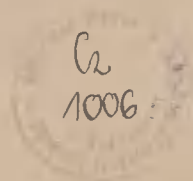


02

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH  
W BYDGOSZCZY

ZESZYTY NAUKOWE NR 173

MECHANIKA 35



BYDGOSZCZ - 1992

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH  
W BYDGOSZCZY

ZESZYTY NAUKOWE NR 173

# MECHANIKA 35

Ca  
1006

BYDGOSZCZ - 1992

**PRZEWODNICZĄCY KOMITETU REDAKCYJNEGO**  
prof. dr hab. Ojcumiła Stefaniak

**REDAKTOR NAUKOWY**  
prof. dr hab. inż. Maciej Woropay

**OPRACOWANIE REDAKCYJNE I TECHNICZNE**  
mgr Aleksandra Ławniczak, Zbigniew Gackowski

Wydano za zgodą Rektora  
Akademii Techniczno-Rolniczej  
w Bydgoszczy

ISSN 0208-6395

**WYDAWNICTWO UCZELNIANE AKADEMII TECHNICZNO-ROLNICZEJ  
W BYDGOSZCZY**

---

Wyd. I. Nakład 150 egz. Ark. wyd. 10,4 Ark. druk. 9,25. Papier kl. III.  
Oddano do druku 13.07.92 r. Druk ukończono w sierpniu 1992 r.

**MEN**

Uczelniany Zakład Małej Poligrafii ATR, Bydgoszcz, ul. Ks. Kordeckiego 20.  
Zamówienie nr 91/92

Ny kw P 833/92

## SPIS TREŚCI

Str.

1. Krzysztof Wernerowski - Analiza statystyczna drgań maszyn w wybranych zakładach przemysłowych województwa bydgoskiego.....	5
2. Józef Szala, Bolesław Przybyliński, Stanisław Zawislak -Wybrane zagadnienia z analizy obciążeń zmęczeniowych elementów maszyn..	15
3. Bronisław Siołkowski - Stabilność pracy mieszalników cieczy. Cz.I. Zespoły mieszające z wałami sztywnymi .....	27
4. Bronisław Siołkowski - Stabilność pracy mieszalników cieczy. Cz.II. Zespoły mieszające z wałami giętkimi .....	41
5. Eugeniusz Ranatowski - Niektóre aspekty fizyczne pękania na zimno połączeń spawanych .....	51
6. Eugeniusz Ranatowski - Zagadnienie pękania na zimno w połączeniach spawanych w aspekcie mechaniki pękania .....	59
7. Małgorzata Trepczyńska-Łent - Wpływ stopnia zabielenia żeliwa sferoidalnego na efekt procesu sferoidyzowania cementytu eutektoidalnego .....	69
8. Zygmunt Stankiewicz, Michał Styp-Rekowski - Optymalizacja procesu wytwarzania elementów miniaturowych .....	81
9. Andrzej Przybylski, Maciej Woropay - Metoda wyznaczania istotnych parametrów stanu technicznego złożonych obiektów diagnostycznych .....	87
10. Andrzej Przybylski, Maciej Woropay - Dualizm w pojęciu procesu eksploatacji .....	87
11. Wojciech Kałużny -Wpływ oddziaływania narostu oraz wióra na stan nierówności powierzchni podczas toczenia stopów aluminium .....	105
12. Jan Łukasiewicz, Marian Szymański - Badania instalacji do odprowadzania spalin z pieca wannowego do topienia szkła .....	115
13. Stanisław Smarzyński, Małgorzata Trepczyńska -Badania nad zgrzewaniem tarciovym półfabrykatów na narzędzia skrawające .....	125
14. Tadeusz Sęk, Edmund Dulcet - Straty konserwantu przy dodawaniu do zielonki podczas zbioru .....	139



Krzysztof Wernerowski

ANALIZA STATYSTYCZNA DRGAŃ MASZYN W WYBRANYCH ZAKŁADACH  
PRZEMYSŁOWYCH WOJEWÓDZTWA BYDGOSKIEGO

Analiza wyników badań statystycznych umożliwia właściwą ocenę drgań maszyn. Zagadnienie określenia dopuszczalnych wartości parametrów wibracji, ze względu na zdrowie operatorów, jest złożone. Zrealizowano rozszerzoną analizę statystyczną drgań w wybranych zakładach przemysłowych województwa bydgoskiego i uzyskano rzeczowe wnioski.

1. WSTĘP

Podczas eksploatacji maszyn, ze względu na występujące zmęczenie materiałów, zużycie części itp., istotne są pomiary prędkości elementów maszyn  $v$ , natomiast ze względu na zdrowie operatorów maszyn ważne są wartości przyspieszenia  $p$ .

Aby wyznaczyć liniowe drgania harmoniczne [1] należy pomierzyć jeden parametr i następnie można na podstawie wzoru teoretycznego dokładnie obliczyć pozostałe. Praktycznie zawsze występuje udział części nieliniowej i z tego powodu odrębny pomiar  $p$  oraz  $v$  jest uzasadniony. Wartości parametrów drgań zmieniają się znacznie i opracowanie statystyczne [1+3] jest konieczne.

Wstępne badania drgań wykazały, że podczas wibracji maszyn działających pionowo w zakresie 4-25Hz przyspieszenie było znacznie mniejsze  $c \approx 0,31 \text{ m/s}^2$  oraz dla kierunku poziomego w przedziale 1-25Hz,  $p \ll 0,225 \text{ m/s}^2$ . Wobec tego przyjęto następujące częstotliwości środkowych pasm oktawowych: 31,5; 63, 125, 250, 500, 1000 Hz.

Przedmiotem analizy statystycznej były wyniki pomiarów poziomu wibracji maszyn uzyskane z 17 różnych jednostek gospodarczych. Dla każdego kierunku pomiarowego /kierunek pionowy - z, kierunek poziomy - x/ i dla każdej z 6 wybranych częstotliwości zrealizowano pomiar przyspieszenia wibracji w  $\text{m/s}^2$  i pomiar prędkości  $v$  skutecznej wibracji  $\text{mm/s}$ .

Z analizowanych wyników pomiarów maszyn zrealizowanych dla 17 jednostek przemysłowych do szczególnej analizy statystycznej [3] wybrano istotne wyniki badań ze Spomaszu Bydgoszcz i Huty Szkła Gospodarczego Inowrocław.

Z uzyskanych wyników badań obliczono kolejno:

- wartość średnią -  $\bar{x}$ ,
- wariancję -  $D^2x$ ,
- odchylenie standardowe -  $s$ ,
- odchylenie bezwzględne -  $d$ ,
- asymetrię -  $g$ ,
- parametry statystyczne  $ed$ ,  $dd$ ,  $dg$ , /na podstawie fragmentu programu

```
58: p1:=(n+1) /2 ,p2:=n/2;
```

```
59: ed:=loggamma(p1) - loggamma(p2);
```

```
60: ed:=ed+ln(2)- 0,5 *ln(3.14159265 * (n-1));
```

```
61: ed:=exp(ed);
```

```
62: writeln, write(' ed= ',ed), writeln;
```

```
63: writeln(lst),write(lst,' ed=',ed);
```

```
64: p1:=1/(n-1);
```

```
65: p1:=arctan(p1/sqrt(1-p1*p1));
```

```
66: d2d:=(sqrt(n*(n-2))+p1)*2/3.14159265;
```

```
67: d2d:=(d2d+1)/n;
```

```
68: p1:=(n-1) /2;
```

```
69: tal:=loggamma(p1)-loggamma(p2);
```

```
70: tal:=exp(2.0 * tal);
```

```
71: tal:=(n-1)* tal/3.14159265;
```

```
72: d2d:=d2d-tal;
```

```
73: write(' dd= ',sqrt(d2d) :writeln;
```

```
74: writeln(lst),write(lst, dd= ,sqrt(d2d),writeln(lst
```

```
75: d2g:=6*(n-2)/((n+1)*(n+3));
```

```
76: write(' dg= ',sqrt(d2g);writeln;
```

```
77: write(lst,' dg=',sqrt(d2g));writeln(lst);
```

- przedział ufności dla wartości średniej,
- przedział ufności dla wariancji.

Podstawą analizy statystycznej uzyskanych wyników badań był rozkład normalny;

$$f(x;p,b) = \frac{1}{b\sqrt{2\pi}} \exp \left[ -\frac{(x-p_1)^2}{2b^2} \right] \quad (1)$$

gdzie:

$b^2$  - średni błąd kwadratowy przyrzędu pomiarowego,

$p_1$  - parametr.

Uwzględniono również możliwość zastosowania innych rozkładów statystycznych do analizy wartości parametrów drgań.

Istotny ze względu na uzyskane wyniki badań jest rozkład gamma z gęstością prawdopodobieństwa w postaci:

$$f(x; p', b) = \frac{b^{p'}}{(p')} x^{p'-1} e^{-6x}, \quad p', b, x > 0, \quad (2)$$

gdzie:

$\sqrt{(p')}$ - funkcja gamma Eulera [3].

Dla  $p' = 1$  rozkład gamma przyjmuje postać rozkładu wykładniczego. Wówczas wartość średnia  $\bar{x}$ , wariancja  $D^2x$ , asymetria  $g = E(x - \bar{x})^3$  i eksces  $b = E(x - \bar{x})^4$  wyrażają się wzorami:

$$a/ \bar{x} = \frac{p'}{b}, \quad (3)$$

$$b/ D^2x = \frac{p'}{b^2}, \quad (4)$$

$$c/ g = \frac{2}{p'}, \quad b/ \frac{6}{p'} + 3 \quad (5', 5'')$$

Do analizy wzoru (3) i (4) uwzględniono również estymator parametru  $p'$

$$d/ \hat{p} = \frac{(\bar{x})^2}{s^2} \quad (6)$$

Niech  $\hat{g}$  oznacza asymetrię wyników uzyskanych z próby. Na podstawie wzoru (5') mamy nowy estymator parametru  $p'$ , a mianowicie

$$\hat{p}' = \frac{4}{\hat{g}^2} \quad (7)$$

## 2. SZCZEGÓŁOWE OBLICZENIA STATYSTYCZNE DRGAŃ MASZYN Z WYBRANYCH ZAKŁADÓW PRZEMYSŁOWYCH WOJEWÓDZTWA BYDGOSKIEGO

Analizę statystyczną wyników pomiarów wibracji maszyn w zakładach przemysłowych województwa bydgoskiego zrealizowano programem komputerowym w języku Turbo-Pascal. Testowanie możliwości stosowania metodyki rozkładu normalnego wykonano stosując wzór (1).

