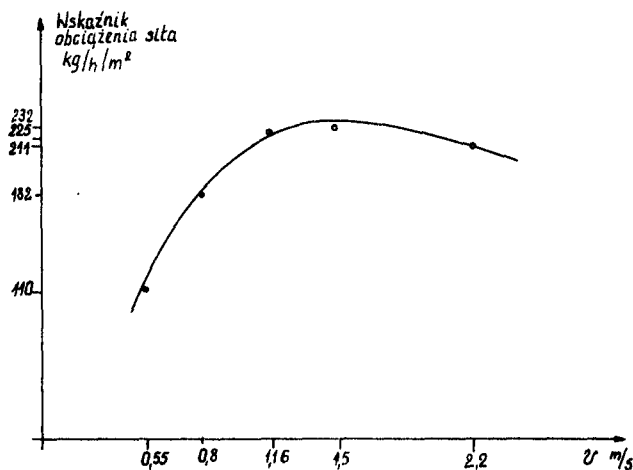
$a$  - współczynnik

$\theta, \eta$  - wykładniki potęg

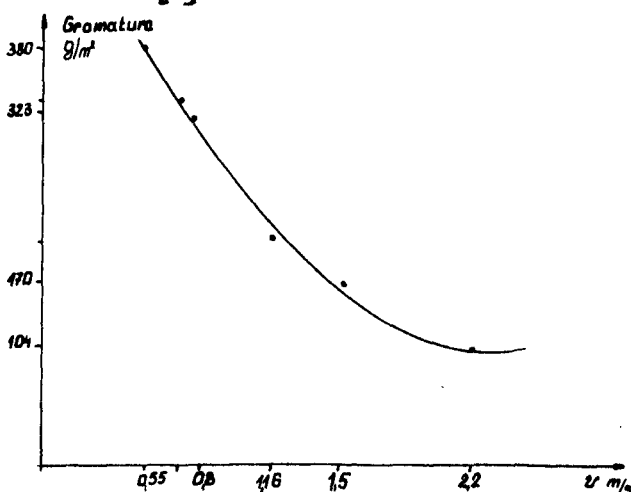
Wartość oporu właściwego filtracji oraz współczynnika  $a$  i wykładników potęgi  $\lambda, \mu, \theta, \eta$  wyznacza się doświadczalnie dla danego rodzaju masy włóknistej i typu sita.

Wydajność odwadniarki można zwiększyć stosując wyższe prędkości robocze. Przebieg zależności między prędkością cylindra sitowego a wydajności przedstawiono na rysunku 5 [2].

Wykres został wykonany na podstawie badań modelu sita odwadniarki [2]. Analizując wykres na rysunku 5 oraz wzór (5) można



Rys. 5. Zależność wskaźnika wydajności od prędkości sita stwierdzić, że wydajność odwadniarki rośnie przy zwiększaniu prędkości sita tylko do pewnej wartości. Po przekroczeniu tej prędkości wydajność odwadniarki maleje. Wraz ze wzrostem prędkości maleje gramatura formowanej warstwy włóknistej. Przebieg tej zależności określony na podstawie badań modelowych przedstawiono na rysunku 6 [2].



Rys. 6. Zależność gramatury od prędkości sita

Rozpatrując wzór (5) można wnioskować, że intensyfikacja konsolidacji warstwy włóknistej jest możliwa także przez zmniejszenie wartości lepkości dynamicznej wody. W tym celu stosuje się podgrzewanie zawiesiny włóknistej lub uformowanej na sicie warstwy włóknistej.

## 5. Wnioski

1. Intensyfikację konsolidacji warstwy włóknistej na sicie odwadniarki można uzyskać zwiększając ciśnienie filtracji. Mając na względzie związany z przyrostem ciśnienia wzrost oporu filtracji należy konstrukcyjnie zapewnić stopniowe wzrastanie podciśnienia w głowicy sterującej. W tym celu głowicę sterującą można podzielić na dwie komory.

Stosowanie dużych wartości podciśnienia na początku stęfy formowania powoduje duże straty włókien odpływających z wodą odciekową. W związku z tym w pierwszej komorze głowicy sterującej należy stosować podciśnienie rzędu  $0,3-0,4 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$ , a w drugiej komorze ciśnienie rzędu  $0,6 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$ .

2. W celu ograniczenia ujemnego wpływu zawirowań zawiesiny w anie sita należy ograniczyć strefę formowania do kąta około  $\frac{2}{3}$  radiana.
3. Stosowanie komory parowej można ograniczyć do mas o dużych oporach właściwych filtracji. Dodatkowe ogrzewanie włóknistej znacznie podnosi koszty odwadniania.

4. Stosowanie wyższych wartości ciśnienia filtracji oraz skrócenie strefy formowania umożliwi zwiększenie prędkości roboczej sita przy zachowaniu stałej gramatury warstwy, a tym samym wzrost wydajności odwadniarki.

## Literatura

1. Fabryka Maszyn Papierniczych - Cieplice Śląskie - Dokumentacja techniczno-ruchowa maszyny odwadniającej - F.M.P.Cieplice Śl. 1963 r.
2. Kikiewicz Z., M.Szymański, Klepaczka A.: Badanie sita okrągłego pracującego jako zagęszczarka. Instytut Papiernictwa i Maszyn Papierniczych P.Ł. Łódź 1970 r. - praca niepublikowana.
3. Szymański M.: Analiza intensyfikacji procesu formowania wstępnej włóknistej na sicie cylindrycznym. Politechnika Łódzka, Łódź 1973 r. - praca niepublikowana.
4. Szymański M.: Obliczanie wydajności sit cylindrycznych. Przegląd papierniczy nr 3, Wyd.NOT. Warszawa 1974 r.
5. Tolskij G.A.: Teoreticzeskije osnovy processa otliwa kartona na mnogocylindrowej maszinie. Leningrad 1970 r.

## CONSOLIDATION PROCESS ANALYSIS OF FIBROUS LAYER IN DAWATERING MACHINE "KAMYR"

## Summary

Construction of "Kamyр" type wet machine has been presented and analysis of possibilities of consolidation process intensification of fibrous layer in this machine has been carried out. Based on the carried out analysis the influence of different pa-

parameters upon the machine work and efficiency has been defined. Pointers, as far as construction changes of the wet machine are concerned, have been put forward.

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА КОНСОЛИДАЦИИ ВОЛОКНИСТОГО  
СЛОЯ В ОБЕЗВОЖИВАЮЩЕЙ МАШИНЕ "КАМЫР"

Резюме

Представлена схема строения обезвоживающей машины типа "Камыр" и проведен анализ возможной интенсификации процесса консолидации волокнистого слоя в этой машине. На основании проведенного анализа определено влияние параметров на работу машины и её производительность. Даны замечания относительно конструкционных изменений обезвоживающей машины, которые дадут возможность увеличить её производительность.

Andrzej Topoliński

Edward Walicki

NUMERYCZNA ANALIZA PRZEPŁYWU CIECZY LEPKIEJ W KANAŁE  
O ZMIENNYM PRZEKROJU

W pracy zostało przedstawione numeryczne rozwiązanie przepływu cieczy lepkiej dla małych liczb Reynoldsa  $/R_e \leq 50/$  w kanale o nagłym lokalnym rozszerzeniu /rys.1/. Rozwiązanie otrzymano w oparciu o metodę różnic skończonych zastosowaną do równań Naviera - Stokesa w postaci Helmholtza dla płaskiego przepływu. Wyniki obliczeń dla przepływów w kanałach o różnych wymiarach rozszerzenia przedstawiono w postaci wykresów dla linii prądu i linii stałej wirowości.

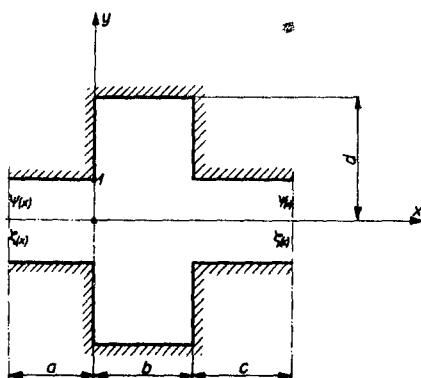
## 1. Wstęp

Metody numeryczne analizy przepływów cieczy lepkiej znajdują coraz większe zastosowanie zarówno w badaniach o charakterze teoretycznym jak również w badaniach praktycznych czysto inżynierskich.



Spośród licznych metod numerycznych najprostszą jest metoda różnic skończonych. Ze względu na swoją prostotę i stosunkowo dobrą szbieżność /zwłaszcza dla małych liczb Reynoldsa/ nadaje się ona do wykonywania obliczeń inżynierskich, a tym samym pozwala uniknąć prowadzenia kłopotliwych niekiedy badań doświadczalnych.

Celem niniejszej pracy jest praktyczne pokazanie sposobu prowadzenia obliczeń numerycznych na przykładzie przepływu cieczy lepkiej w kanale o zmiennym przekroju /rys.1/. Do pracy do-



Rys.1. Kanał o zmiennym przekroju

łączono program obliczeń, który po odpowiednich zmianach może służyć do obliczeń przepływów w kanałach o kształtach różnych od tutaj rozpatrywanego.

## 2. Równanie ruchu i warunki brzegowe

Dla płaskiego ustalonego przepływu cieczy lepkiej równania Naviera - Stokesa i równanie ciągłości mają postać:

$$u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \left( \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) \quad (1)$$

$$u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left( \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

Wprowadzając funkcję prądu określoną zależnościami:

$$u = -\frac{\partial \psi}{\partial y} \quad v = \frac{\partial \psi}{\partial x} \quad (2)$$

oraz eliminując ciśnienie  $p$  z układu równań (1) otrzymamy:

$$(3)$$

gdzie  $\zeta$  jest wirowością związaną z funkcją prądu  $\psi$  zależnością:

$$\Delta \psi = \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} = \zeta \quad (4)$$

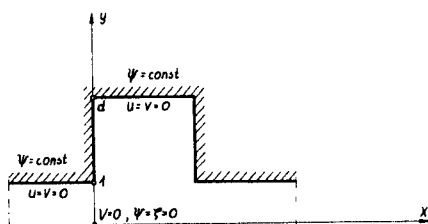
Wprowadzając do układu równań (3) i (4) zmienne bezwymiarowe [29],

otrzymamy bezwymiarową postać równań ruchu:

$$\left( \frac{\partial \psi}{\partial x} \frac{\partial \zeta}{\partial y} - \frac{\partial \psi}{\partial y} \frac{\partial \zeta}{\partial x} \right) Re = \Delta \zeta \quad (5)$$

$$\Delta \psi = \zeta \quad (6)$$

Warunki brzegowe dla równań (5) i (6) i obszaru przepływu ograniczonego jak na rysunku 2 przyjęto w postaci:



Rys.2. Ograniczony obszar przepływu

- a/ ciecze na "wejściu" i "wyjściu" z kanału płynie ruchem laminarnym o parabolicznym rozkładzie prędkości. Przy założonej jednostkowej szerokości obszaru "połówkowego" /w przypadku istniejącej symetrii przepływu/ i wartości prędkości na osi symetrii  $u = 1$  przyjęto następującą postać funkcji prądu:

$$\Psi = \left(y - \frac{y^3}{3}\right) \quad (7)$$

oraz zgodnie z zależnością (4), postać funkcji wirowości:

$$\zeta = -2y \quad (8)$$

- b/ składowe prędkości na ściankach kanału spełniają zależności:

$$u = v = 0$$

wynikają stąd warunki:

$$\frac{\partial \Psi}{\partial n} = 0 \quad \frac{\partial \Psi}{\partial s} = 0 \quad \Psi = \text{const} \quad (9)$$

$\frac{\partial}{\partial n}$   $\frac{\partial}{\partial s}$  oznaczają pochodne w kierunku normalnej i stycznej ścianki kanału.

- c/ składowe prędkości na osi symetrii spełniają warunki:

$$v = 0 \quad \frac{\partial v}{\partial x} = 0 \quad \frac{\partial u}{\partial y} = 0$$

z warunkami tymi związane są zależności na osi symetrii:

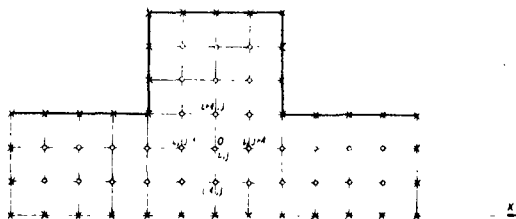
$$\zeta = 0 \quad \Psi = 0 \quad (10)$$

3. Schemat różnicowy równań ruchu

Pokryjmy obszar przepływu płynu /rys.3/ siatką prostych równoległych odpowiednie do osi współrzędnych:

$$x = x_0 + i h, \quad /i = 1, 2, \dots/,$$

$$y = y_0 + j h, \quad /j = 1, 2, \dots/,$$



Rys.3. Siatkowy obszar przepływu płynu

Punkty przecięcia się prostych nazwać będziemy węzłami, a wielkość  $h$  - krokiem siatki.

Zastępując pochodne występujące w równaniach (5) i (6) prostymi wyrażeniami różnicowymi [26, 27], otrzymujemy wzory dla  $\Psi_{i,j}^n$  oraz  $\zeta_{i,j}$  w punkcie "0" w zależności od wartości tych funkcji w węzłach sąsiednich:

$$\zeta_{i,j} = \frac{1}{4} (\zeta_{i+1,j} + \zeta_{i,j+1} + \zeta_{i-1,j} + \zeta_{i,j-1}) + \frac{Rg}{32} [(\zeta_{i+1,j} - \zeta_{i-1,j})(\Psi_{i,j+1} - \Psi_{i,j-1}) + (\zeta_{i,j+1} - \zeta_{i,j-1})(\Psi_{i-1,j} - \Psi_{i+1,j})] \quad (11)$$

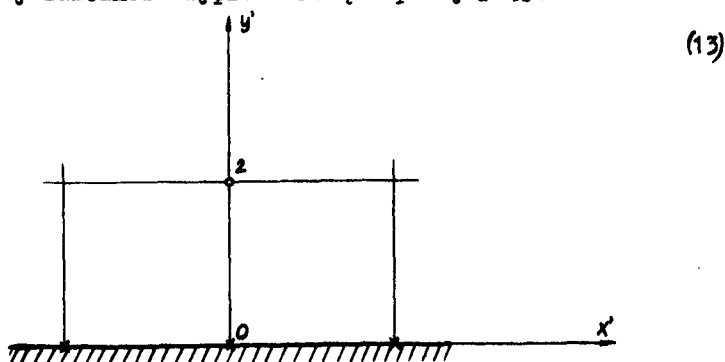
$$\Psi_{i,j} = \frac{1}{4} (\Psi_{i+1,j} + \Psi_{i,j+1} + \Psi_{i-1,j} + \Psi_{i,j-1}) \frac{1}{4} h^2 \zeta_{i,j} \quad (12)$$

#### 4. Rozwiązanie równań różnicowych

Przyjęte w poprzednim punkcie pracy przybliżone równania różnicowe rozwiążemy metodą iteracji przy użyciu stopniowej jawnej metody iteracyjnej. Przy założeniu wartości początkowych  $\Psi_{i,j}^0$  oraz  $\zeta_{i,j}^0$ , użyjemy zależności [11 i 12] do wyliczenia nowych wartości  $\Psi$  i  $\zeta$  we wszystkich węzłach siatki.

Wartości funkcji prądu i funkcji wirowości na granicach obszaru obliczeniowego rozdzielającego obszar ciekły, to znaczy na "wejściu" i "wyjściu" z kanału są znane i stałe w ruchu ustalonym. Natomiast na ściankach znane są jedynie wartości funkcji prądu. Wartości funkcji wirowości są początkowo /jak w całym obszarze obliczeń/ założone blisko przewidywanych, a następnie przybliżane w toku procesu iteracyjnego.

Do poprawienia wartości  $\zeta$  na brzegach obszaru /rys.4/wykorzystamy zależność wyprowadzoną w pracy [29]:



Rys.4. Brzegi obszaru przepływu płynu

$$\zeta_0 = \frac{3(\psi_2^0 - \psi_0^0)}{h^2} - \frac{\zeta_2^0}{2} \quad (13)$$

W celu uniknięcia nieustalonych oscylacji pola wartości funkcji wirowości nie wykorzystamy bezpośrednio wartości  $\zeta$  ze wzoru (13), lecz jej kombinację liniową z wartością z poprzedniego cyklu:

$$\zeta_0^{(n)} = \zeta_0^{(n-1)} + k[\zeta_0 - \zeta_0^{(n-1)}] \quad (14)$$

gdzie:

- $\zeta_0^{(n-1)}$  - poprzednia wartość brzegowa,
- $\zeta_0$  - nowa wartość brzegowa /liczona według wzoru (13) /,
- $\zeta_0^{(n)}$  - wartość brzegowa wprowadzana do nowego cyklu iteracyjnego

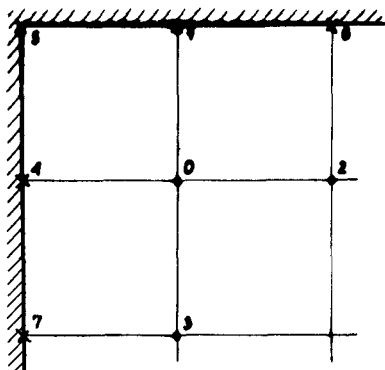
Przyjmując  $k = 0,5$ , wzór (14) dla poprawienia wartości brzegowych dla n-tej iteracji przyjmie postać:

$$\zeta_0^{(n)} = \frac{1}{2} \left\{ \zeta_0^{(n-1)} + \frac{3[\psi_2^{(n)} - \psi_0^{(n)}]}{h^2} - \frac{\zeta_2^{(n)}}{2} \right\} \quad (15)$$

Osobnego traktowania wymagają naroża występujące w obszarze przepływu.

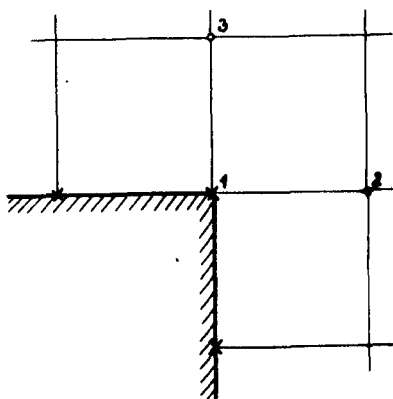
W przypadku naroża wklęsłego /rys.5/, wartości brzegowe w punktach 1 i 6 poziomej ścianki oraz w punktach 4 i 7 pionowej ścianki naroża wyliczamy posługując się zależnością (15) zastosowaną odpowiednio do punktów 0,2,3. Wartość  $\zeta$  w punkcie 5 naroża musi być równa:

$$\zeta_{15} = \zeta_{11} = \zeta_{14}$$



Rys.5. Naroże wklęsłe

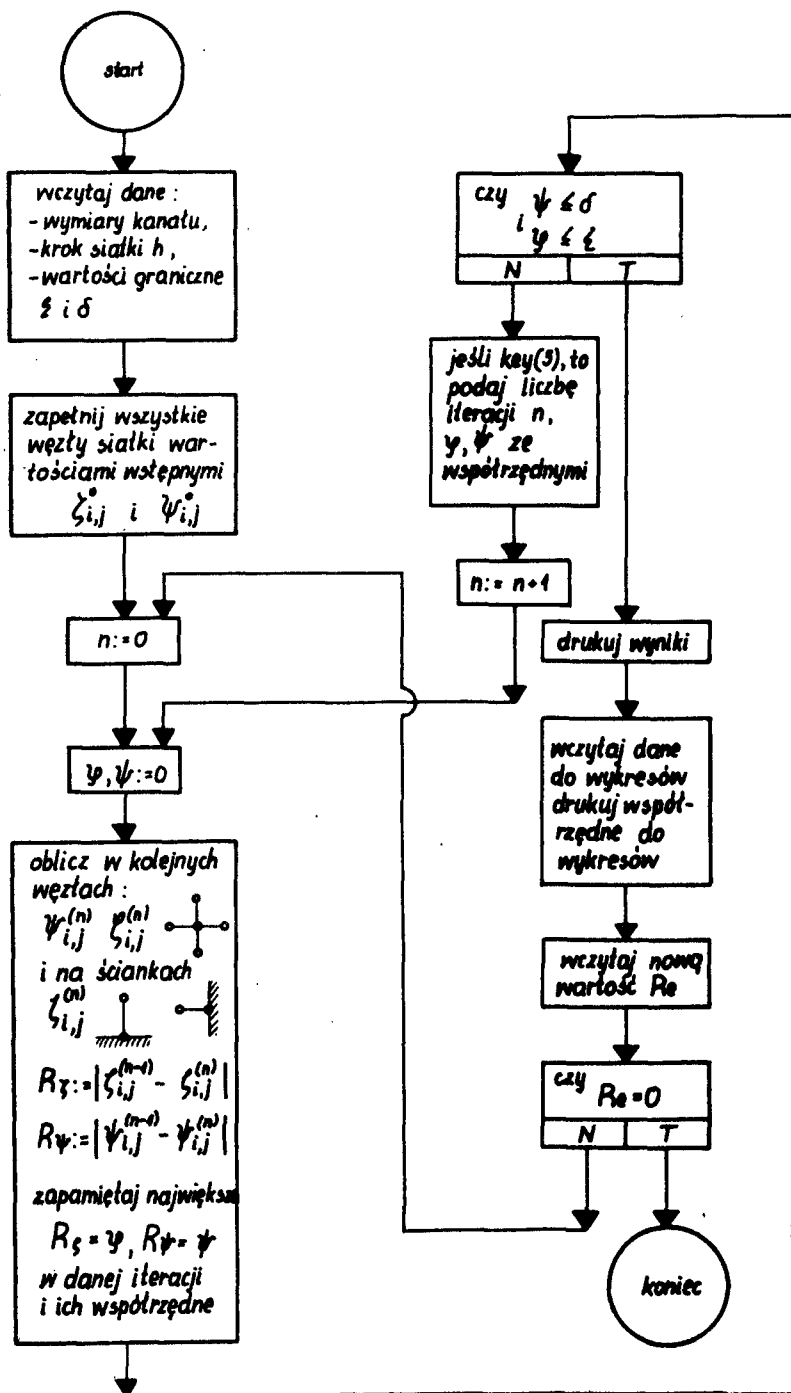
Dla naroża wypukłego przedstawionego na rysunku 6 wyproszymy dwie różne wartości  $\zeta$  - z powodu dużego tutaj gradientu wartości funkcji wirowości. Jedną z nich wyliczamy przy użyciu zależności (15) i odpowiednich wartości w punktach 1 i 2, drugą przy użyciu odpowiednich wartości z punktu w 1 i 3.



Rys.6. Naroże wypukłe

## 6. Schemat blokowy obliczeń

Wstępnym etapem obliczeń jest zapełnienie węzłów siatki pierwszym przybliżeniem /literacja 0/ wartości funkcji  $\psi$  i  $\zeta$  według odpowiednio dobranych zależności funkcyjnych. Wartości te



Rys.7. Schemat blokowy obliczeń



poprawiamy w kolejnych cyklach iteracyjnych przy wykorzystaniu zależności (11), (12) i (14).

Dla funkcji prądu  $\psi$  obliczamy wartości w węzłach siatki jedynie wewnątrz obszaru, bowiem na "wejściu" i "wyjściu" osi symetrii i ściankach kanału, funkcja przyjmuje wartość stałą; natomiast wartości  $\zeta$  poprawiamy także na ściankach kanału.

Program posiada możliwość kontrolowania przebiegu procesu iteracyjnego. Wciśnięcie klawisza 5 pulpitu sterowniczego EMC powoduje wydruk na monitorze numeru iteracji, maksymalnego błędu  $\varphi$  funkcji wirowości oraz maksymalnego błędu  $\psi$  funkcji prądu z podaniem współrzędnych ich wystąpienia.

Wydruk wyników obliczeń następuje automatycznie, jeśli wspomniane wyżej błędy spełniają nierówność:

$$\varphi \leq \delta \text{ i } \psi \leq \varepsilon$$

przy czym  $\delta$  i  $\varepsilon$  są wartościami zadanymi.