Nazwa zakładu przemysłowego:

Spomasz - Bydgoszcz (31,5 Hz - p)

Dane: wartości pomiarowe przyspieszeń w  $m/s^2$ ,

0,6	0,4	0,4	0,6	2,8	11,0	4,4	4,6
3,0	10,2	2,1	4,4	8,8	2,6	4,5	15,0
4,4	12,3	10,3	10,3	6,1	6,8	6,2	14,3
15,0	11,0						

wartość średnia  $\bar{x} = 6.7884615384E + 00$

wariancja  $D^2x = 2.0663461538E+01$

odchylenie standardowe  $s = 4.5457080349E+00$

odchylenie bezwzględne  $d = 8.5163889661E-01$

asymetria  $g = 3.6101691482E-01$

ed = 8.0590128942E-01



dd = 4.0110099874E-02

dg = 4.2884501393E-01

Wyniki testowania hipotezy o normalności rozkładu:

brak podstaw do odrzucenia hipotezy o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0,95$ .

Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$

(4.9519743557E+00 , 8.6249487211E+00)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$

(1.2709244478E+01 , 3.9374764389E+01)

Nazwa zakładu przemysłowego :

Spomasz - Bydgoszcz (31.5 Hz-v)

Dane: prędkość w mm/s;.....

3,0	24,0	2,0	3,0	14,0	55,6	22,0	2,3
15,0	52,0	10,6	22,0	44,5	13,1	23,0	76,0
22,0	62,0	62,0	52,0	31,0	34,0	31,0	72,0
16,0	56,0						

wartość średnia  $\bar{x}$  = 3.1542307692E+01

wariancja  $D^2x$  = 5.2076093846E+02

odchylenie standardowe s = 2.2820187082E+01

odchylenie bezwzględne d = 8.4499045373E-01

asymetria g = 4.1549659167E-01

ed = 8.0590128942E-01

dd = 4.0110099874E-02

dg = 4.2884501393E-01

Wyniki testowania hipotezy o normalności rozkładu:

brak podstaw do odrzucenia hipotezy o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0,95$

Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$

(2.2322846002E+01 , 4.0761769382E+01)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$

(320.29 , 992.32)

Nazwa zakładu przemysłowego:

Spomasz - Bydgoszcz (63 Hz - p)

Dane: przyspieszenie w  $m/s^2$

0,5	2,4	0,6	0,8	35,0	17,0	3,5	1,9
1,4	5,2	1,2	4,2	5,7	3,2	5,5	11,0
7,9	3,9	8,8	7,6	8,1	6,4	7,0	10,3
11,5	12,3						

wartość średnia  $\bar{x}$  = 7.0346153846E+00

wariancja  $D^2x$  = 5.0012753845E+01

odchylenie standardowe s = 7.0719695874E+00

odchylenie bezwzględne d = 6.4342695506E-01

asymetria g = 2.3524907962E+00

ed = 8.0590128942E-01

dd = 4.0110099874E-02

dg = 4.2884501393E-01

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu:

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0,95$

Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$ 

( 4.1775067881E+00 , 9.8917239811E+00 )

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$ 

( 3.0760785866E+01 , 9.5300605634E+01 )

Nazwa zakładu przemysłowego:

Spomasz - Bydgoszcz (63 Hz - v)

Dane: prędkość w mm/s;

1,3	6,1	1,5	2,0	88,0	45,0	8,8	4,8
3,6	13,4	3,0	10,6	14,4	8,1	13,9	27,8
20,0	9,9	22,2	29,2	25,5	16,2	17,7	26,0
29,0	31,0						

wartość średnia  $\bar{x} = 1.8038461538E+01$ wariancja  $D^2x = 3.2283846154E+02$ odchylenie standardowe  $s = 1.7967706073E+01$ odchylenie bezwzględne  $d = 6.5637155216E-01$ asymetria  $g = 2.259305949E+00$ 

ed = 8.0590128942E-01

dd = 4.0110099874E-02

dg = 4.2884501393E-01

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu:

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$ Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$ 

( 1.0779424739E+01 , 2.5297498338E+01 )

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$ 

( 1.9856464644E+02 , 6.1517710065E+12 )

Nazwa zakładu przemysłowego:

Spomasz - Bydgoszcz (125 Hz - p)

Dane: przyspieszenie w  $m/s^2$ ;

5,7	30,7	37,7	31,7	24,3	14,0	1,3	1,9
1,2	2,7	1,3	2,2	3,5	1,9	3,2	5,3
8,6	5,3	6,2	5,5	11,0	14,0	9,9	8,8
7,0	5,8						

wartość średnia  $\bar{x} = 9.6423076922E+00$ wariancja  $D^2x = 1.0363613846+02$ odchylenie standardowe  $s = 1.0180183616E+01$ odchylenie bezwzględne  $d = 7.2661178804E-01$ asymetria  $g = 1.4991821547E+00$ 

ed = 8.0590128942E-01

dd = 4.0110099874E-02

dg = 4.2884501393E-01.

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu;

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$ Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$ 

( 5.5294661755E+00 , 1.3755149209E+01 )

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$ 

( 6.3742322069E+01 , 1.9748136228E+02 )

Nazwa zakładu przemysłowego:

Spomasz - Bydgoszcz (125 Hz - v)

Dane: prędkość w mm/s;

7,3	39,0	48,0	40,0	31,0	18,0	1,7	2,4
1,5	3,4	1,7	2,8	4,5	2,4	4,1	6,7
11,0	6,7	7,9	7,0	14,0	17,8	12,6	11,2
8,9	7,4						

wartość średnia  $\bar{x} = 1.2269230769E+01$

wariancja  $D^2x = 1.6714461538E+02$

odchylenie standardowe  $s = 1.2928442110E+01$

odchylenie bezwzględne  $d = 7.2735370712E-01$

asymetria  $g = .1.4955784354E+00$

ed = 8.0590128942E-01

dd = 4.0110099874E-02

dg = 4.2884501393E-01

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu;

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0,95$

Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$

(7.0460800423E+00 , 1.7492381496E+01)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$

(1.0280377158E+02 , 3.1849841990E+02)

Nazwa zakładu przemysłowego:

Huta Szkła Gospodarczego - Inowrocław (31.5 Hz - p)

Liczba danych = 28

Dane przyspieszenie w  $m/s^2$ ;

0,5	1,1	0,4	0,2	1,5	1,0	1,4	1,3
1,3	0,8	1,1	1,2	0,7	0,3	0,2	1,2
1,4	1,2	1,8	0,6	1,4	0,5	1,2	1,4
0,6	0,4	1,2	0,5				

wartość średnia  $\bar{x} = 9.4285714285E-01$

wariancja  $D^2x = 2.0476190476E-01$

odchylenie standardowe  $s = 4.5250624831E-01$

odchylenie bezwzględne  $d = 8.8622070890E-01$

asymetria  $g = -1.5226067848E-01$

ed = 8.0530498794E-01

dd = 3.8763484280E-02

dg = 4.1656468904E-01

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu;

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$

Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$

(7.6735210890E-01 , 1.1183621768E+00)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$

(1.2799272498E-01 , 3.7936102382E-01)

Nazwa zakładu przemysłowego:

Huta Szkła Gospodarczego - Inowrocław (31.5 Hz - v)

Dane: prędkość w mm/s;

2,5	5,6	2,0	1,0	7,6	7,6	7,1	6,6
6,6	4,0	5,6	6,1	3,5	1,5	1,0	6,1
7,1	6,1	9,1	3,0	7,1	2,5	6,1	7,1
3,0	2,0	6,1	2,5				

wartość średnia  $\bar{x} = 4.8607142857E+00$ wariancja  $D^2x = 5.6135846560E+00$ odchylenie standardowe  $s = 2.3693004571E+00$ odchylenie bezwzględne  $d = 8.9925793856E-01$ asymetria  $g = -1.9419606060E-01$ 

ed = 8.0530498794E-01

dd = 3.8763484280E-02

dg = 4.1656468904E-01

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu:

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$ Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$ 

(3.9417785612E+00 , 5.7796500102E+00)

Przedział ufności dla wartości  $D^2x$ ,

(3.5089437064E+00 , 1.0400251086E+01)

Nazwa zakładu przemysłowego:

Huta Szkła Gospodarczego - Inowrocław (63 Hz - p)

Dane: przyspieszenie w  $m/s^2$ ;

0,4	0,7	0,5	0,4	0,6	1,2	1,3	1,1
1,2	1,0	1,0	0,6	0,7	0,4	0,4	0,5
1,1	1,0	1,2	0,5	2,3	0,7	0,8	1,0
0,8	0,4	0,4	1,3				

wartość średnia  $\bar{x} = 8.4285714285E-01$ wariancja  $D^2x = 1.8179894180E-01$ odchylenie standardowe  $s = 4.2637887119E-01$ odchylenie bezwzględne  $d = 7.8496825280E-01$ asymetria  $g = 1.2922317537E+00$ 

ed = 8.0530498794E-01

dd = 3.8763484280E-02

dg = 4.1656468904E-01

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu:

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$ Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$ 

(6.7748564016E-01 , 1.0082286455E+00)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$ 

(1.1363901887E-01 , 3.3681769454E-01)

Nazwa zakładu przemysłowego:

Huta Szkła Gospodarczego - Inowrocław - (63 Hz - v)

Dane: prędkość w mm/s;

1,0	1,8	1,3	1,0	1,5	3,0	3,3	2,8
3,0	2,5	2,8	1,5	1,8	1,0	1,0	1,3
2,8	2,5	3,0	1,3	5,8	1,8	2,0	2,5
2,0	1,0	1,0	3,3				

wartość średnia  $\bar{x} = 2.1285714286E+00$   
 wariancja  $D^2x = 1.1524867725E+00$   
 odchylenie standardowe  $s = 1.0735393670E+00$   
 odchylenie bezwzględne  $d = 7.8226839572E-01$   
 asymetria  $g = 1.2935521852E+00$   
 $ed = 8.0530498794E-01$   
 $dd = 3.8763484280E-02$   
 $dg = 4.1656468904E-01$

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu:  
 odrzucamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$   
 Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$

(1.7121980332E+00 , 2.5449448240E+00)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$

(7.2039729599E-01 , 2.1352046049E+00)

Nazwa zakładu przemysłowego:

Huta Szkła Gospodarczego - Inowrocław (125 Hz - p)

Dane: przyspieszenie w  $m/s^2$ ;

0,5	0,6	0,3	0,5	1,6	2,5	1,2	1,0
0,7	0,8	0,7	0,8	1,7	0,6	0,3	0,6
1,8	1,1	0,1	0,6	4,9	0,7	1,7	1,4
3,3	0,6	1,1	1,3				

wartość średnia  $\bar{x} = 1.1785724286E+00$   
 wariancja  $D^2x = 1.0217460317E+00$   
 odchylenie standardowe  $s = 1.0108145387E+00$   
 odchylenie bezwzględne  $d = 6.7938743216E-01$   
 asymetria  $g = 2.0525333111E+00$   
 $ed = 8.0530498794E-01$   
 $dd = 3.8763484280E-02$   
 $dg = 4.1656468904E-01$

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu:  
 odrzucamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$   
 Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$

(7.8652592510E-01 , 1.5706169320E-00)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$

(6.3867377573E-01 , 1.8929821011E+00)

Nazwa zakładu przemysłowego:

Huta Szkła Gospodarczego - Inowrocław (125 Hz - v)

Dane: prędkość w  $mm/s$ ;

0,9	0,8	0,4	0,6	2,0	3,2	1,5	1,3
0,9	1,0	0,9	1,0	1,7	2,2	0,8	0,4
0,8	2,3	1,4	1,0	0,8	6,2	0,9	2,2
1,8	4,8	0,8	1,4				

wartość średnia  $\bar{x} = 1.5714285714E+00$   
 wariancja  $D^2x = 1.6910052910E+00$   
 odchylenie standardowe  $s = 1.3003865929E+00$   
 odchylenie bezwzględne  $d = 6.7326917153E-01$   
 asymetria  $g = 2.1094726352E+00$

ed = 8.0530498794E-01

dd = 3.8763484280E-02

dg = 4.1656468904E-01

Testowanie hipotezy o normalności rozkładu;

odrzucaamy hipotezę o normalności rozkładu przy  $\alpha = 0.95$

Przedział ufności dla wartości średniej  $\bar{x}$

(1.0670722360E+00 , 2.0757849068E+00)

Przedział ufności dla wariancji  $D^2x$

(1.0570148554E+00 , 3.1329142950E+00)

Analiza statystyczna wyników pomiarów drgań maszyn zainstalowanych w 17 jednostkach gospodarczych obejmowała 86 pomiarów dla kierunku pionowego (z) i 86 pomiarów dla kierunku poziomego (x) oraz 12 serii po 172 pomiary dla każdej z rozpatrywanych częstotliwości oraz parametrów p i v.

Wyniki pomiarów 86-elementowych prób statystycznych analizowano dla rozkładu normalnego.

Dla kierunku (z) otrzymano:

odchylenie bezwzględne d = 0.779,

asymetria g = -0.216.

Dla kierunku (x) otrzymano:

odchylenie bezwzględne d = 0.802,

asymetria g = -0.142.

Podane wyżej wyniki obliczeń wskazują na wysoką zgodność z wynikami teoretycznymi rozkładu normalnego. Umożliwia to stosowanie większości znanych metod statystycznych do analizy poziomu liniowego.

Analiza wyników badań każdej z 12 serii pomiarowych /172-elementowych/ z innych zakładów przemysłowych województwa bydgoskiego; przyspieszenia wibracji p i prędkości skutecznej v wskazuje na duże odstępstwa tych wyników od wyników teoretycznych uzyskiwanych z rozkładu normalnego. Próby te charakteryzują się dużą asymetrią. Fakt ten opisano w tabeli 1.

Tabela 1

Zestawienie wyników analizy statystycznej 12 prób /172-elementowych / badań maszyn

Częstotliwości średnicowe	Wartości parametrów statystycznych		
	Asymetria	Wartość średnia	Odchylenie standardowe
31.5 Hz - p	4.00	10.9	20.5
31.5 Hz - v	4.10	53.0	103.5
63 Hz - p	5.32	11.1	22.8
63 Hz - v	4.95	25.7	45.6
125 Hz - p	3.84	13.1	21.5
125 Hz - v	3.56	16.3	25.3
250 Hz - p	3.22	17.0	23.8
250 Hz - v	2.80	12.1	17.2
500 Hz - p	2.74	20.1	26.1
500 Hz - v	2.53	6.7	8.7
1000 Hz - p	2.29	24.1	31.1
1000 Hz - v	2.17	4.2	5.4

Wartości asymetrii umieszczone w tabeli wskazują na to, że dla wszystkich 12 prób /172-elementowych/ asymetria jest większa od 2, co świadczy o tym, że rozkład wykładniczy nie może być dobrym modelem dla uzyskanych danych.

Analizując zamieszczone w tabeli wartości widzimy, że wartość parametru  $p'$ , obliczone ze wzoru (6) i (7) są zbliżone do siebie.

### 3. WNIOSKI

1. Uzyskane na podstawie wyników badań rozkłady parametrów drgań posiadają stosunkowo często dużą asymetrię.
2. Analiza obliczeń statystycznych uzyskanych wyników wykazała, że rozkład normalny przy  $\alpha = 0.95$  określa tylko częściowo drgania rzeczywiste badanych maszyn.
3. Analizując zgodność rozkładu empirycznego z teoretycznym stwierdzono, że dla częstotliwości dotyczącej większości pasm oktawowych pomiarów zrealizowanych w Spomaszu /Bydgoszcz/ i Hucie Szkła Gospodarczego /Inowrocław/ oraz 12 prób /172-elementowych/ w innych zakładach, korzystne jest stosowanie rozkładu gamma o parametrze spełniającym warunek  $0 < p' < 1$ .

### LITERATURA

- [1] Cempel Cz.: Wibroakustyka stosowana. PWN, Warszawa-Poznań 1978
- [2] Harris C.M., Crede C.E.: Shock and Vibration Handbook. Mc Graw-Hill Book Company, New York, 1961
- [3] Runiszyński L.Z.: Matematyczne opracowanie wyników eksperymentu. WNT, Warszawa, 1975

### STATISTIC MACHINE VIBRATION ANALYSIS IN CHOSEN INDUSTRY PLANTS OF BYDGOSZCZ REGION

#### Summary

Exact statistics makes the proper opinion of machine vibrations possible. Exceeding problem of oscillation limit parameters is complex. Extended statistic vibration analysis in chosen industry plants of Bydgoszcz Region was accomplished and objective propositions were obtained.

Józef Szala  
Bolesław Przybyliński  
Stanisław Zawiślak

WYBRANE ZAGADNIENIA Z ANALIZY OBCIĄŻEŃ ZMĘCZENIOWYCH  
ELEMENTÓW MASZYN

W pracy dokonano analizy dwóch zagadnień. Pierwsze dotyczyło analizy projektowanej trwałości zmęczeniowej wybranych maszyn i ich elementów, ważne ze względu na dobór odpowiednich metod obliczeń i badań trwałości zmęczeniowej. W pracy wykazano, że przeważający udział /około 90%/ w ogólnej liczbie elementów maszyn mają elementy, które należy konstruować na nieograniczoną trwałość zmęczeniową. Drugie zagadnienie, ściśle związane z pierwszym, dotyczył rozkładu maksymalnych amplitud w widmie naprężeń. Dla obliczeń prawdopodobieństwa zniszczenia zmęczeniowego elementów konstrukcyjnych w zakresie nieograniczonej trwałości znajomość tego rozkładu ma podstawowe znaczenie. W pracy wykazano, że rozkład amplitud maksymalnych naprężeń jest rozkładem normalnym, ponadto wyznaczono dla podstawowych elementów pojazdów jednośladowych parametry tych rozkładów.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

- $P_i$  - prawdopodobieństwo wystąpienia  $i$ -tej wartości amplitudy naprężenia maksymalnego / $i=1, 2, \dots, m$ /,
- $S_{a \max_i}$  - maksymalna amplituda naprężeń w  $i$ -tym przedziale analizowanej realizacji /wartość losowa/ w MPa,
- $S_{m_i}$  - wartość średnia naprężenia w  $i$ -tym przedziale analizowanej realizacji w MPa,
- $S_{\max_i}$  - wartość lokalnego maksimum w  $i$ -tym przedziale /wartość losowa/ w MPa,
- $s_{S_a \max}$  - odchylenie standardowe maksymalnych amplitud w MPa,
- $\phi_{S_a \max}$  - współczynnik zmienności maksymalnych amplitud.