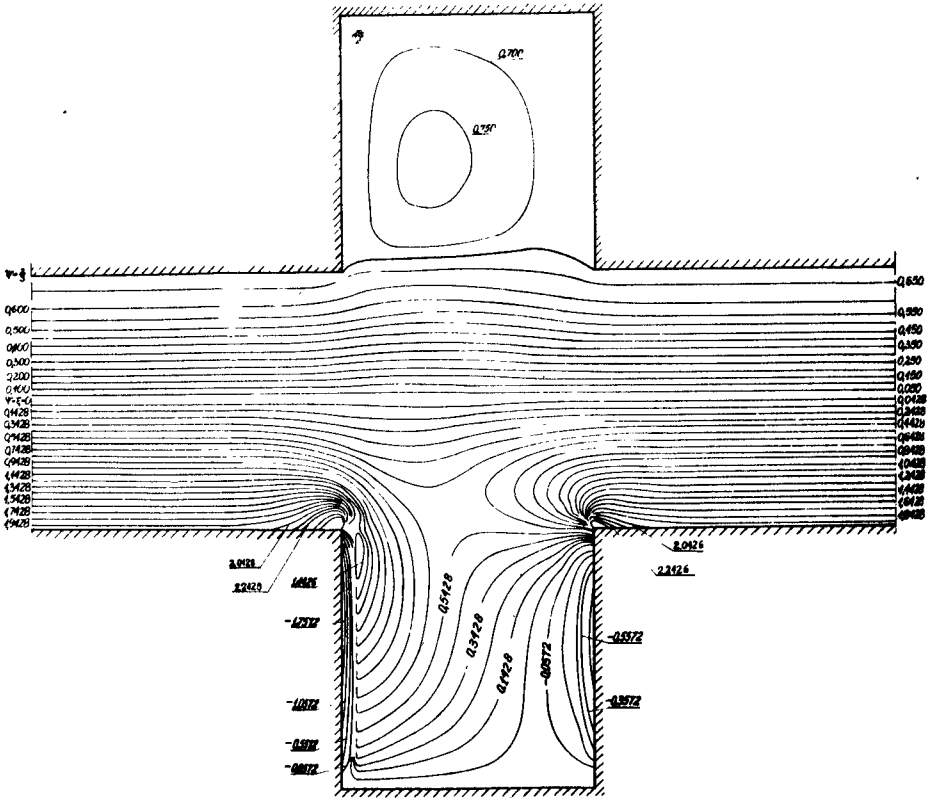
Program przewiduje możliwość przedłużenia procesu obliczeń /dla danego kształtu kanału/ przez wprowadzenie nowej wartości  $R_e$  poprzez monitor.

Wyniki obliczeń dla poprzedniej wartości liczby Reynoldsa wykorzystane zostają tutaj jako pierwsze przybliżenie.

## 7. Wyniki obliczeń

Zastosowany w pracy prosty schemat różnicowy dla równań Naviera - Stokesa charakteryzuje się dla małych liczb Reynoldsa dobrą stabilnością i zbieżnością [7,15,24,28], a ponadto wyniki





Rys.9. Liczba Reynoldsa  $R_e = 20$

begin

integer i,j,i1,i2,j1,j2,j3,j4,C,n,k,l,s,t;  
real x,Xn,Xp,Xl,y,Ap,A1,Xd,alfa,fi,psi,epsilon,delta,h,Rx,  
 Ry,Rm,Rxp,Rxl,Rxd,Bp,B1,A,B,D,R,RB1,RPp;  
read(i1,i2,j1,j2,j3,j4,R,h,epsilon,delta);  
begin array X,Y[1:i2,1:j4];

procedure uchyb1(a,b,c,d,F,G,H);integer a,b,c,d; real F,G,H;begin

Rx=abs(X[a,b]-x); Ry=abs(Y[a,b]-y); F=abs(G-H);

if Rx>F then beginif Rx>fi then beginfi=Rx; k=a; l=b and endelse if F>fithen beginfi=F; k=c; l=d and;if Ry>psi thenbeginpsi=Ry; s=a; t=b; and;X[a,b]=x; Y[a,b]=y; G=H and uchyb1;procedure uchyb2(a,b);integer a,b;beginRx=abs(X[a,b]-x); Ry=abs(Y[a,b]-y); if Rx>fithenbeginfi=Rx; k=a; l=b and; if Ry>psithenbeginpsi=Ry; s=a; t=b and;X[a,b]=x; Y[a,b]=y and uchyb2;procedure IJ(a,b);comment

Obliczanie funkcji X,Y w dowolnym punkcie obszaru

(a=X[i,j-1],b=X[i,j+1]);

value a,b; real a,b;begin

$$x=.25 \times (X[i+1,j] + b \times X[i-1,j] + a) - .03125 \times R \times ((X[i+1,j] - X[i-1,j]) \times (Y[i,j+1] - Y[i,j-1]) + (b-a) \times (Y[i-1,j] - Y[i+1,j]));$$

$$y = .25 \times (Y[i+1, j] + Y[i, j+1] + Y[i-1, j] + Y[i, j-1]) - .25 \times h \times h \times x;$$

end IJ;

procedure brzeg(a, b, c);

comment

Obliczanie wartości funkcji X na brzegu (a - nazwa na brzegu, b-X na brzegu z poprzedniej iteracji, c-Y na brzegu z poprzedniej iteracji);

value b, c; real a, b, c;

begin

a =  $.5 \times (b + 3 \times (y - c) / (h \times h) - .5 \times x)$ ; and brzeg;

comment

Obliczenie wstępnych wartości funkcji X[i, j] w kanale o narozach prostych;

for i=1 step 1 until i1 do

begin alfa =  $h \times (i - 1)$ ;

for j=1 step 1 until j1-1 do

X[i, j] =  $X[i, j4 - j + 1] = -2 \times \text{alfa}$

end;

for i=1 step 1 until i1-1 do

begin

alfa =  $h \times (i - 1)$ ; A =  $-2 \times \text{alfa}$ ; B =  $-2 \times \text{alfa} / ((i2 \times h) \uparrow 3)$ ;

for j=j1 step 1 until j2 do

X[i, j] =  $X[i, j4 - j + 1] = (B \times (j - j1) - A \times (j - j2)) / (j2 - j1)$

end;

for i=i1 step 1 until i2 do

begin

alfa =  $h \times (i - 1)$ ; B =  $-2 \times \text{alfa} / ((i2 \times h) \uparrow 3)$ ; C = -2;

D =  $-2 / ((i2 \times h) \times (i2 \times h))$ ;

for j=j1 step 1 until j2 do

X[i, j] =  $X[i, j4 - j + 1] = (B \times (j - j1) \times (i2 - i1) - (D \times (i - i1) - C \times (i - i2)) \times (j - j2)) / ((j2 - j1) \times (i2 - i1))$

end wypełnienie tablicy X[i, j] danymi wstępnymi;

comment

Obliczanie wstępnych wartości funkcji Y[i, j] dla przepływów w kanale o narozach prostych;

for i=1 step 1 until i1 do

begin alfa =  $h \times (i - 1)$ ;

for j=1 step 1 until j4 do

```

Y[i,j]=alfa-.333333333333*alfa*alfa*alfa  end;
for i=1+1 step 1 until i2 do
  for j=j1 step 1 until j3 do
    Y[i,j]=.666666666666; Al=X[i1,j1]; Ap=Y[i1,j3]; n=1;
iter:  fi:=0.0;  psi:=0.0;
  for i=2 step 1 until i1-2 do
    for j=2 step 1 until j4-1 do
      begin  IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]);  uchyb2(i,j);  end;
i=i1-1;
  for j=2 step 1 until j1 do
    begin  IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]);  brzeg(Xn,X[i1,j],Y[i1,j]);
    uchyb1(i1-1,j,i1,j,Rxn,X[i1,j],Xn);  end;
  for j=j1+1 step 1 until j3-1 do
    begin
      comment Obliczanie funkcji X,Y w wezszej czesci kana-
lu miedzy narozami;
      IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]);  uchyb2(i1-1,j);  end;
  for j=j3 step 1 until j4-1 do
    begin  IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]);  brzeg(Xn,X[i1,j],Y[i1,j]);
    uchyb1(i1-1,j,i1,j,Rxn,X[i1,j],Xn);  end;
  for i=i1 step 1 until i2-2 do
    begin
      comment
Obliczanie funkcji X,Y w rozszerzeniu kanalu, wartosci
Xl i Xp na sciankach oraz Al i Ap w narozu;
      if i=i1 then begin
        for j=j1+1 step 1 until j3-1 do
          begin  if j=j1+1 then
            begin  IJ(Al,X[i,j+1]);  brzeg(Bl,Al,Y[i1,j1]);
            uchyb1(i1,j1+1,i1,j1,RBl,Al,Bl);  end  else
            if j=j3-1 then begin  IJ(X[i,j-1],Ap);
            brzeg(Bp,Ap,Y[i1,j3]);
            uchyb1(i1,j3-1,i1,j3,RBp,Ap,Bp);  end  else
            begin  IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]);  uchyb2(i,j);
            end;  end;
        end  else  begin
          for j=j1+1 step 1 until j3-1 do
            begin  if j=j1+1 then begin
              IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]);  brzeg(Xl,X[i1,j1],Y[i1,j1]);

```

```

uchyb1(i,j1+1,i,j1,Rx1,X[i,j1],Xl);  and
  else
    if j=j3-1 then begin
      IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]); brzeg(Xp,X[i,j3],Y[i,j3]);
      uchyb1(i,j3-1,i,j3,Rxp,X[i,j3],Xp);  and
      else begin IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]);
        uchyb2(i,j);  and;  and;  and;  and;
i=i2-1;
for j=j1+1 step 1 until j3-1 do
  begin IJ(X[i,j-1],X[i,j+1]); brzeg(Xd,X[i2,j],Y[i2,j]);
    uchyb1(i2-1,j,i2,j,Rxd,X[i2,j],Xd);  and;
X[i2-1,j1]=X[i2,j1]=X[i2,j1+1]; X[i2-1,j3]=X[i2,j3]=
X[i2,j3-1]; if f1≤deltaApsi≤epsilon then begin
  comment Wydruk A1,Ap oraz X[i,j],Y[i,j];
  setoutput(3);
  format('?nu=1111uuuRu=1111uuuAlu=-1.1111111uuu
  Apu=-1.1111111uu');
  print(n,R,A1,Ap);  line(1);
  format('iu=111uuju=111uuXu=-1.1111111uuuYu=-1.11
  11111uuuu');
begin
  integer E;
  E=0;  line(1);
  for i=1 step 1 until i1 do for j=1 step 1 until j4 do
    begin E=E+1;
      print(i,j,X[i,j],Y[i,j]);
      if E=2 then begin E=0;  line(1)  and;  and;
  for i=i1+1 step 1 until i2 do
  for j=j1 step 1 until j3 do begin E=E+1;
    print(i,j,X[i,j],Y[i,j]);
    if E=2 then begin E=0;  line(1)  and;  end;  and;
setoutput(0);
setinput(0);
print('?podaj nowa wartosc R');
R=inreal;
if R=0 then go to koniec else begin
  n=1;  go to iter  and;  end else begin
comment Sprawdzenie procesu zbieznosci iteracji;
if key(5) then begin

```





9. Friedman M.: Flow in a Circular Pipe With Recessed Walls. J.Appl. Mech., Trans ASME, ser. E,1,37, 1970.
10. ITO T., Suematsu Y., Shimokawa Y., Tanaka K.: A Study on a Bistable Fluid Amplifier Load Oscillator. Bull.ISME, 103, 17, Jan. 1974.
11. Kalis K.E., Cinober A.B.: Płaskoparalelnoje teczzenie wiaz-koj nieszimajemoj zhidkosti w kanałach pod wlianiem pier-ecznewo polia. Izd. Sib. Otd. A.N. SSSR, sier. tiech. nauk, No 8, wyp. 2, 1967.
12. Kantorowicz L.W., Kryłow W.J.: Pribliżiennyje metody wyczi-slieniuj. Fizmatgiz, Moskwa 1962.
13. Klein I., Marshall D.J.: Computer programs for plastics engineers. Reinhold Book Corp., New York, 1968.
14. Lee I-S, Fung I-Ch.: Flow in locally Constricted Tubes at Low Reynolds Numbers. Appl. J. Mech. Trans. ASME, ser. E, 1, 37, 1970.
15. Lester W.G.S.: Some Convergence Problems in the Numerical Solutions of the Navier - Stokes Equations. ARC, RaM, No 3329, July 1960.
16. Pearson C.E.: A computational method for viscous flow prob-lems. J.Fluid Mech. 4/21/1965.
17. Peyret R., Ladevèze I.: Resolution numerique de l'écouleme-nt dans un canal avec elargissement brusque. Euromech. Coll. 27 on Numerical methods for solving the Navier-Stokes equations, Aug. 16-19, 1972, Jabłonna, Polska.
18. Położyj G.N.: Metody przybliżonych obliczeń z ros. WNT, Warszawa 1966.
19. Frosnak W.J.: Mechanika płynów. t.I, PWN, Warszawa 1970.