1. WPROWADZENIE

Projektowanie maszyn na z góry założoną, ograniczoną trwałość, nie oznacza, że elementy tych maszyn narażone na pękanie zmęczeniowe są także konstruowane na ograniczoną trwałość. Aby ocenić udział elementów konstruowanych na nieograniczoną trwałość w ogólnej liczbie elementów poddanych obciążeniom zmęczeniowym, wybrano do analizy kilka maszyn charakterystycznych dla różnych grup np. obrabiarki, maszyny robocze, maszyny rolnicze,

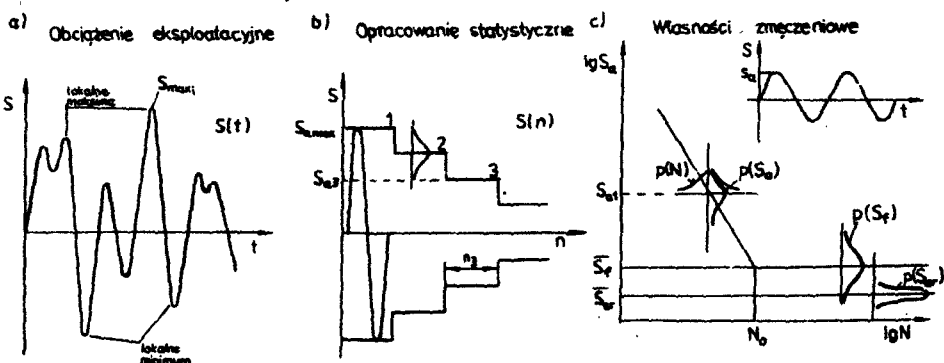


pojazdy mechaniczne i sprzęt gospodarstwa domowego. Szczegółowszej analizie poddano pojazdy jednośladowe. Trwałość zmęczeniową obliczaną lub wyznaczaną w badaniach wyraża się liczbą cykli obciążenia zmęczeniowego. Jako granicę przejścia z zakresu ograniczonej do nieograniczonej trwałości przyjmuje się  $10^7$  cykli [11].

W zakresie nieograniczonej trwałości ze względów oczywistych nie wyznacza się trwałości wyrażonej liczbą, a wyznaczeniu podlega wartość współczynnika bezpieczeństwa [7] lub prawdopodobieństwo zniszczenia zmęczeniowego [14]. Z dwóch wymienionych metod druga jest znacznie korzystniejsza, wymaga jednak znajomości rozkładu granicy zmęczenia oraz rozkładu amplitud naprężeń maksymalnych w widmie lub wyznaczonego na podstawie widma rozkładu amplitudy równoważnej [15].

Fragment obserwowanego obciążenia w pomiarach eksploatacyjnych, opracowane na podstawie tych pomiarów widmo z oznaczonym rozkładem amplitud oraz wykres zmęczeniowy z oznaczonymi rozkładami wytrzymałości zmęczeniowej  $p/S_a$  i trwałości  $p/N$  w zakresie ograniczonej trwałości oraz rozkładami granicy zmęczenia  $p/S_{FC}$  i amplitudy równoważnej  $p/S_{ar}$  w zakresie nieograniczonej trwałości - pokazano na rysunku 1.

### TRWAŁOŚĆ ZMĘCZENIOWA ELEMENTÓW KONSTRUKCYJNYCH



Rys. 1. Fragment wykresu obserwowanych obciążeń w warunkach eksploatacji - a, widmo obciążeń - b, wykres zmęczeniowy - c

Z przedstawionych uwag wynika cel pracy, którym jest analiza trwałości maszyn, a szczególnie analiza trwałości zmęczeniowej ich elementów - niezbędnej do wyboru odpowiednich metod obliczeń i badań oraz analiza rozkładów amplitud maksymalnych w widmie obciążeń i wyznaczenie parametrów niezbędnych w obliczeniach prawdopodobieństwa pęknięcia zmęczeniowego.

Analizę przeprowadzono głównie na podstawie pomiarów obciążeń eksploatacyjnych pojazdów jednośladowych.

## 2. TRWAŁOŚĆ MASZYN, ZAKRESY TRWAŁOŚCI ICH ELEMENTÓW

Trwałość maszyn wyznaczana jest: czasem pracy, długością przebytej drogi, liczbą zadziałań itp. Z punktu widzenia zmęczeniowego miarą trwałości jest liczba cykli zmian obciążenia eksploatacyjnego. Przyjmując licz-

bę cykli  $10^7$  jako górną granicę ograniczonej, a dolną nieograniczonej trwałości zmęczeniowej można dokonać analizy ilościowej trwałości elementów konstrukcyjnych różnych maszyn i urządzeń mechanicznych konstruowanych na określoną trwałość zmęczeniową. Poniżej dokonano takiej analizy na dwóch poziomach szczegółowości. Poziom pierwszy /ogólny/ dotyczy analizy liczby cykli zmian obciążenia dla ważniejszych elementów konstrukcyjnych różnych obiektów technicznych. Poziom drugi /zawężony/ dotyczy analizy liczby cykli obciążenia dla ważniejszych elementów konstrukcyjnych obiektów technicznych jednego typu /pojazdy jednośladowe/. Wyniki analizy przedstawiono odpowiednio w tablicach 1 i 2.

Tablica 1

Zestawienie liczby cykli naprężeń zmiennych dla ważniejszych elementów konstrukcyjnych wybranych maszyn

Nazwy maszyn lub elementu konstrukcyjnego	Założona trwałość projektowa	Jednostkowa liczba cykli naprężenia [ $\text{km}^{-1}$ ][ $\text{h}^{-1}$ ] [ $\text{rok}^{-1}$ ]	Trwałość eksploatacyjna elementu [cykle] $10^{-7}$	Źródło
1	2	3	4	[5]
Okrętowe urządzenia pokładowe	40000 h	1000	4,00	[3]
Wrzeczona obrabiarek skrawających do metalu	24000 h	33600	80,6	[4]
Wysięgnik żurawia KM-602 A	8000 h	1476	1,18	[5]
Wałek główny skrzyni biegów: a/samochodu osobowego Polonez b/samochodu ciężarowego c/ciągnika rolniczego	300000 km 200000 km 14000 h	3500 26000 120000	105 52,0 169	[6] [7] [8]
Wał główny strugarki czterosronnej do drewna	25000 h	360000	900	[9]
Wał główny frezarki poziomej do drewna	16000 h	168000	269	
Wał główny pilarki taśmowej rozdzielczej do drewna	16000 h	42000	67,2	
Wał główny pilarki	25000 h	180000	450	
Wał narzędziowy czopiarki do drewna	25000 h	324000	810	
Rama pilowa traka	25000 h	19200	48,0	
Elementy robocze dojarki mechanicznej	10 lat	165000	1,65	[8]
Elementy robocze wagi-warkownicy	8 lat	5000	$4,00 \cdot 10^{-2}$	
Rolla przenośnika rolkowego do worków i skrzynek	12 lat	120000	$1,44 \cdot 10^{-1}$	
Tarcza dołująca wieloraka uniwersalna	10 lat	750000	$7,50 \cdot 10^{-1}$	
Kafar elementy robocze	10 lat	720000	$7,20 \cdot 10^{-1}$	
Wał glebogryzarki uprawowej zawieszanej	2000 h	12000	2,40	

1	2	3	4	5
Wirnik silników elektrycznych				
a/ szufli mechanicznej	2000 h	84000	16,8	
b/ pługczyki ziemniaków	22400 h	84000	180	
c/ wibromiotu	4000 h	180000	72,0	
d/ pompy wirowej	8000 h	180000	144	
e/ mieszalnika pasz	5400 h	84000	46,0	
f/ wentylatora osiowego	4000 h	84000	33,6	
Rama wózka elektrowozu	10 <sup>6</sup> km	110	11,0	[10]
Rama wózka lokomotywy	10 <sup>6</sup> km	78	7,8	
Dźwignia hamulca nożnego samochodu ciężarowego	200000 km	2	4,60 10 <sup>-2</sup>	
Dźwignia hamulca nożnego samochodu Polonez	300000 km	2,3	6,00 10 <sup>-2</sup>	
Dźwignia sprzęgła samochodu ciężarowego	200000 km	2,0	4,00 10 <sup>-2</sup>	
Dźwignia sprzęgła samochodu Polonez	300000 km	4,0	1,20 10 <sup>-1</sup>	
Wirnik młynka do kawy	200 h	300000	6,00	
Wirnik miksera	300 h	200000	6,00	[11]
Wał kosiarki do trawników	500 h	90000	4,50	
Wał pralki-wirówki	3000 h	90000	27,0	
Dźwigań mostu kolejowego	120 lat	150000	1,80	[12]

### 3. OCENA ROZKŁADU MAKSYMALNYCH AMPLITUD NAPRĘŻEŃ EKSPLOATACYJNYCH POJAZDÓW JEDNOŚLADOWYCH

Analiza rozkładu maksymalnych amplitud naprężeń przeprowadzona została na podstawie zarejestrowanych przebiegów naprężeń eksploatacyjnych różnych pojazdów jednośladowych. Rejestracje przebiegów naprężeń przeprowadzono dla rowerów, motorowerów i motocykla w wybranych warunkach eksploatacji istotnie wpływających na charakter i wartość obciążeń. Warunki te stanowiły podstawę do wyboru odcinków pomiarowych, na których dokonywane były rejestracje naprężeń w trakcie jazdy/w postaci analogowej na taśmie rejestratora - oscylografu/. Liczba miejsc pomiarowych /tensometry pomiarowe/ dla poszczególnych typów pojazdów jednośladowych wynosiła: dla roweru Delta /typ 1264/-10, roweru Wigry /typ 167/-15, roweru Gazela /typ 2285/6, motoroweru Komar /typ 2330/-12, motoroweru Pegaz /typ 710/-13 i motocykla WSK /typ MO6B3/-12. Analizę naprężeń dla określenia rozkładu maksymalnych amplitud naprężenia przeprowadzono dla wybranych, słabych ogniw pojazdów. Schematy obiektów badanych z analizowanymi miejscami pomiarowymi przedstawiono w tabelicy 3.

Analizę poszczególnych realizacji pod kątem określenia typu oraz parametrów rozkładu maksymalnych amplitud naprężenia przeprowadzono według poniżej przedstawionego algorytmu postępowania. Każdą realizację dzielono na równe przedziały czasowe, w których znajdowano wartość średnią

Tablica 2

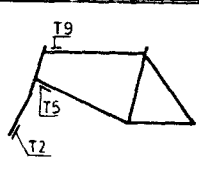
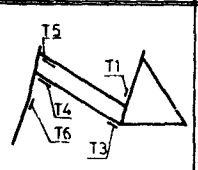
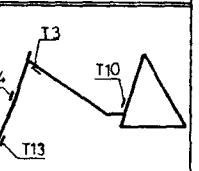
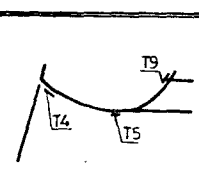
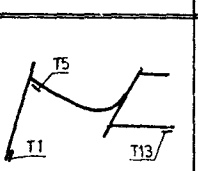
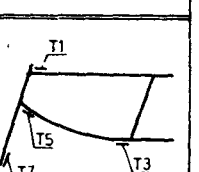
Zestawienie liczby cykli zmian naprężenia eksploatacyjnego dla ważniejszych elementów pojazdów jednośladowych w okresie całkowitej złożonej trwałości

Nazwa elementu pojazdu	Założona (projektowana) trwałość [Lkm]			Jednostkowa liczba obciążenia [cykli / km]								Trwałość elementu wyrażona liczbą cykli $\times 10^{-7}$				
				Rodzaj pojazdu *												
	D	W	P	K	M	D	W	P	K	M	D	W	P	K	M	
2	3		4		5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	
Rama						2991	2891	2472	2307	2107	150	145	371	346	526	
Widlec						2803	2761	3110	3110	4279	140	138	467	467	107	
Oś przednia						2803	2761	2894	2907	4279	140	138	434	436	107	
Oś (wałek) przekładni głównej						222	218	7200	6000	4077	0111	0109	108	900	102	
Oś tylna	5000		15000		25000	2800	2780	2900	2900	3321	140	139	435	435	830	
Wał korbowy						—	—	7200	6000	4077	—	—	108	900	102	
Dźwignia hamulca						4	4	123	123	263	200 $\times 10^3$	200 $\times 10^3$	185 $\times 10^3$	185 $\times 10^3$	673 $\times 10^3$	
Dźwignia sprzęgła						—	—	189	189	385	—	—	284 $\times 10^3$	284 $\times 10^3$	163 $\times 10^3$	
Pedał mechanizmu korbowego						120	109	—	—	—	600 $\times 10^2$	545 $\times 10^2$	—	—	—	
Wirnik prądnicy rowerowej						159	159	—	—	—	795 $\times 10^2$	795 $\times 10^2$	—	—	—	

\*W-rower Wigry, D-rower Delta, P-motorower Pegaz, K-motorower Komar, M-motocykl WSK

Tablica 3

Schematy pojazdów jednośladowych z zaznaczonymi

Rower DELTA (1264)	Rower GAZELA (2285)	Rower WIGRY (167)
		
Motorower PEGAZ (710)	Motorower KOMAR (2330)	Motorowki WSK (M0683)
		

oraz maksymalną amplitudę sygnału w stosunku do wartości średniej.

Długość przedziału czasowego ustalono w ten sposób, aby korelacja wartości naprężeń w dwóch sąsiednich przedziałach była pomijalnie mała [1]. Na podstawie wcześniejszych ocen statystycznych obciążeń eksploatacyjnych pojazdów jednośladowych [9] szerokość przedziału ustalono jako stałą i wynosiła ona 3 sek. W tym czasie występuje około 60 cykli zmian obciążenia o różnej wartości. Wartość średnią naprężenia w poszczególnych przedziałach wyznaczono z zależności:

$$S_{mj} = \frac{\sum_{j=1}^l S_{gj} + \sum_{j=1}^l S_{dj}}{2l} \quad \text{mm} \quad (1)$$

gdzie:

$S_{gj}$  - maksymalna j-ta wartość sygnału w przedziale względem poziomu "0" w mm,

$S_{dj}$  - minimalna j-ta wartość sygnału w przedziale podana względem poziomu "0" w mm,

$l=5-7$  - liczba rozpatrywanych /mierzonych/ maksymalnych i minimalnych sygnałów w przedziale,

$i$  - numer przedziału czasowego  $i=1,2,\dots, m$ .

Wyniki pomiaru amplitudy naprężenia /wartość sygnału/ przedstawiono w mm ze względu na sposób odczytu z oscylogramu. Wartość rzeczywistą w MPa otrzymuje się przez pomnożenie tej wartości przez stałą  $K$  w [MPa/mm] /naprężenie jednostkowe/ wyznaczoną dla każdej realizacji.

Wartość maksymalną amplitudy w przedziale wyznaczono z zależności:

$$S_a \max = |S_{\max j} - S_{m j}| \quad \text{mm} \quad (2)$$

przy czym  $S_{\max}$  jest to lokalne ekstremum wartości sygnału ze zbioru  $\{S_{\xi, \text{Usd}}\}$  w rozpatrywanym  $i$ -tym przedziale. Poziom "0" odpowiadał wartości sygnału dla obciążenia statycznego pojazdu /prędkość pojazdu  $V = 0$ /.

Otrzymana z zależności (1) i (2) odpowiednio wartość naprężenia średniego  $S_{m_i}$  oraz amplitudy /naprężenia/ maksymalnej  $S_a \max_j$  stanowiły zbiór danych charakteryzujących poszczególne przedziały czasowe realizacji. Analiza statyczna dla całej realizacji polegała na określeniu wartości średniej naprężenia  $\bar{S}_m$  oraz parametrów rozkładu maksymalnych amplitud  $S_a \max$  ze wzorów:

$$\bar{S}_m = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m S_{m_j} \quad \text{mm} \quad (3)$$

Małe zmienności wartości  $S_{m_i}$  oraz mały wpływ tej zmienności na trwałość zmęczeniową spowodowały, że zaniechano w tej pracy wyznaczania rozkładu  $S_{m_i}$ , a zatem i wyznaczania odchylenia standardowego.

$$S_a \max = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m S_a \max_i \quad \text{mm} \quad (4)$$

$$s_{S_a \max} = \sqrt{\frac{1}{m-1} \sum_{i=1}^m (S_a \max_i - \bar{S}_a \max)^2} \quad \text{mm} \quad (5)$$

$$\delta_{S_a \max} = \frac{s_{S_a \max}}{\bar{S}_a \max} \quad \text{mm} \quad (6)$$

Określenie typu rozkładu maksymalnych amplitud w realizacji oparto na hipotezie zerowej, że jest on normalny. Hipotezę tę sprawdzono metodą graficzną oraz testowano zgodność nieparametrycznym testem istotności  $\chi^2$  [5].

Analizowano 62 zbiory danych /oznaczone symbolem AM i kolejnym numerem/. Otrzymane metodą graficzną oraz analityczną parametry rozkładów dla poszczególnych realizacji wykazały dla niektórych z nich /przebiegi obciążeń dla tych samych warunków pomiarowych/ nieistotne różnice. Wysiwnięto więc hipotezę  $H_0$ : próby pochodzą z jednej populacji. Hipotezę tę sprawdzono nieparametrycznym testem serii [5]. Pozytywny wynik testu pozwolił na połączenie tych realizacji i rozpatrywanie zagadnień dotyczących naprężeń średnich oraz maksymalnych amplitud łącznie.

Brak istotnych różnic parametrów rozkładów i wynik testu statystycznego wskazujący na pochodzenie z tej samej populacji świadczą o możliwości zastępowania wyznaczania rozkładu amplitud maksymalnych "po realizacjach" analizą podzielonej odpowiednio długiej jednej realizacji. Dokonano zatem połączeń zbiorów o tych samych parametrach statystycznych. W wyniku tego połączenia całkowita liczba zbiorów danych wynosiła 41. Dla tych zbiorów sprawdzono hipotezę  $H_0$ : dane w poszczególnych zbiorach posiadają rozkład normalny.

Zestawienie wyników analizy obciążeń eksploatacyjnych pojazdów jednośladowych

Nazwa i typ pojazdu	Punkt pomiarowy	Ciężar Średni [MPa]			Ciężar Maksymalny [MPa]			Ciężar Minimalny [MPa]			Typ rozkładu maksymalnych amplitud	Współczynnik wypiętlenia $\lambda$				
		B	P	A	B	P	A	B	P	A		B	P	A	S	
2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14				
Rower GAZELA (2285)	T6	77			0,2338											
	T1	133	113	32	0,3264	0,3449	0,2327									
	T4	91			0,1744											
	T5	117			0,2572											
	T3	38			0,2445											
Rower DELTA (1264)	T9	116	96	45	0,2385	0,2375	0,4418									
	T5	95	89	42	0,1983	0,1811	0,1324						0,25			
	T2		89			0,3187							0,36			
Rower WIGRY (167)	T13	89	115	57	0,2148	0,2375	0,2254									
	T14	97			0,1946								0,34			
	T3	86	89	31	0,2229	0,1872	0,0907						0,29			
	T10	95	120	65	0,1607	0,1689	0,1062						0,40			
	T13	93	50	54	0,2277	0,1637	0,2373						0,30			
Motorower KOMAR (2330)	T1		145			0,3312										
	T5															
	T5	107	129	83	0,3036	0,3972	0,2141						0,25			
Motorower PEGAZ (710)	T4												0,34			
	T4	107	129	83	0,3036	0,3972	0,2141						0,38			
Motorcykl WSK (MO683)	T3	51	35	59	0,1433	0,2015	0,1455									
	T1	123	110	131	0,1741	0,2773	0,1239						0,27			
	T7	74	67	49	0,1303	0,1301	0,1229						0,29			
	T5	154	126	80	0,1530	0,2273	0,1950						0,37			
	T5												0,27			

Objaśnienia: A- nawierzchnia asfaltowa, B- bruk, P-droga nieutwardzona, S-widmo sumaryczne

Dla wybranych zbiorów sprawdzenie hipotezy przeprowadzono graficznie /rys.2/, a dla wszystkich analitycznie. W wyniku przeprowadzonych analiz statystycznych otrzymano, że nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy o normalności rozkładu amplitud maksymalnych dla 39 spośród 41 analizowanych zbiorów amplitud maksymalnych. W tabelicy 4 zestawiono rzeczywiste wartości obciążeń eksploatacyjnych pojazdów jednośladowych dla wybranych rejestracji naprężeń w analizowanych obiektach.