20. Russel D.E.: On Obtaining Solutions to the Navier - Stokes Equations with Automatic Digital Computers. ARC,RaM, No 3331, May 1962.
21. Shaw F.S.: Relaxation methods. Dover Pub.Inc., Dover 1963.
22. Simuni L.M.: Czislennoe reszenie zadaczi dwizhenia zhidkosti w priamougolnoj jamie. PMTF,6, 1965.
23. Stevenson J.F.: Flow in a Tube With a Circuinferential Wall Cavity. J.Appl, Mech. Trans. ASME, Ser.E,2,40, June 1973.
24. Than A., Apelt C.J., Temple G.F.J.: Field Computations in Engineering and Physics. Van Nostrad Inc.New-York,1961.
25. Thom A., Apelt C.J.: Note on the Convergence of Numerical Solutions of the Navier - Stokes Equations. ARC,RaM, No 3061, June 1956.
26. Walicki E.: Stabilność i zbieżność prostego schematu różnicowego dla równań Naviera - Stokes'a. Zeszyty Naukowe P.Ż. Mechanika, z.29, Łódź 1972.
27. Walicki E.: Przepływ płynu lepkiego kanałem o nagłym rozszerzeniu. ABM, 2,20, 1973.
28. Walicki E.: Ruch ustalony strugi zatopionej płynu lepkiego. Politechnika Łódzka, Łódź 1969.
29. Walicki E.,Topoliński A.: Powolny przepływ cieczy lepkiej w kanale o nagłym lokalnym rozszerzeniu.Mech.Teor. i Stos. 1,14, 1976.
30. Warapajew W.N.: Czislennoe issledowanie periodiczieskogo strujnowo tieczienija wiazknoj nieszimajemoj zhidkosti.Izd. A.N.SSSR, Miechanika zhidkosti i gaza, No 3, 1968.

NUMERICAL ANALYSIS OF THE THROUGHFLOW OF VISCOUS FLUID  
IN THE CHANNEL WITH VARIABLE CROSS-SECTION

## Summary

In this work the numerical solution of viscous fluid flow with low Reynolds number  $/Re \ll 50/$  in the channel with a sudden local enlargement is described. The method of finite differences is used to solve the Navier-Stokes equations in Helmholtz form for two-dimensional flow. The results of analysis for the flow through channels with different enlargements are presented in the plots of constant streamlines and vorticity.

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ТЕЧЕНИЯ ВЯЗКОЙ ЖИДКОСТИ  
СКВОЗЬ КАНАЛ С ПЕРЕМЕННЫМ СЕЧЕНИЕМ

## Резюме

В работе представлено численное решение протекания вязкой жидкости при малых значениях чисел Рейнольдса  $/Re \ll 50/$  сквозь канал с внезапным местным расширением. Решение получено благодаря применению метода конечных разностей к уравнениям Навье-Стокса в форме Гельмгольца для плоского течения.

Результаты вычислений приведены в форме графиков линий тока и линий постоянной завихренности.

Edward Walicki

PULSUJĄCY PRZEPŁYW DWÓCH NIEMIESZAJĄCYCH SIĘ CIECZY  
MIĘDZY RÓWNOLEGLYMI ŚCIANKAMI

W pracy rozważono pulsujący przepływ dwóch niemieszających się warstw cieczy w płaskim kanale. W ogólności przepływ taki zależy od dwu bezwymiarowych parametrów: liczby Reynoldsa  $R$  i liczby  $N$  charakteryzującej pulsację ciśnienia.

1. Wstęp

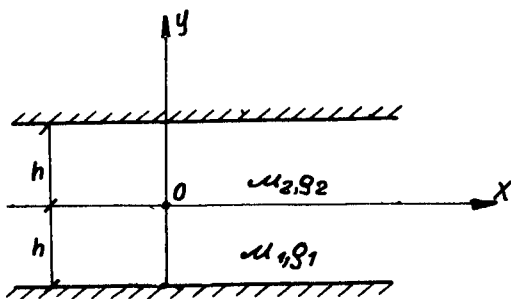
Ustalony przepływ dwóch niemieszających się cieczy między równoległymi ściankami był zbadany w pracy [1]. W pracy [3] zbadano stateczność ustalonego przepływu opisując zależności między gęstością, lepkością i grubością każdej z warstw cieczy, dla których przepływ jest stateczny.

Nieustalony przepływ dwóch warstw cieczy o równej grubości wywołany zmiennym gradientem ciśnienia zbadano w pracy [2], podając zależności określające rozkłady prędkości w obu warstwach oraz zależności określające rozkład naprężeń stycznych na ściankach.

W niniejszej pracy rozważono przepływ nieustalony dwóch warstw cieczy o równej grubości wywołany gradientem ciśnienia zmieniającym się wykładniczo z czasem, na który zostały nałożone okresowe pulsacje. Podano wzory określające rozkład prędkości w obu warstwach. Zbadano przypadek szczególny, gdy przepływ wywołany jest tylko pulsującym gradientem ciśnienia.

## 2. Równania ruchu

Niech odległość między płaskimi i równoległymi ściankami wynosi  $2h$  oraz niech  $\mu_1, \mu_2, \rho_1, \rho_2$  oznaczają współczynniki lepkości dynamicznej i gęstości dwóch niemieszających się cieczy, z których każda zajmuje wysokość  $h$ /rys.1/. Obierzmy oś  $OX$  wzdłuż płaszczyzny podziału cieczy, a oś  $OY$  skierujemy prostopadłe do płaszczyzny podziału.



Równania ruchu rządzące nieustalonym przepływem obu warstw cieczy są [4]:

$$\frac{\partial}{\partial t} = -\frac{1}{\rho_j} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\mu_j}{\rho_j} \frac{\partial^2 u_j}{\partial y^2}, \quad (j=1,2) \quad (1)$$

tutaj  $u_j = \sqrt{u_j} / y, t$  - oznacza prędkość przepływu.

Zmienny w czasie ciśnienia gradient działający na obie warstwy cieczy przedstawimy w postaci zespolonej:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -P e^{(\alpha + i\beta)t} \quad (2)$$

a odpowiadające mu profile prędkości przepływu warstw w postaci:

$$u_j = v_j(y) e^{(\alpha + i\beta)t} \quad (3)$$

Podstawiając /2/ i /3/ do /1/ otrzymamy

$$\frac{d^2 v_j}{dy^2} - \frac{K_j^2}{h^2} v_j = -\frac{P}{\mu_j} \quad (4)$$

gdzie dla uproszczenia zapisu oznaczono:

$$R_j = \frac{\alpha \rho_j h^2}{\mu_j} \quad N_j = \frac{\beta \rho_j h^2}{\mu_j} \quad K_j^2 = R_j + i N_j \quad (5)$$

tutaj  $R_j$  - liczby Reynoldsa

$N_j$  - liczby charakteryzujące pulsacje ciśnienia

Prędkości przepływu  $v_j$  muszą spełniać warunki brzegowe:

$$\begin{aligned} v_1 &= 0 & \text{dla} & \quad y = -h \\ v_1 &= U_0 & \text{dla} & \quad y = 0 \\ v_2 &= U_0 & \text{dla} & \quad y = 0 \\ v_2 &= 0 & \text{dla} & \quad y = h \end{aligned} \quad (6)$$

gdzie  $U_0$  oznacza nieznaną prędkość przepływu w płaszczyźnie podziału cieczy

### 3. Rozwiązanie równań ruchu

Rozwiązując układ (4) przy spełnieniu warunków (6) otrzymamy:

$$v_1 = \frac{Ph^2}{\mu_1 K_1} \left\{ 1 - \frac{\operatorname{sh} K_1 (1-\eta) - \operatorname{sh} K_1 \eta}{\operatorname{sh} K_1} \right\} + U_0 \frac{\operatorname{sh} K_1 (1-\eta)}{\operatorname{sh} K_1} \quad (-1 \leq \eta \leq 0) \quad (7)$$

$$v_2 = \frac{Ph^2}{\mu_2 K_2} \left\{ 1 - \frac{\operatorname{sh} K_2 (1-\eta) + \operatorname{sh} K_2 \eta}{\operatorname{sh} K_2} \right\} + U_0 = \frac{\operatorname{sh} K_2 (1-\eta)}{\operatorname{sh} K_2} \quad (0 \leq \eta \leq 1) \quad (8)$$

tutaj przyjęto :  $\eta = \frac{y}{h}$

Dla określenia prędkości płaszczyzny podziału  $U_0$  użyjemy warunku ciągłości naprężeń stycznych w tej płaszczyźnie, który prowadzi do zależności:

$$\left( \mu_1 \frac{dv_1}{d\eta} \right)_{\eta=0} - \left( \mu_2 \frac{dv_2}{d\eta} \right)_{\eta=0} = 0 \quad (9)$$

Uwzględniając tutaj wyrażenia (7) i (8) otrzymamy:

$$U_0 = \frac{Ph^2}{\mu_1 K_1 K_2} \frac{K_2 \operatorname{tgh} \frac{K_1}{2} + K_1 \operatorname{tgh} \frac{K_2}{2}}{K_1 \operatorname{ctgh} K_1 + \lambda K_1 \operatorname{ctgh} K_2} \quad (10)$$

gdzie oznaczono  $\lambda = \frac{\mu_1}{\mu_2}$

#### 4. Przypadki szczególne przepływu

##### a. Wykładnicza zależność gradientu ciśnienia od czasu

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -P e^{\alpha t}$$

Podstawiając  $\beta = 0$  w wyrażeniach (7) - (10) otrzymamy przypadek przepływu wywołanego gradientem ciśnienia zależnym wykładniczo od czasu. Przypadek ten był szczegółowo zbadany w pracy [3].

##### b. Okresowa zależność gradientu ciśnienia od czasu

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -P \cos \beta t$$

Podstawiając  $\alpha = 0$  w wyrażeniach (7) .. (10) otrzymamy:

$$v_1 = \frac{Ph^2}{\mu_1 i N_1} \left\{ 1 - \frac{\text{sh} \sqrt{i} N_1 (1+\eta) - \text{sh} \sqrt{i} N_1 \eta}{\text{sh} \sqrt{i} N_1} \right\} + U_0 \frac{\text{sh} \sqrt{i} N_1 (1+\eta)}{\text{sh} \sqrt{i} N_1} \quad (11)$$

$$v_2 = \frac{Ph^2}{\mu_2 i N_2} \left\{ 1 - \frac{\text{sh} \sqrt{i} N_2 (1-\eta) + \text{sh} \sqrt{i} N_2 \eta}{\text{sh} \sqrt{i} N_2} \right\} + U_0 \frac{\text{sh} \sqrt{i} N_2 (1-\eta)}{\text{sh} \sqrt{i} N_2} \quad (12)$$

$$U_0 = \frac{Ph^2}{\mu_1 i \sqrt{N_1 N_2}} \frac{\sqrt{N_2} \text{th} \frac{\sqrt{i} N_1}{2} + \sqrt{N_1} \text{th} \frac{\sqrt{i} N_2}{2}}{\sqrt{N_1} \text{cth} \sqrt{i} N_1 + \lambda \sqrt{N_2} \text{cth} \sqrt{i} N_2} \quad (13)$$



Uwzględniając powyższe wyrażenia we wzorze (3) otrzymamy po wydzieleniu części rzeczywistej:

$$u_i = -\frac{Ph^2}{\mu_j N_i} \left\{ A_i^{(i)} \cos \beta t + (A_r^{(i)} - 1) \sin \beta t \right\} + \frac{Ph^2}{\mu_1 \sqrt{N_1 N_2}} \left\{ (U_i B_r^{(i)} + U_r B_i^{(i)}) \cos \beta t + (U_r B_r^{(i)} - U_i B_i^{(i)}) \sin \beta t \right\} \quad (14)$$

gdzie oznaczono:

$$A_r^{(i)} = B_r^{(i)} + (-1)^i \frac{\operatorname{sh} \delta_j \operatorname{sh} \delta_j \cos \delta_j \cos \delta_j + \operatorname{ch} \delta_j \operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j \sin \delta_j}{(\operatorname{sh} \delta_j \cos \delta_j)^2 + (\operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j)^2}$$

$$A_i^{(i)} = B_i^{(i)} + (-1)^i \frac{\operatorname{sh} \delta_j \operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j \cos \delta_j - \operatorname{sh} \delta_j \operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j \cos \delta_j}{(\operatorname{sh} \delta_j \cos \delta_j)^2 + (\operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j)^2}$$

$$B_r^{(i)} = \frac{\operatorname{sh} \delta_j \operatorname{sh} \delta_j \cos \delta_j \cos \delta_j + \operatorname{ch} \delta_j \operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j \sin \delta_j}{(\operatorname{sh} \delta_j \cos \delta_j)^2 + (\operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j)^2}$$

$$B_i^{(i)} = \frac{\operatorname{sh} \delta_j \operatorname{sh} \delta_j \cos \delta_j \cos \delta_j + \operatorname{ch} \delta_j \operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j \sin \delta_j}{(\operatorname{sh} \delta_j \cos \delta_j)^2 + (\operatorname{ch} \delta_j \sin \delta_j)^2}$$

$$U_r = \frac{L_r M_r - L_i M_i}{M_r^2 + M_i^2} \quad U_i = \frac{L_i M_r + L_r M_i}{M_r^2 + M_i^2}$$

$$L_r = \frac{\sqrt{N_2} \operatorname{sh} \delta_1}{\operatorname{ch} \delta_1 + \cos \delta_1} + \frac{\sqrt{N_1} \operatorname{sh} \delta_2}{\operatorname{ch} \delta_2 + \cos \delta_2}$$

$$L_i = \frac{\sqrt{N_2} \sin \delta_1}{\operatorname{ch} \delta_1 + \cos \delta_1} + \frac{\sqrt{N_1} \sin \delta_2}{\operatorname{ch} \delta_2 \cos \delta_2}$$

$$M_r = \frac{\sqrt{N_1} \frac{\operatorname{th} \delta_1}{\cos \delta_1}}{\operatorname{th}^2 \delta_1 + \operatorname{tg}^2 \delta_1} + \lambda \frac{\sqrt{N_2} \frac{\operatorname{th} \delta_2}{\cos \delta_2}}{\operatorname{th}^2 \delta_2 + \operatorname{tg}^2 \delta_2}$$

$$M_i = \frac{\sqrt{N_1} \frac{\operatorname{tg} \delta_1}{\operatorname{ch}^2 \delta_1}}{\operatorname{th}^2 \delta_1 + \operatorname{tg}^2 \delta_1} + \lambda \frac{\sqrt{N_2} \frac{\operatorname{tg} \delta_2}{\operatorname{ch}^2 \delta_2}}{\operatorname{th}^2 \delta_2 + \operatorname{tg}^2 \delta_2}$$

$$\delta_1 = \delta_1^* (1 + \eta) \quad \delta_2 = \delta_2^* (1 - \eta)$$

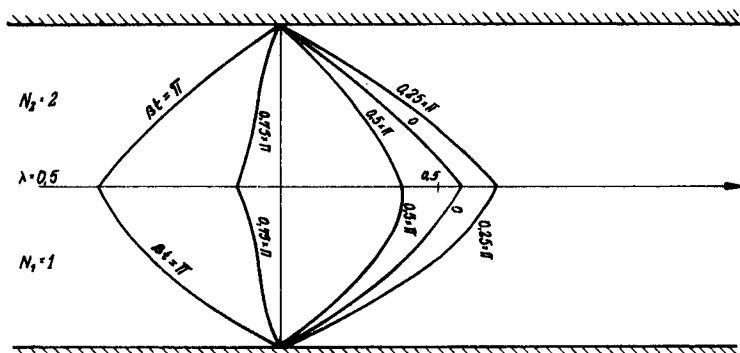
$$\gamma_1 = \delta_1^* \eta \quad \gamma_2 = \delta_2^* \eta \quad \delta_1^* = \frac{1}{2} \sqrt{2N_1} \quad \delta_2^* = \frac{1}{2} \sqrt{2N_2}$$

## 5. Uwagi końcowe i wnioski

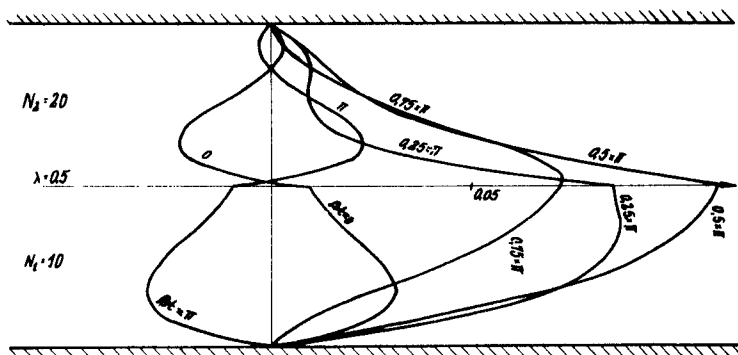
Na rysunkach 2-13 przedstawiono profile prędkości przepływu dwu warstw cieczy dla różnych wartości  $\lambda$  i dla różnych liczb pulsacji gradientu ciśnienia wymuszającego przepływ.

W oparciu o wykresy profilów prędkości można wyciągnąć następujące wnioski:

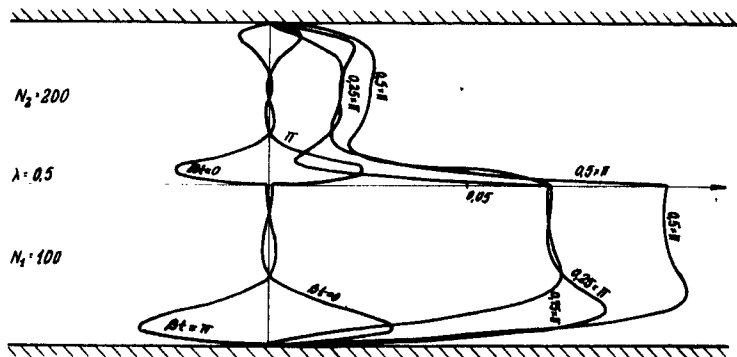
- a/ dla małych wartości  $\lambda$ , ze wzrostem liczb pulsacji gradientu ciśnienia przy ściankach kanału pojawia się przepływ charakterystyczny dla warstwy przyściennej. Efekt ten uwidacznia się również w cieczy bardziej lepkiej na granicy płaszczyzny podziału;
- b/ ze wzrostem wartości  $\lambda$  przepływy w obu warstwach cieczy charakteryzują się profilami prędkości zbliżonymi do przepływu Couette'a z gradientem ciśnienia;
- c/ dla rosnących wartości  $\lambda$  ze wzrostem liczb pulsacji gradientu ciśnienia w cieczy o mniejszej lepkości pojawia się efekt analogiczny do "efektu pierścieniowego" stwierdzonego przez Richardsona w rurach kołowych [5].



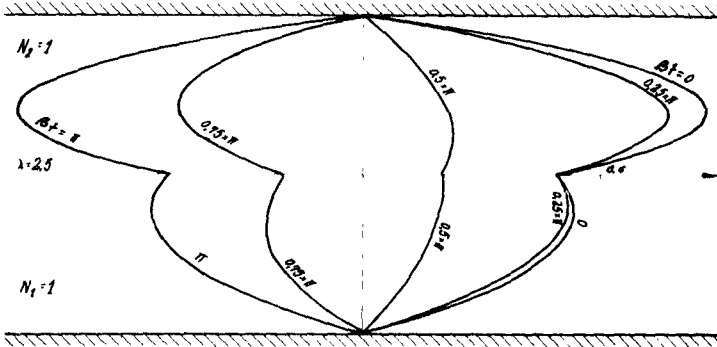
Rys. 2



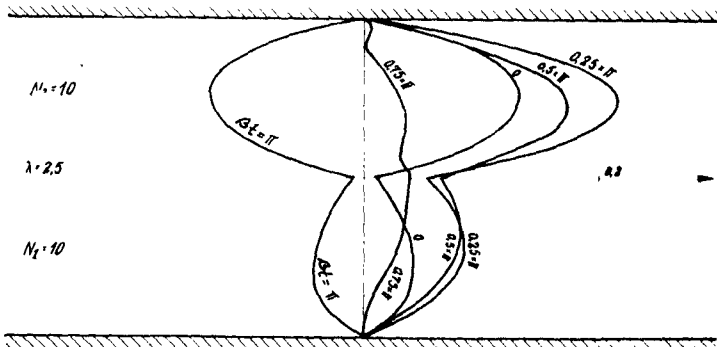
Rys. 3



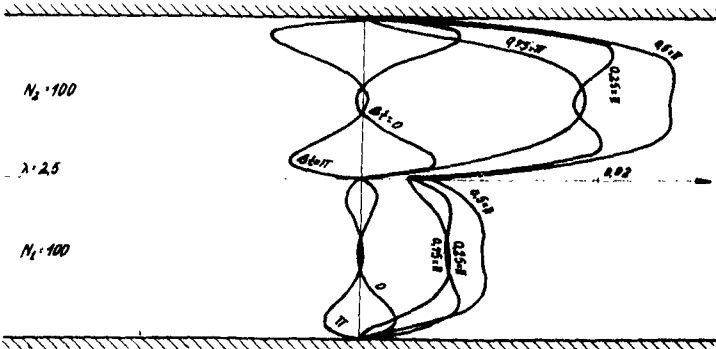
Rys. 4



Rys. 5

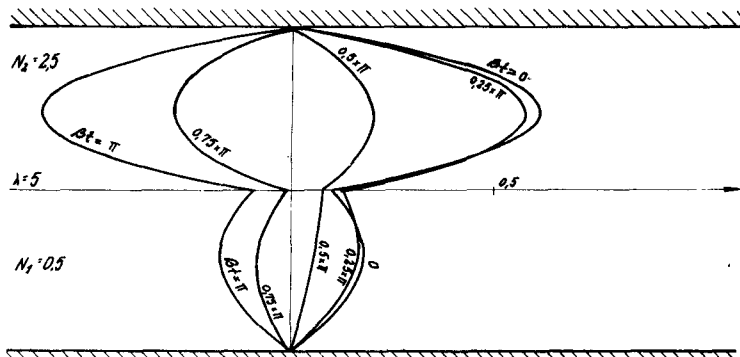


Rys. 6

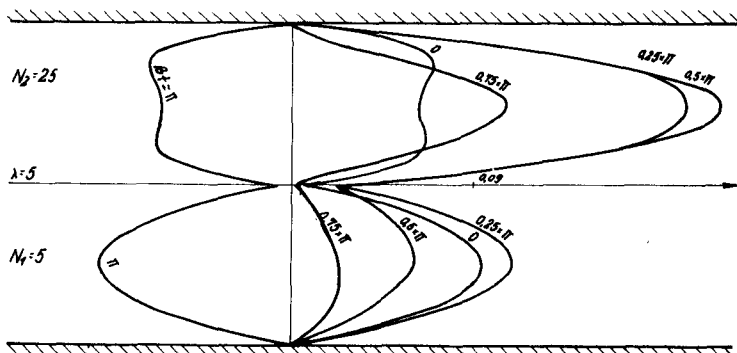


Rys. 7

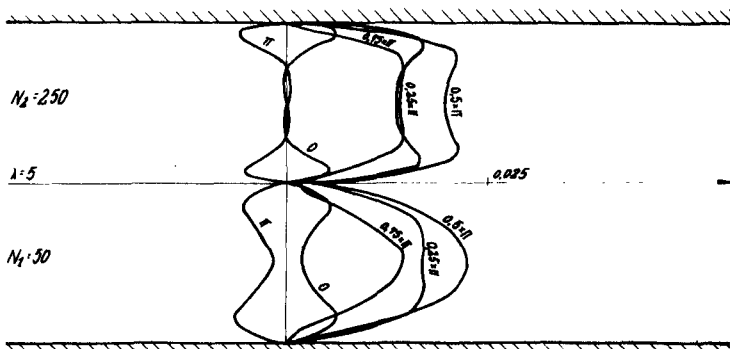




Rys. 11



Rys. 12



Rys. 13

## Literatura

1. Bird R.B., Stewart W.E., Stewart, Lightfoot E.N.: "Transport phenomena", John Willey and Sons, New - York 1960.
2. Kapur J.N., Shukla J.B.: "On the Unsteady Flow of Two Incompressible Immiscible Fluids between Two Plates, ZAMM b.d. 44 h. 6, 1964, s. 268-269.
3. Osipow W.Z.: "Ustoiczliwość i dwiżenie dwóch niemieszliwych - cząsteczek w płazkach żidkosciej między paralelnymi stienkami, Woprosy Prikładnoj Matematyki, Izd.AN Grudzińskiej SRR t.IX, z.3, 1970, s.113-121.
4. Prosnak W.J.: "Mechanika płynów" t.I, PWN, Warszawa 1970.
5. Richardson E.G., Tyler E.: "The Transverse Velocity Gradients Near the Mouths of Pipes in Which an Alternating or Continuous Flow of Air is Established", Proceedings of the Physical Society, London, Vol. 22, 1929 s.1-15.

PULSATING FLOW OF TWO UNMISCIBLE LIQUIDS BETWEEN PARALLEL  
WALLS

Summary

In this paper the pulsating flow of two unmiscible layers of liquids in a flat passage has been considered. In general such flow depends two dimensionless parameters: the Reynolds number and the N number, which characterise the pressure pulsation.

ПУЛЬСИРУЮЩЕЕ ТЕЧЕНИЕ ДВУХ НЕСМЕШИВАЮЩИХСЯ  
ЖИДКОСТЕЙ МЕЖДУ ПАРАЛЛЕЛЬНЫМИ СТЕНКАМИ

Резюме

В работе рассмотрено пульсирующее течение двух несмешивающихся слоёв жидкости в плоском канале. В общем такое течение зависит от двух безразмерных параметров: числа Рейнольдса  $R$ . и числа  $N$  характеризующего пульсирование течения.