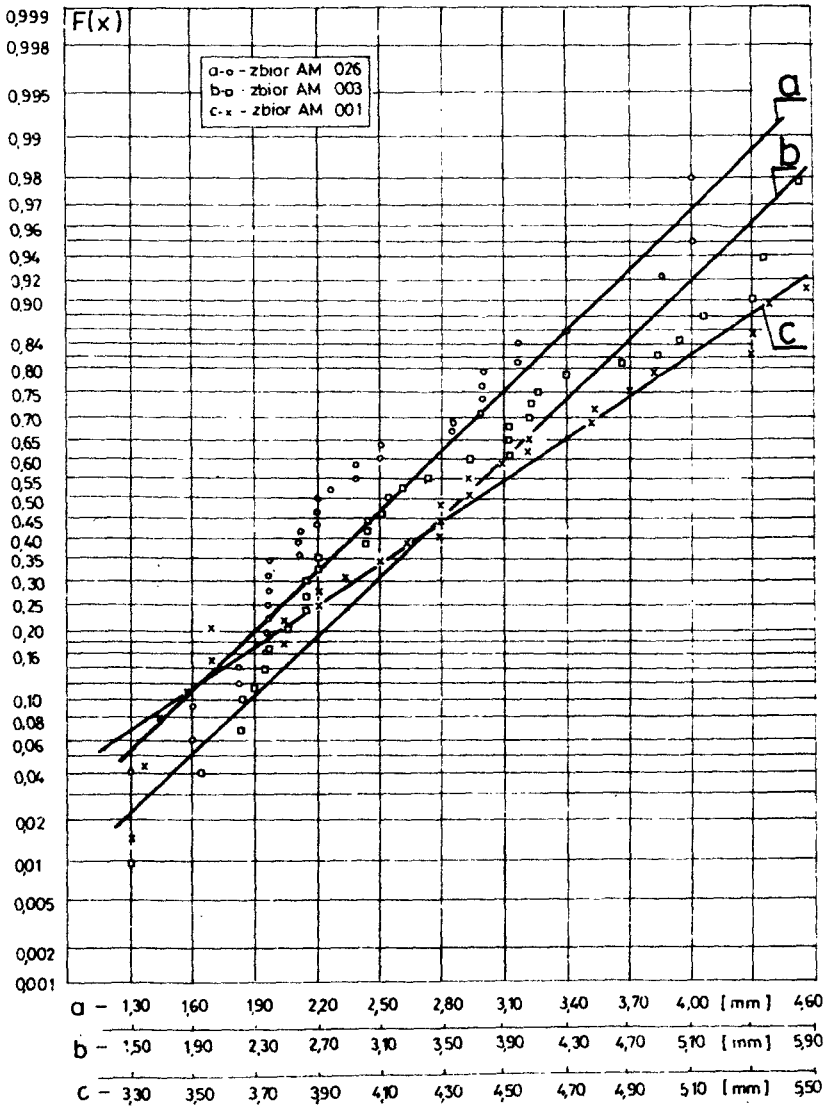
#### 4. ANALIZA WYNIKÓW

A. Przedstawione w tabelicy 1 wyniki analizy obejmowały podstawowe elementy robocze maszyn rolniczych, pojazdów, obrabiarek, elektrotechnicznego sprzętu gospodarstwa domowego itd. Przedstawione dane dotyczą stosunkowo niewielkiej liczby obiektów technicznych. Wydaje się jednak, że poszerzenie zakresu analizy o inne maszyny i urządzenia nie zmieniłoby obrazu dotyczącego ilości elementów konstrukcyjnych, projektowanych w poszczególnych zakresach trwałości zmęczeniowej.

Na podstawie przeprowadzonej analizy można stwierdzić, że elementy pracujące w zakresie nieograniczonej trwałości stanowią zdecydowaną większość /ponad 90%/. Analiza wyników zebranych w tabelicy 2 wykazuje, że również podstawowe elementy pojazdów jednośladowych, decydujące o bezpieczeństwie użytkowania /rama, widelec, osie/, w okresie eksploatacji powinny przenieść liczbę powyżej  $10^7$  zmian obciążenia. Analiza liczby cykli zmian obciążenia, wynikająca z założonej trwałości elementu konstrukcyjnego, ujmowała cykle o różnych wartościach amplitud  $S_a$ . Część tych amplitud o wartości mniejszej od 0,4 - 0,5 granicy zmęczenia nie ma wpływu na trwałość zmęczeniową. Można je więc pominąć w badaniach i obliczeniach. Ilościowy udział tych obciążeń otrzymać można przeprowadzając szczegółową analizę charakteru obciążenia i wyznaczając widmo obciążeń. Postępowanie takie przeprowadzone dla pojazdów jednośladowych pozwoliło pominąć naprężenia nie wpływające na trwałość zmęczeniową. Wyniki przedstawione w tabelicy 2 ujmują więc tylko liczby cykli zmian naprężenia powodujących uszkodzenie zmęczeniowe.

B. Przeprowadzone w 3 punkcie analizy rozkładów maksymalnych amplitud naprężeń dotyczyły podstawowych elementów pojazdów jednośladowych. Wyznaczony wyżej zakres założonej trwałości eksploatacyjnej tych elementów, wskazujący na konieczność stosowania metod probabilistycznych oceny trwałości zmęczeniowej, wykazał potrzebę wyznaczania typu i parametrów rozkładu maksymalnych naprężeń. Odpowiednia /statystycznie/ liczba elementów zbiorów poszczególnych realizacji pozwala sądzić, iż uzyskane wyniki nie są obarczone dużym błędem, a sformułowane wnioski są prawidłowe. Duża liczba realizacji poddanych analizie stanowi dodatkową tego gwarancję. Wyniki testowania normalności rozkładu maksymalnych amplitud naprężeń dla różnych realizacji wykazują, że na 41 zbiorów danych tylko w dwóch przypadkach nie został potwierdzony testem rozkład normalny. Stanowi to około 5% ogólnej liczby analizowanych przebiegów naprężeń. Parametry rozkładu /średnia i współczynnik zmienności/maksy -





Rys.2. Rozkład amplitud maksymalnych zbiorów danych AM001, AM03, AM026 .

malnych amplitud naprężeń, zestawione w tablicy 4 wskazują, że najniekorzystniejsze obciążenia występują przy jeździe po bruku i drodze polnej. Stwierdzenie to dotyczy rowerów i motorowerów. W przypadku motocykla rodzaj nawierzchni nie ma wpływu na wartość naprężeń, a przyczyna tkwi w "wyrównywaniu" nierówności /bruk i droga polna/ ze wzrostem prędkości jazdy przez prawidłowo skonstruowane zawieszenie. Otrzymane współczynniki zmienności maksymalnych amplitud naprężeń /w przypadku motocykla/ są stosunkowo małe - porównywalne ze współczynnikami  $\psi_s$  rowerów i motorowerów przy jeździe po asfalcie. Jazda po bruku  $\psi_s^{\max}$  i drodze polnej /w przypadku rowerów i motorowerów/ charakteryzowana jest dużo większym  $\psi_s$ . Ponieważ również wartość średnia maksymalnych amplitud naprężeń  $\sigma_s^{\max}$  jest dla bruku i drogi polnej niekorzystna, stąd w badaniach i obliczeniach związanych z oceną trwałości zmęczeniowej jako podstawę należy przyjmować te wartości.

## 5. WNIOSKI

1. Z przedstawionej analizy wynika, że z założonej w projektowaniu ograniczonej trwałości maszyn wynika dla znacznej ilości ich elementów nieograniczona trwałość zmęczeniowa /szacunkowo około 90%/.
2. W przypadku pojazdów jednośladowych nieograniczoną trwałość zmęczeniową należy zakładać dla elementów układu nośnego i większości elementów układów napędowych.
3. Analiza statystyczna rozkładów wartości maksymalnych amplitud w pomierzonych w warunkach eksploatacji przebiegach naprężeń zmęczeniowych wykazała, że w 95% badanych przebiegach nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy o normalności ich rozkładu. Z analizy tej wynika ponadto, że wartości współczynnika zmienności amplitud, ważne w obliczeniach prawdopodobieństwa pęknięcia zmęczeniowego, zależne są od warunków pomiarów /prędkości jazdy i nawierzchni/ i wynoszą od 0,16 do 0,30 dla nawierzchni brukowej oraz od 0,09 do 0,23 dla asfaltu.
4. Intensywność obciążeń zależy od współczynnika wypełnienia widma, który dla badanych przebiegów naprężeń wynosił od 0,23 do 0,41, co nie odbiega od danych spotykanych w literaturze.

## LITERATURA

- [1] Bendat J.S., Piersol A.G.: Metody analizy pomiaru sygnałów losowych. PWN, Warszawa 1976
- [2] Dokumentacja Techniczno-Ruchowa : Tokarka uniwersalna szybkoobrotowa, Zakłady Mechaniczne Tarnów
- [3] Dokumentacja Techniczno-Ruchowa : Obrabiarki do drewna. Fabryka Obrabiarek do Drewna, Bydgoszcz 1987

- [4] Figura J., Góra A.: Prognozowanie wymian profilaktycznych w parku maszynowym. Materiały Konferencji Eksploatacja 86', ZG SEMiUT SIMP, Warszawa 1986
- [5] Greń J.: Statystyka matematyczna. Modele i zadania. PWN, Warszawa 1982
- [6] Gurney T.R.: Zmęczenie konstrukcji spawanych. WNT, Warszawa 1973
- [7] Kocańda S., Szala J.: Podstawy obliczeń zmęczeniowych. PWN, Warszawa 1985
- [8] Kugiel R.: Trwałość samochodu. WKK, Warszawa 1966
- [9] Kugler J., Szala J.: Ocena statystyczna obciążeń eksploatacyjnych pojazdów mechanicznych. Zeszyty BTN, Bydgoszcz, 13, 1981
- [10] Migdalski J. i inni: Poradnik niezawodności. Podstawy matematyczne. Wydawnictwa Przemysłu Maszynowego "WEMA", Warszawa 1982
- [11] Serensen S.V., Kogaev V.P., Šnejderovič R.: 'Nesuščaja sposobnost' i rasčety detalej mašin na pročnost'. Moskwa, Mašinostroenie 1975
- [12] Sobczykiewicz W.: Wrażliwość zmęczeniowa spawanych stali o podwyższonej wytrzymałości na statystyczne widmo obciążeń występujące w wysięgach kratowych żurawi i jezdniowych. Rozprawa doktorska. Politechnika Warszawska, 1972
- [13] System maszyn rolniczych i leśnych. Tom 1, PWRiL, Warszawa 1973
- [14] Szala J., Przybyliński B., Zawiślak S.: Prawdopodobieństwo zniszczenia zmęczeniowego elementów konstrukcyjnych w zakresie nieograniczonej trwałości. ZN ATR nr 144 /31/, Bydgoszcz 1988
- [15] Szala J.: Zagadnienia równoważnej amplitudy naprężeń w ocenie trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych. Mechanika Teoretyczna i Stosowana, 2, 1988
- [16] Wiśniewski Z.: Badania widma naprężeń w konstrukcjach. Przegląd Mechaniczny 6, 1983

#### SOME REMARKS ON ANALYSIS OF CONSTRUCTION PARTS FATIGUE LOAD

##### Summary

The first problem, which is considered in the paper, concerns analysis of designed fatigue life of machines and their parts. The list of elements, which are designed assuming unlimited fatigue life, is presented in the paper. The problem of statistical distribution of maximal stress amplitude in load spectrum is considered, too. Normal distribution is showed for basic construction parts of one-truck-vehicles.

Bronisław Siołkowski

STABILNOŚĆ PRACY MIESZALNIKÓW CIECZY  
Cz. I. ZESPOŁY MIESZAJĄCE Z WAŁAMI SZTYWNYMI

O stabilności pracy mieszalników cieczy decydują drgania poprzeczne zespołów mieszających. W pracy przedstawiono badania wpływu oporów ruchu na amplitudy precesji ruchu zespołów mieszających łącznie z wpływem na amplitudy rezonansowe i obniżenie częstości rezonansowej. Sformułowany został warunek stabilności w postaci  $\omega \leq a \cdot \omega_0$  i określono parametr  $a$  w zależności od warunków technicznych eksploatacji mieszalników.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

- $a$  - parametr stabilności ruchu zespołu mieszającego,
- $C$  - parametr uwzględniający rodzaj mieszadła,
- $d_m$  - średnica mieszadła, m,
- $D$  - średnica zbiornika, m,
- $e$  - promień niewyrównoważenia statycznego masy wału w przekroju pomiaru amplitudy, mm,
- $r$  - amplituda precesji ruchu zespołu mieszającego, mm,
- $r_k$  - amplituda precesji ruchu zespołu mieszającego w rezonansie, mm,
- $r_t$  - teoretyczna amplituda precesji zespołu mieszającego, mm,
- $r_{dop}$  - technicznie dopuszczalna amplituda precesji zespołu mieszającego, mm,
- $\varepsilon$  - współczynnik obniżenia częstości rezonansowej,
- $\eta_c$  - dynamiczny współczynnik lepkości cieczy, mPas,
- $\rho_c$  - gęstość cieczy,  $kg/m^3$ ,
- $\omega$  - prędkość kątowa zespołu mieszającego, 1/s,
- $\omega_k$  - częstość krytyczna zespołu mieszającego, 1/s,
- $\omega_0$  - częstość własna zespołu mieszającego, 1/s,
- $\mu$  - współczynnik uwielokrotnienia amplitudy precesji,
- $\mu_k$  - współczynnik uwielokrotnienia amplitudy rezonansowej precesji,
- $\mu_t$  - teoretyczny współczynnik uwielokrotnienia amplitudy precesji.

1. WSTĘP

W mieszalnikach mechanicznych zaburzenia ruchu i pracy elementów mechanicznych spowodowane są drganiami poprzecznymi zespołów mieszających. Charakter i parametry tych drgań determinowane są wartościami trzech sił: sprężystości wału, niewyrównoważenia mas zespołu mieszającego oraz oddziaływania mieszanej cieczy. Siły oddziaływania mieszanej cieczy działają jak siły tłumiące i wymuszające drgania poprzeczne zespołu mieszającego.

Wymuszające działanie mieszanej cieczy na zespół mieszający szybkoobrotowych mieszalników nabiera praktycznego znaczenia na ogół dopiero w obszarze za obrotami krytycznymi pierwszego rodzaju [6]. Z tego względu, omawiając stabilność pracy mieszalników z zespołami mieszającymi z wałami sztywnymi, uwzględniać należy tylko tłumiące działanie mieszane go ośrodka.

Tłumiące działanie mieszanej cieczy, jak każda forma oporu ruchu drgającego, wywołuje:

- tłumienie amplitudy precesyjnego ruchu zespołu, zwłaszcza w obszarze rezonansowym,
- obniżenie częstości rezonansowej ruchu drgającego,
- opóźnienie fazowe przemieszczenia w stosunku do siły wymuszającej, którą w rozważanym przypadku jest wirująca siła wypadkowa niewy - równoważonych mas zespołu.

Efekty te, zwłaszcza pierwszy i drugi, mają istotne znaczenie dla problemu stabilności pracy mieszalników. Efekt pierwszy, zmniejszając amplitudę precesji, umożliwi w miarę stabilną pracę zespołu w pobliżu rezonansu podstawowego oraz łagodniejsze przechodzenie przez rezonans w czasie rozbiegu i wybiegu zespołu pracującego za rezonansem podstawowym. Drugi natomiast zmniejsza ograniczony od góry obszar pracy przed rezonansem podstawowym, gdyż przesuwając rezonansowy pik amplitudy w kierunku mniejszej prędkości. Z teorii drgań wiadomo, że tłumienie amplitudy rezonansowej i obniżenie częstości rezonansowej są ze sobą skojarzone tzw. linią wierzchołków /linia 1 na rysunkach 4 i 5/. W przypadkach zespołów mieszających /ruchu elementu ciała stałego w ośrodku lepkiem/ obniżenie częstości rezonansowej spotęgowane jest masą towarzyszącą mieszanej cieczy /masą związaną z mieszadłem siłami aghezji/. [1,9].

Poprawne projektowanie warunków pracy szybkoobrotowych zespołów mieszających wymaga znajomości prędkości krytycznych /częstości własnych/ zespołów: podstawową i drugą harmoniczną. Dotychczasowa praktyka w tym zakresie ograniczała się najczęściej do obliczania podstawowej prędkości krytycznej przy założeniu, że podpory łożyskowe wału zespołu mieszającego są doskonale sztywne. Do obliczania stosowano metody i wzory przybliżone, prezentowane w pracach [2,3,5,10]. Autor niniejszego opracowania w pracach [6 i 8] wykazał, że stosowane metody przybliżone są wystarczająco dokładne, ale tylko do obliczania podstawowej częstości krytycznej zespołów z wałami pryzmatycznymi. Wprowadzenie średnicy zastępczej wału stopniowanego prowadzi do znacznych błędów dochodzących do 30% i więcej. Sądzę, że w obecnej dobie racjonalny sposób obliczeń częstości własnych powinien wykorzystywać jedną z komputerowych metod elementów skończonych, umożliwiających uwzględnienie podatności podpór, których współczynniki sprężystości dla typowych rozwiązań mieszalników należy określić doświadczalnie. Przykładowo metoda SES /sztywnych elementów skończonych/ według programu DRGSWO, używanego przez autora w pracach [6,8], jest bardzo prosta w stosowaniu, uwzględnia podatność podpór i daje dobre wyniki przy obliczaniu częstości własnych typowych zespołów mieszających, pomimo że nie uwzględnia wpływ momentów żyroskopowych. Wpływ ten, jak wykazał autor w

pracy [6], w najbardziej sprzyjających warunkach /dla mieszadeł turbiniowych tarczowych/ wynosi do 1,3% dla wałów podpartych jednostronnie i do 6% dla wałów ułożyskowanych dwustronnie. Momenty żyroskopowe zwiększają częstości własne, bo w zespołach mieszających prawidłowo zmontowanych może wystąpić tylko precesja współbieżna.

## 2. BADANIA EFEKTÓW TŁUMIĄCEGO DZIAŁANIA MIESZANEJ CIECZY

Omówione wyżej dwa podstawowe dla problemu stabilności efekty tłumienia określa się współczynnikami:

- obniżenia częstości rezonansowej

$$\varepsilon = \frac{\omega_k}{\omega_0} \quad (1)$$

- uwielokrotnienia amplitudy

$$\mu = \frac{r}{e}, \quad \mu_k = \frac{r_k}{e} \quad (2)$$

gdzie  $e$ , jako promień niewyrównowazenia masy wału zespołu mieszającego w miejscu pomiaru amplitudy precesji, w praktycznych badaniach autor przyjmował połowę bicia osi wału. W takim ujęciu zakłada się, że materiał wału jest jednorodny.

Wspomniana we wstępie linia wierzchołków jest funkcją

$$\mu_k = f / \varepsilon, \quad (3)$$

która dla drgań układu liniowego tłumionego liniowym oporem wiskotycznym przyjmuje postać

$$\mu_k = \frac{1}{\sqrt{1 - \varepsilon^4}} \quad (4)$$

z innych form tłumienia znany jest charakter zależności (3) dla tłumienia tarciami konstrukcyjnym o eliptycznej pętli histeryzy [4]. Graficzne obrazy tych funkcji przedstawione są na rysunku 4, ilustrującym analizę wyników badań.