Krzysztof Wernerowski

Jerzy Przybył

## BADANIA NOŚNOCI WZDŁUŻNYCH ŁOŻYSK GAZOWYCH

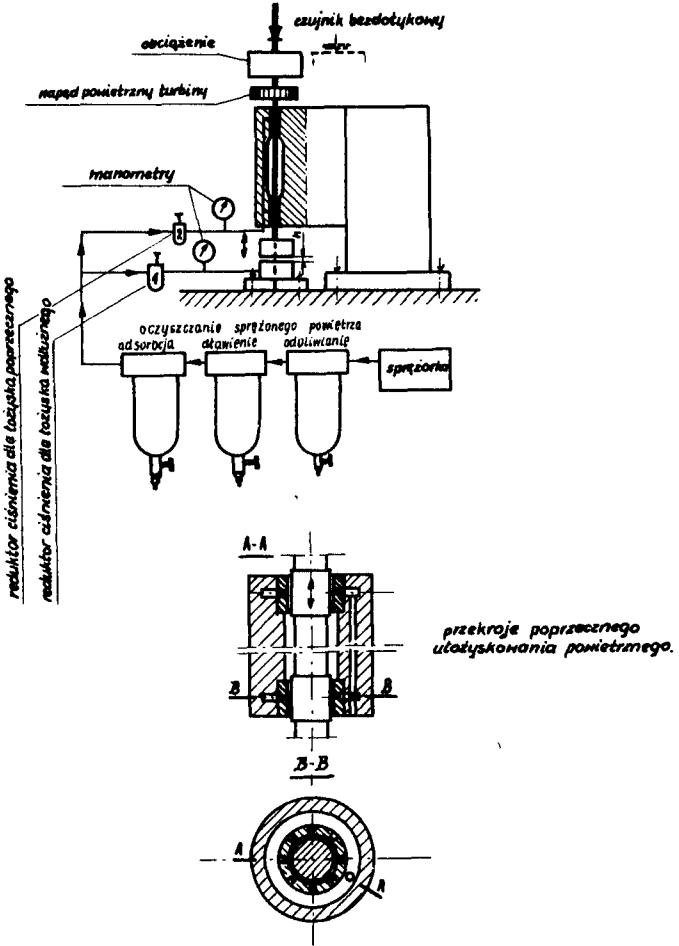
Stanowisko badawcze zapewniło staranne oczyszczenie zasilającego powietrza i właściwą dokładność pomiarów. Metodyka prac doświadczalnych uwzględniła analizę nośności podczas pracy statycznej i dynamicznej. Uzyskano szereg ciekawych wyników dotyczących analizy rzeczywistej pracy łożysk gazowych.

### 1. Stanowisko badawcze i aparatura

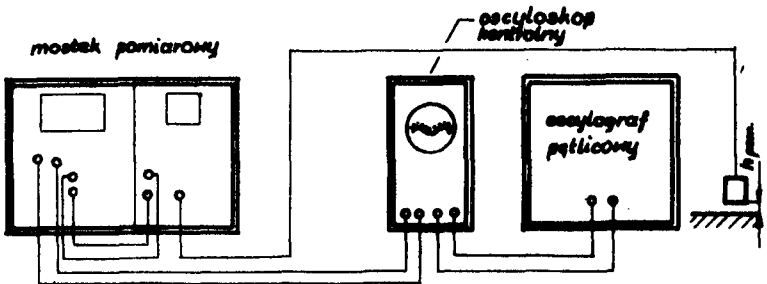
W celu przeprowadzenia dokładnych badań powietrznych łożysk wzdluznych zbudowano specjalny układ /rys.1/. Jego konstrukcja umożliwia wyeliminowanie wszelkich dodatkowych wpływów na pracę badanych łożysk.

Stanowisko posiada filtr oczyszczający powietrze z zawieszin oleju. Powietrze zasilające jest starannie osuszane metodą rozprężania, filtrowania zwykłego i adsorpcji.

Stanowisko badawcze zostało wyposażone w odpowiednią aparaturę pomiarową. Czujnik pomiarowy umieszczony jest na specjalnej poprzeczce stalowej opartej na dwóch sztywnych stalowych kolumnach. Pomiaru przemieszczeń osiowych wirującego wrzeciona łącznie z górną częścią łożyska wzdluznego, przeprowadza się przy pomocy zestawu indukcyjnego /rys.2/. W skład



Rys.1. Stanowisko do badania wzdłużnych łożysk gazowych



Rys.2. Schemat blokowy układu pomiarowego

tego zestawu wchodzi mostek do pomiarów wielkości mechanicznych typu VIBROMETRE - TRV 6 /rys.3/ pracujący na częstotliwości 8kHz i współpracujący z oscyloskopem kontrolnym UV. Zasilacz z generatorem 8 kHz oraz wzmacniacz prądu stałego połączono i umieszczono w jednym panelu. Wzmacniacz prądu stałego umożliwia współpracę mostka z oscyloskopem katodowym poprzez podanie napięcia bezpośrednio na płytki odchylające części kontrolnej. Oscyloskop znajduje się w drugim panelu, w którym umieszczony jest również dzielnik napięcia /dystrybutor/.

Prędkość obrotową wirującego wrzeciona mierzono stroboskopem.

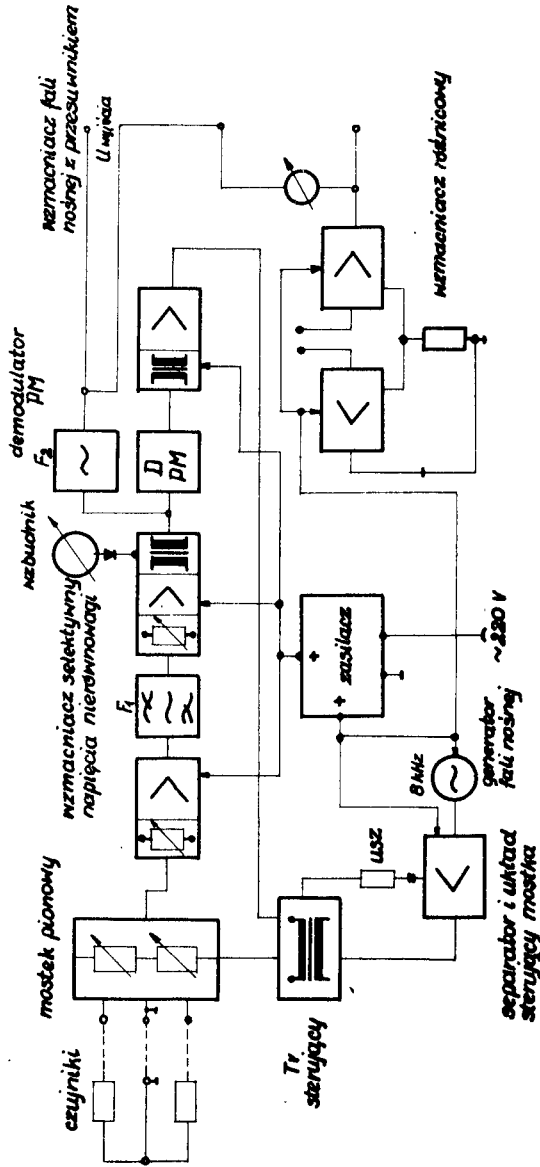
Pomiary przemieszczeń osiowych wirującego wrzeciona łącznie z górną częścią łożyska wzdłużnego przeprowadzono metodą bezdotykową. W tym celu zastosowano czujnik indukcyjny w układzie mostka pomiarowego TRV-6. Przemieszczenia rejestrowane były na oscyloskopie, oscylografie i na mierniku.

Cechowanie miernika przeprowadzono przy użyciu dokładnych płytek wzorcowych i szczelinomierza.

Przebiegi drgań obserwowano na ekranie oscyloskopu katodowego i zarejestrowano je na oscylografie pętlicowym.

## 2. Metodyka badań

Istnieją dwie możliwości pracy wzdłużnych łożysk gazowych. Najczęściej stosuje się rozwiązanie aerostatyczne [2]. Praca dynamiczna jest możliwa tylko po osiągnięciu dużej prędkości.



Rys.3. Schemat ideowy układu pomiarowego

Badania progu nośności przez uruchomienie napędu posiadają istotne znaczenie dla określenia minimalnej szczeliny i najmniejszego zużycia sprężonego powietrza. Najważniejsza zmiana rzędu wielkości współczynnika tarcia następuje w chwili przerwania bezpośredniego styku płaszczyzny ciał stałych łożyska. Działanie aerostatyczne występuje również podczas ruchu łożysk powietrznych.

Dynamiczną analizę nośności przeprowadzono dla rozruchu, pracy ustalonej i podczas hamowania. W miarę wzrostu wartości prędkości obrotowej znaczenie sprężonego powietrza zmniejsza się. Mimo znikomej wartości dynamicznego współczynnika lepkości gazów istnieje z chwilą osiągnięcia prędkości granicznej możliwość powstania nośnej warstwy sprężonego czynnika.

Łożyska gazowe są znacznie mniej stateczne od zwykłych olejowych [1]. Między progiem nośności i stabilności istnieje stosunkowo mały zakres spokojnej pracy bez tłumików. Podczas badań dynamicznych szczególnie dokładnie analizowano nośność w tym zakresie.

Mierzono zmiany ciśnienia i przemieszczenia osiowe wału. Zmiany grubości szczeliny nośnej rejestrowano na taśmie oscylografu pętlicowego.

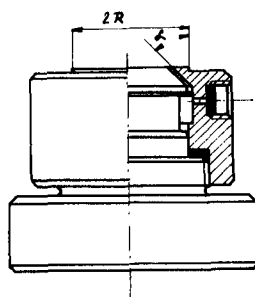
### 3. Pomiary

Zakres możliwości przejmowania obciążeń przez badane łożyska nazywamy nośnością. Rozpatrywana siła nośna występuje w chwili uzyskania gazowego tarcia płynnego. Bez nośnej warstwy

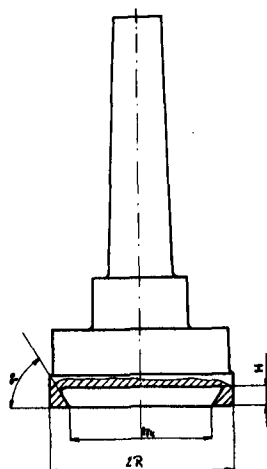
mamy do czynienia tylko z podporą. Ustalenie progu nośności jest ważnym zagadnieniem doświadczalnym. Polega ono na ustaleniu najmniejszej grubości szczeliny potrzebnej do przerwania bezpośredniego styku metalowych płaszczyzn łożyska. Dalsze powiększenie grubości podwyższa nośność.

Równocześnie bardzo szybko wzrasta zużycie sprężonego gazu i koszt eksploatacji.

Zrealizowano badania łożysk przedstawionych na rysunku 4, 5.



Rys.4. Rozwiązanie dolnej części jednego z badanych wzdłużnych łożysk powietrznych



Rys.5. Rozwiązanie górnej części jednego z badanych wzdłużnych łożysk powietrznych

Tablica 1

## Wymiary badanych łożysk powietrznych

Lp.	$r_k$	R	H	$\alpha$
	mm			
1	12,5	16,0	0,6	30°
2	14,0	17,5	2,5	45°
3	16,5	20,0	4,5	60°

Przeprowadzono analizę doświadczalną dla różnych okresów pracy.

Na rysunku 6 przedstawiono charakterystyczne zmiany grubości szczeliny nośnej łożyska nr 1. Napęd uruchomiono po uzyskaniu ciągłej warstwy gazowej. Próg nośności określony jest przesunięciem osiowym górnej części łożyska o  $\Delta h_1 = 47\mu$ .

Ciśnienie w okresie normalnej pracy wynosiło

$$p_n = 0,18 \text{ at}$$

przy wzroście ciśnienia do

$$p_d = 0,23 \text{ at}$$

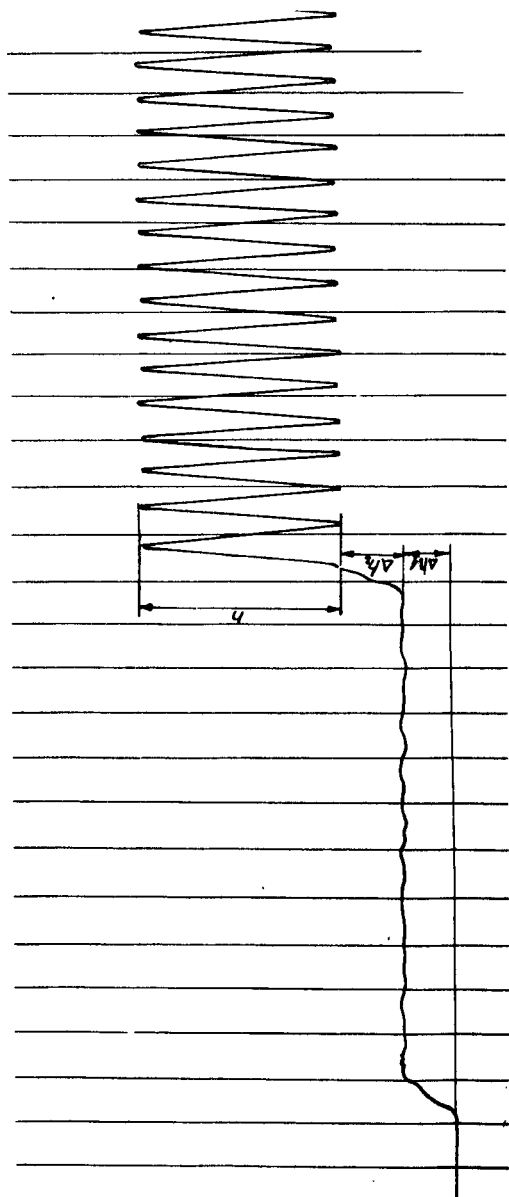
z chwilą przekroczenia wartości położenia

$$o \Delta h_2 = 56\mu$$

pojawiły się drgania, których

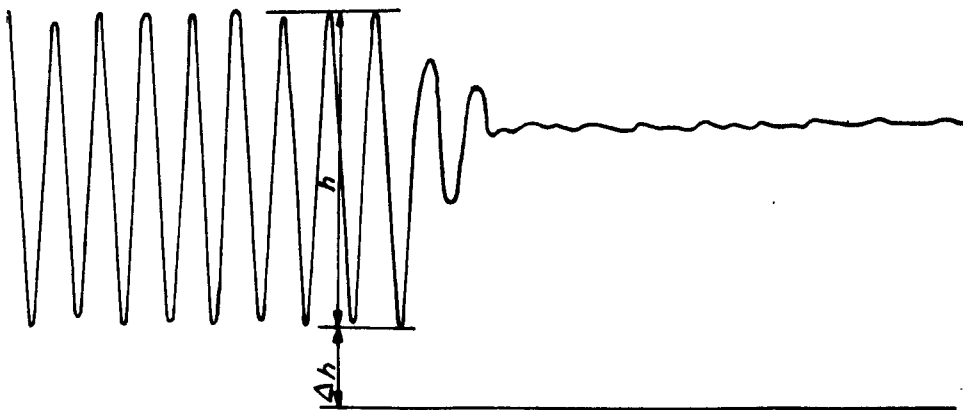
$$h = 198\mu$$





Rys. 6. Wykres rozruchu, normalnej pracy i drgań wzdłużnego łożyska powietrznego

Praktyczne znaczenie posiada również zbadanie okresu zmiany ruchu drgającego na zwykłą pracę /rys.7/. Z chwilą podłączenia tłumika zmniejszyła się amplituda ruchu okresowego. Następnie uzyskano możliwość statecznej pracy łożyska nr 2.



Rys.7. Wykres drgań i działanie tłumika rozwiązania aerostatycznego

Wartości liczbowe:

$$n = 11.400 \text{ obr/min}$$

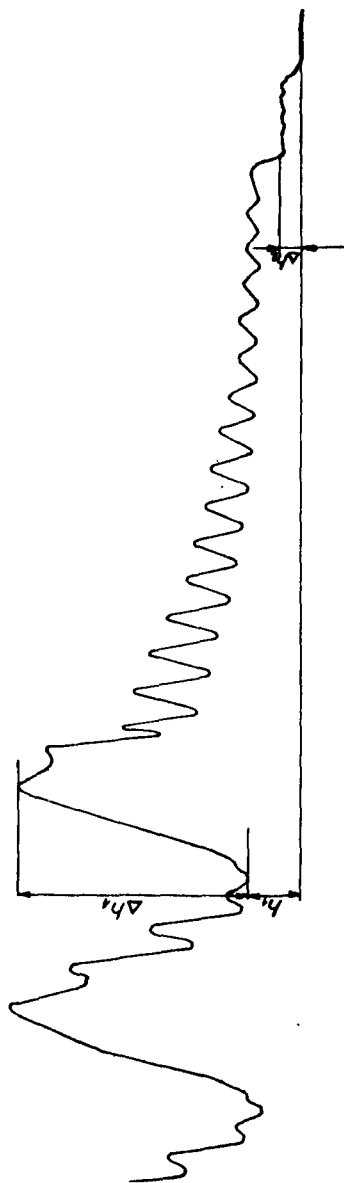
$$\Delta h = 58 \mu$$

$$h = 228 \mu$$

$$p_n = 0,21 \text{ at}$$

$$p_d = 0,31 \text{ at}$$

Końcowy okres pracy obejmował badanie rozwiązania nr 3 dotyczącego zmniejszenia ruchu okresowego /rys.8/ do chwili zatrzymania.



Rys.8. Wykres złożonych drgań, stopniowego tłumienia, normalnej pracy i hamowania  
wzdłużnego łożyska powietrznego

Wartości liczbowe:

$$\Delta h_1 = 90 \mu$$

$$\Delta h_2 = 8 \mu$$

$$h_1 = 21 \mu$$

$$p_n = 0,25 \text{ at}$$

$$p_d = 0,27 \text{ at}$$

Nośność wzdłużnych łożysk powietrznych o symetrii kołowej określona jest wzorem:

$$W = 2\pi \int_0^R p/r/r \, dr$$

gdzie:

R - promień zewnętrzny

p/r/ - rozkład ciśnienia

Ocena wyników badań wymagała porównania z analizą teoretyczną 1,2 .

Tablica 2

Zestawienie wyników obliczeń i badań

Nośność		Błąd
teoretyczna	doświadczalna	
N		%
9,14	8,95	2,1
10,66	10,41	2,4
12,09	11,79	2,5

Stwierdzono, że błąd jest mały i nie przekracza 2,5 %.

#### 4. Wnioski

- a. Nośność wzdłużnych łożysk powietrznych może być określona tylko łącznie z podaniem warunków uzyskania tarcia płynnego.
- b. Obszar stabilnej pracy łożysk gazowych może być wyznaczony empirycznie i jest stosunkowo mały.
- c. Zgodność prac doświadczalnych i obliczeń teoretycznych świadczy o właściwej metodyce badań.

#### Literatura

1. Fuller D.D.: Teoria i praktyka smarowania, PWT, Warszawa, 1960.
2. Neale M.J.: Tribology Handbook, The Butterworth Group. London 1973 rok.

## LOAD CAPACITY TESTS OF GAS THRUST BEARINGS

## Summary

Load capacity measurements have been carried out upon modernized research station. The methodics of experimental work has taken into account the load capacity analysis during static and dynamic work. A lot of interesting results have been obtained as far as real work of gas bearings is concerned. Comparative theoretical calculation made it possible to carry out a wide load capacity analysis. Final results are of significance for designing of new solutions.

ИСПЫТАНИЯ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ГАЗОВЫХ  
УПОРНЫХ ПОДШИПНИКОВ

## Резюме

Измерения несущей способности произведены на модернизированном испытательном стенде. Методика экспериментальных работ приняла во внимание анализ несущей способности во время статической и динамической работы.

Получен ряд интересных результатов, относящихся к действительной работе газовых подшипников. Сравнительные теоретические вычисления предоставили возможность производить анализ несущей способности в широком масштабе. Конечные предложения имеют значение для проектирования новых решений в области газовых упорных подшипников.



Krzysztof Wernerowski  
Jerzy Przybył  
Henryk Holka

### BADANIA WYTRZYMAŁOŚCIOWE WAŁU KORBOWEGO TRAKA

Opracowano metodykę pomiarów rzeczywistych naprężeń dynamicznych wału korbowego traka w trudnych warunkach przecierania drewna. Wykonano badania naprężeń podczas skręcania i zginania. Na podstawie wyników pomiarów obliczono rzeczywisty współczynnik bezpieczeństwa.

#### 1. Metodyka badań tensometrycznych wału korbowego traka

Dynamiczne naprężenia wynikające z działania zmiennych obciążeń maszyny są zasadniczą przyczyną poważnego wytężenia wału korbowego. Ważna jest analiza zmian momentów podczas przecierania drewnianej kłody.

Można z niewielkim błędem stwierdzić, że około 90 % wszelkich uszkodzeń i złamań w częściach maszyn powstało z przyczyny pęknięć zmęczeniowych.

Te złamania i uszkodzenia są bardzo niebezpieczne i prowadzą często do poważnych zniszczeń, gdyż drobne włoskowate ry-



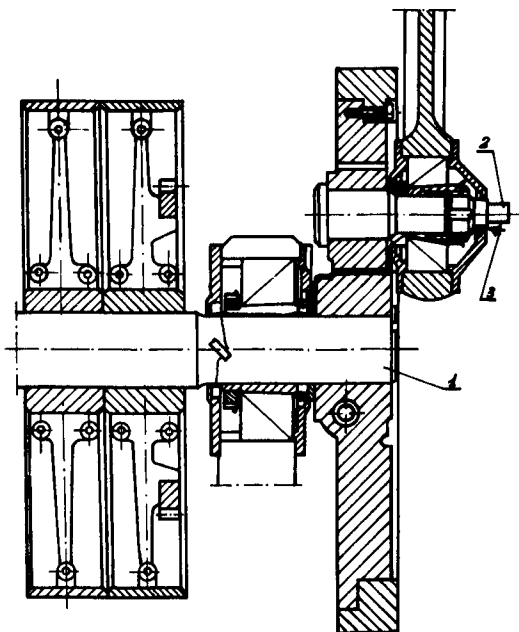
/szczeliny/ zmęczeniowe nie dają się przeważnie wykryć dostatecznie wcześnie.

Badania przeprowadzono na traku DTGA-63 w Zakładach Przemysłu Drzewnego w Słupsku.

Znamionowa prędkość obrotowa wału głównego wynosi 330 obr/min. Wielkość posuwu na jeden obrót wału głównego można zmieniać w granicach od 6,3 mm do 50 mm.

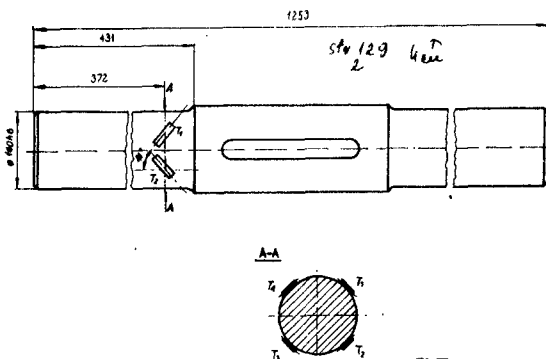
Celem badań tensometrycznych było wyznaczenie zmiennych naprężeń w wale głównym.

Podczas ruchu traka miejsca pomiarowe są trudno dostępne. Tensometry umieszczono na wale głównym i czopie /rys.1/.



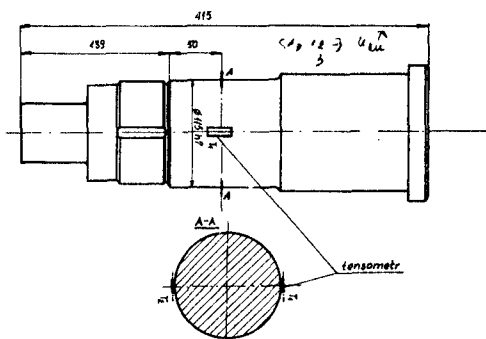
Rys.1. Schemat tensometrycznego układu składanego wału korbowego traka; 1-wał główny, 2-czop, 3-wyprowadzenie przewodów

Położenie tensometrów do pomiarów naprężeń skręcających oraz występujących podczas zginania przedstawione na rysunku 2 umożliwia dokładne zbadanie naprężeń dynamicznych.



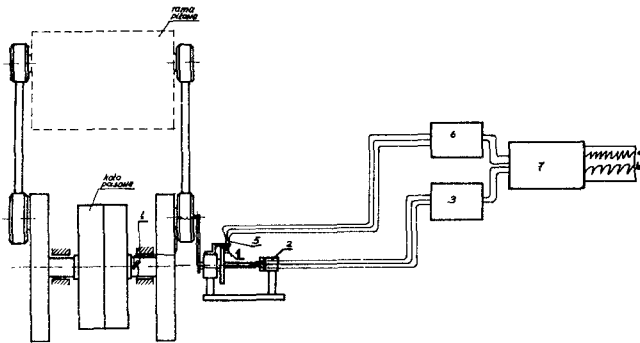
Rys.2. Położenie tensometrów na wale głównym

Położenie tensometrów na czopie /rys.3/ jest też ważne dla określenia wytrzymałości zmęczeniowej.



Rys.3. Czop wału korbowego z tensometrami

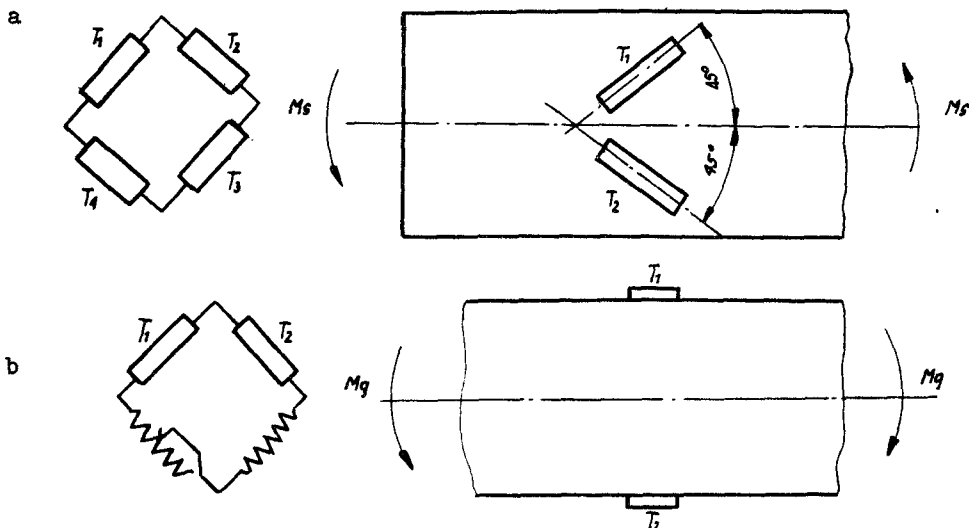
Układ pomiarowy /rys.4/ zapewniał synchronizację rejestrowania naprężeń dynamicznych z położeniem korby. Zastosowano przetworniki do pomiaru oporów z elementu obrotowego typu Hottinger.



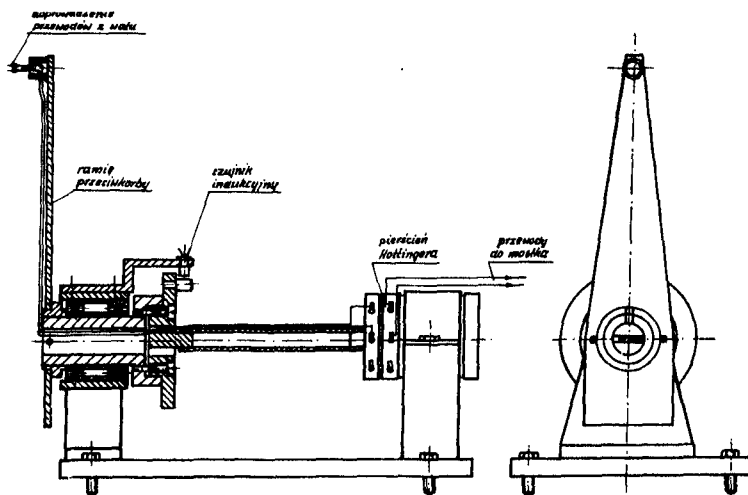
Rys.4. Schemat blokowy mechanizmu korbowego i aparatury pomiarowej; 1-tensometry wału głównego, 2-przetwornik do pomiaru oporów z elementu obrotowego, 3-mostek tensometryczny, 4-czop pomiarowy do określenia położenia korby, 5-czujnik indukcyjny współpracujący z czopem pomiarowym, 6-mostek indukcyjny, 7-oscylograf pętlicowy, a, b-wykresy

Dynamiczny mostek tensometryczny ZPT 147/II umożliwił dokładne pomiary zmiennych naprężeń. Czujnik indukcyjny współpracował z mostkiem typu TRV-6. Na oscylografie pętlicowym K 115 zarejestrowano równocześnie zmiany naprężeń i położenia korby.

Ukośne położenia tensometrów /rys. 5a/ eliminują wpływ zginania i siły osiowej. Zastosowany układ określa naprężenia skręcające. Badanie naprężeń zginających /rys.5b/ wynika z pomiarów rozciągania i ściskania w skrajnych włóknach. Specjalny korbowy przyrząd pomiarowy /rys.6/ umożliwia pomiary naprężeń w ruchu obrotowym. Starannie ułożyskowana przeciwkorba doprowadza przewody z wału na oś obrotu. Pierścien Hottingera łączy ruchomą część z przewodami w spoczynku.



Rys.5. Schematy położenia tensometrów i połączeń elektrycznych  
 a/ pomiar momentu skręcającego  
 b/ pomiar momentu gnącego

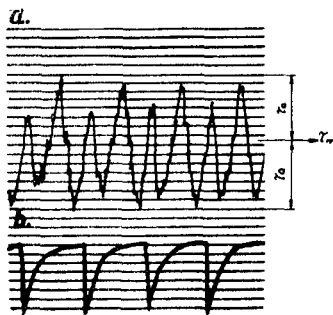


Rys.6. Korbowy przyrząd pomiarowy

## 2. Badanie naprężeń

Zmiany obciążeń rejestrowano podczas przecierania kłód drewna liściastego. Badania zostały przeprowadzone w rzeczywistych warunkach pracy traka.

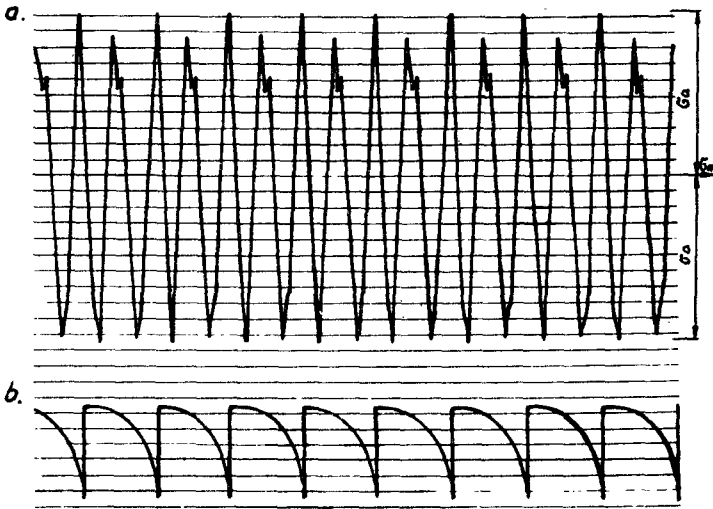
Wykresy pokazane na rysunku 7 przedstawiają stosunkowo małe naprężenia skręcające. Znacznik /rys.7b/ umożliwia określenie zmian obciążenia w różnych położeniach korby.



Rys.7. Zmiany obciążeń wału głównego;  
 a/ zmiany naprężeń skręcających  
 $\tau_a = 87 \text{ kg/cm}^2$ ,  $\tau_m = 29 \text{ kg/cm}^2$ ,  
 b/ znacznik położenia korby

Wartości naprężeń podczas zginania czopa /rys.8/ są stosunkowo duże.

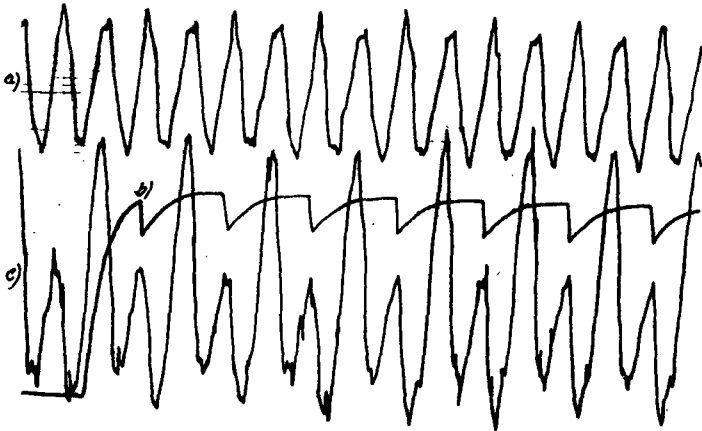
Dla składanego wału korbowego porównanie zmian naprężeń /rys.9/ w czopie i głównym wale posiada bardzo istotne znaczenie. W pewnych punktach maksymalne wartości pokrywają się. Wykres zmian naprężeń podczas zginania wału świadczy o superpozycji ob-



Rys.8. Obciążenia czopa

a/ naprężenia przy zginaniu  $\sigma_a = 715 \text{ kg/cm}^2$ ,  $\sigma_m = 216 \text{ kg/cm}^2$

b/ znacznik położenia czopa



Rys.9. Porównanie zmian obciążeń czopa i wału

a/ naprężenia przy zginaniu czopa  $\sigma_a = 715 \text{ kg/cm}^2$ ,  $\sigma_m = 216 \text{ kg/cm}^2$

b/ znacznik położenia czoła

c/ naprężenia przy zginaniu wału głównego

$\sigma_a = 730 \text{ kg/cm}^2$ ,  $\sigma_m = -615 \text{ kg/cm}^2$

ciążeń dynamicznych ruchu postępowego, obrotowego i sił skrawania drewna.

### 3. Analiza wyników tensometrycznych badań wytrzymałościowych wału korbowego traka

Zmienne naprężenia o charakterze dynamicznym łączy się ściśle z problemem wytrzymałości zmęczeniowej podczas eksploatacji traka.

Podczas analizy wytrzymałości eksploatacyjnej uwzględniono znajomość trzech elementów:

- krzywej Wöhlera danego elementu,
- widma obciążeń eksploatacyjnych tegoż elementu,
- zależności analitycznej opisującej przebieg procesu kumulacji uszkodzenia zmęczeniowego

Obliczenia rzeczywistego współczynnika bezpieczeństwa zrealizowano na podstawie [3,4]

$$\delta = \frac{Z_{g0}}{\frac{\beta}{\varepsilon} \sigma_a + \psi \sigma_m} \quad (1)$$

gdzie:

$Z_{g0}$  - wytrzymałość zmęczeniowa przy obciążeniach obustronnie zmiennym momentem gnącym

$\beta$  - współczynnik karbu

$\varepsilon$  - współczynnik wielkości przedmiotu

$$\psi = \frac{2 Z_{g0} - Z_{gj}}{Z_{gj}} \quad (2)$$

$Z_{gj}$  - wytrzymałość zmęczeniowa przy obciążeniach tętniących

Na podstawie wyników badań obliczono wartości rzeczywistych współczynników bezpieczeństwa w chwili największego obciążenia składanego wału korbowego wykonanego ze stali 36 HNM;

- wał główny -  $\delta_1 = 1,87$

- czop -  $\delta_2 = 1,74$

Podczas analizy wytrzymałości zmęczeniowej wału korbowego uwzględniono też lokalny stopień wyczerpania wynikający z kumulacji mikrodefektów

$$\lambda = \int_0^{\infty} D_{\sigma}(R) g_R(R) dR \quad (3)$$

gdzie:

$D_{\sigma}$  - dystrybuanta mikro-naprężeń

$g_R$  - gęstość prawdopodobieństwa mikrowytrzymałości

$R$  - mikrowytrzymałość

#### 4. Wnioski

- a/ Wartości rzeczywistego współczynnika bezpieczeństwa dla wału głównego i czopa są zbliżone do górnej liczby granicznej dla średniej jakości materiału i zabiegów technologicznych.
- b/ Dokładna analiza wykresów naprężeń wykazała istnienie zjawiska zmęczenia ciernego.
- c/ Poważne wartości naprężeń dynamicznych świadczą o konieczności



dokładniejszego wyważenia układu. Szczególnie konieczne jest zmniejszenie wartości składowej pionowej obciążenia wału korbowego.

#### Literatura

1. Jakubowicz A., Orłowski Z.: Wytrzymałość materiałów. WNT, Warszawa 1970.
2. Niezgodziński M.E., Niezgodziński T.: Obliczenia zmęczeniowe elementów maszyn. PWN, Warszawa 1973.
3. Niezgodziński M.E., Niezgodziński T.: Wzory, wykresy i tablice wytrzymałościowe. PWN, Warszawa 1973.
4. Serensen S.W. i dr: Nesuscaja sposobnost' i rascety detalej masin na proznost. Masgiz, Moskwa 1963.

#### STRENGTH TESTS OF GANG SAW CRANKSHAFT

##### Summary

There has been worked out a methodics of dynamic stresses real measurement of gang saw crankshaft in difficult conditions of wood converting. Tests for bending and twisting stresses have been carried out. Real safety factor has been calculated. On the grounds of analysis of strain-gage tests results the final resolutions have been worked out.

ИСПЫТАНИЯ ПРОЧНОСТИ КРИВОШИПНОГО  
ВАЛА ЛЕСОПИЛЬНОЙ РАМЫ

Резюме

Разработана методика измерений действительных динамических напряжений кривошипного вала лесопильной рамы в тяжелых условиях распиловки лесоматериала. Произведены испытания в области напряжений на изгиб и напряжения кручения.

Сделан подсчет действительного коэффициента.

На основании анализа результатов тензометрических исследований разработаны конечные предложения.



Biblioteka Główna ATR  
w Bydgoszczy

1006

Cz

37/13 1976