Badania efektów tłumiącego działania mieszanej cieczy autor wykonał na stanowisku badawczym, którym był modelowy mieszalnik z wymiennymi elementami. Badania wykonane zostały według programu statystycznego, zdeteminowanego monoselekcyjnego o modelach matematycznych:

$$\varepsilon = f/C, D/d_m, \omega_0, \varphi_c, \eta_c, D/ \quad (5)$$

$$\mu_k = f/C, D/d_m, \omega_0, e, \varphi_c, \eta_c, D/ \quad (6)$$

w których parametr  $C$  uwzględnia rodzaj mieszadła, a pozostałe wielkości, zgodnie z wykazem oznaczeń, uwzględniają stosunki wymiarowe zbiornika i mieszadła, sztywność wału zespołu mieszającego, jego bicie statyczne i

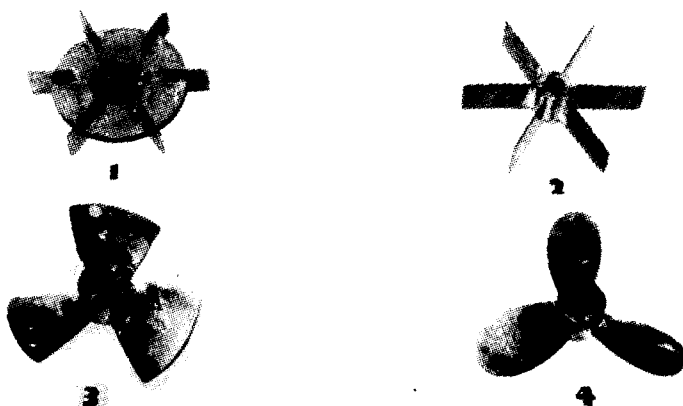
własności mieszanej cieczy. Niezależnie od stosunku  $D/d_m$  przyjęta w modelach (5) i (6) średnica zbiornika  $D$  uwzględnia wpływ skali modelu, bo tłumienie cieczy ma charakter nieliniowy, a więc pomimo zachowania podobieństwa geometrycznego i dynamicznego mieszalnika modelowego, wpływ skali może się pojawić. Badania wykonane zostały dla selekcyjnych zestawów stanowiska zestawionych w tabelicy 1, a rodzaje stosowanych mieszadeł przedstawione na rysunku 1.

Tablica 1  
Parametry wyselekcjonowanych zestawów stanowiska badanego

Numer zestawu stanowiska badawczego	Rodzaj mieszadła	Średnica zbiornika $D$ [mm]	Stosunek $D/d_m$		Dane cieczy		Dane zespołu mieszającego		
					$\rho_c$ [mPas]	$\rho_c$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Numer wału	Promień $e$ [mm]	Częstość własna $\omega_0$ [1/s]
1	MT1	525	2,63	3,00	1	1000	1	0,4	25,1 27,0
			3,75	5,25					28,0 29,5
2	MT2	525	2,63	3,00	1	1000	1	0,4	25,4 27,2
			3,75	5,25					29,3 30,9
3	MT1	525	2,63	3,00	160	1290	1	0,4	25,1 27,0
			3,75	5,25					28,0 29,5
4	MT1	525	3,00	3,75	1	1000	2	0,25	24,0 28,0
			5,25						29,7
5	MT1	525	3,00	3,75	1	1000	3	0,25	43,6 49,2
			5,25						50,5
6	MT1	292	2,09	2,92	1	1000	4	0,20	42,9 43,5
			3,89						44,7
7	MT1	292	2,09	2,92	1	1000	2	0,20	28,7 30,4
			3,89						30,9
8	MT1	292	2,92	3,89	158	1216	4	0,20	43,5 44,7
9	MT1	292	2,92	3,89	158	1216	2	0,20	30,4 30,9
1	MŚ1	525	2,63	3,00	1	1000	3	0,25	47,6 48,2
			3,75	5,25					49,2 49,7
2	MŚ1	525	2,63	3,00	1	1000	2	0,25	26,3 27,3
			3,75	5,25					28,3 29,1
3	MŚ1	292	2,09	2,92	1	1000	4	0,20	42,5 43,5
			3,89						44,5
4	MŚ1	292	2,09	2,92	1	1000	2	0,20	28,8 29,3
			3,89						29,8
5	MŚ1	292	2,09	2,92	158	1216	4	0,20	42,5 43,5
			3,89						44,5

cd.tablicy 1

6	MŚ1	292	2,09 3,89	2,92	158	1216	2	0,20	28,8 29,8	29,3
7	MŚ2	292	2,09 3,65	2,65	1	1000	4	0,20	42,1 44,0	43,2
8	MŚ2	292	2,09 3,65	2,65	158	1216	4	0,20	42,1 44,0	43,2



Rys.1. Typy mieszadeł stosowanych w badaniach:  
1-turbinowe tarczowe otwarte /standardowe, 2-turbinowe otwarte o pełnej długości łopatek, 3-śmigłowe o poszerzonych łopatkach, 4-śmigłowe standardowe

Dla każdego selekcyjnego zestawu stanowiska wykonanych zostało od 2 - 4 charakterystyk amplitudowych, czyli zależności

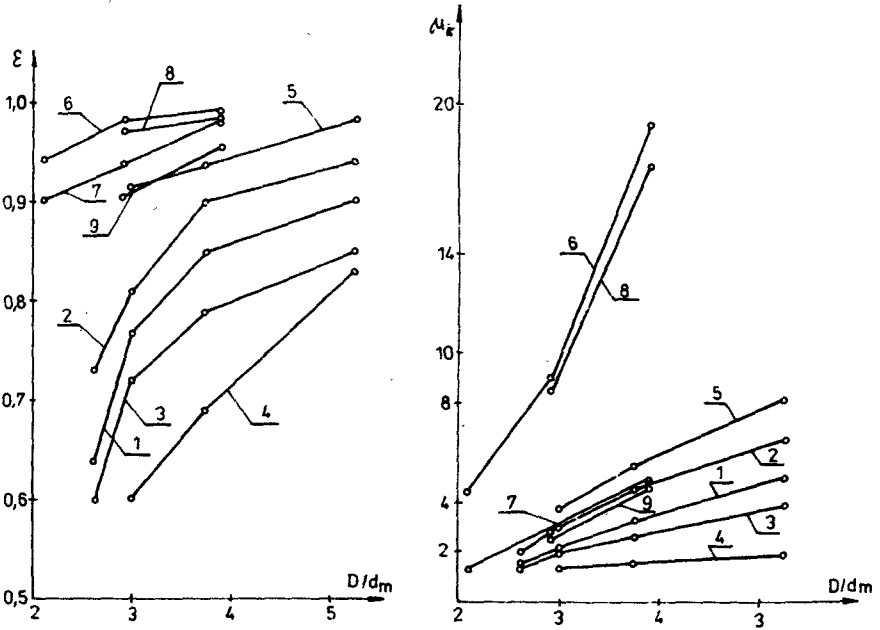
$$\mu = \tau / \omega, \quad (7)$$

z których można określić wartości współczynników  $\epsilon$  i  $\mu_k$ . Pozwoliło to na zebranie 54 par liczb, wartości tych współczynników, umożliwiającą graficzne ich przedstawienie w układach  $\epsilon - D/d_m$ ,  $\mu_k - D/d_m$  i  $\epsilon - \mu_k$ . Na rysunkach 2 i 3 przedstawione są wykresy zależności  $\epsilon = f(D/d_m)$  i  $\mu_k = f(D/d_m)$  dla zespołów z mieszadłami turbinowymi i śmigłowymi zgodnie z zestawami podanymi w tabelicy. Z analizy tych wykresów wynikają następujące spostrzeżenia ogólne:

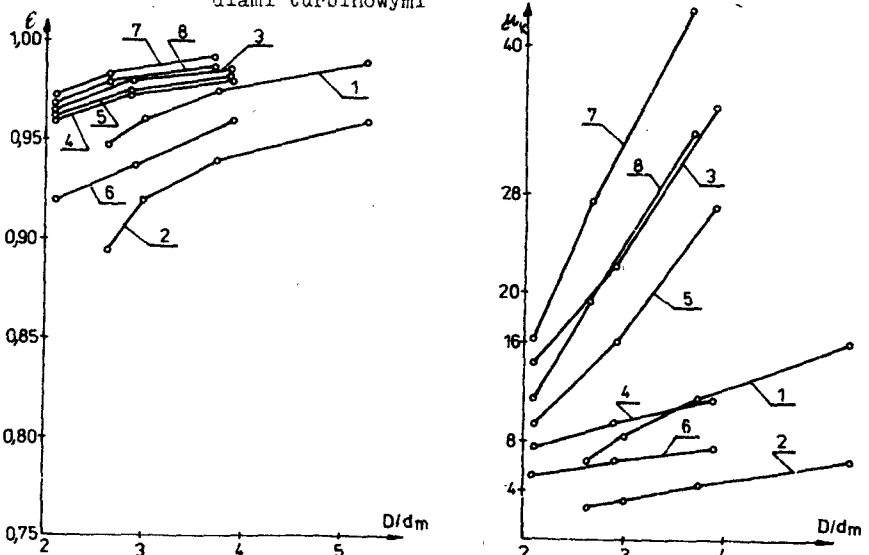
- 1/ wszystkie czynniki wchodzące do modeli matematycznych (5) i (6) są istotne. Wpływy ich na efekty tłumienia są takie, że jeżeli zwiększają energię turbulencji w stosunku do energii sprężystości wału, to efekty tłumienia są większe /relatywnie współczynniki  $\epsilon$  i  $\mu_k$  są mniejsze/,



- 2/ współczynniki  $\varepsilon$  i  $\mu_k$  są ze sobą sprzężone, tzn. im mniejszy jest współczynnik  $\varepsilon$  tym mniejszy jest również współczynnik  $\mu_k$ ,
- 3/ tłumienie amplitudy w zespołach z mieszadłami turbinowymi jest intensywniejsze o ponad dwa razy niż w zespołach z mieszadłami śmigłowymi w analogicznych warunkach.

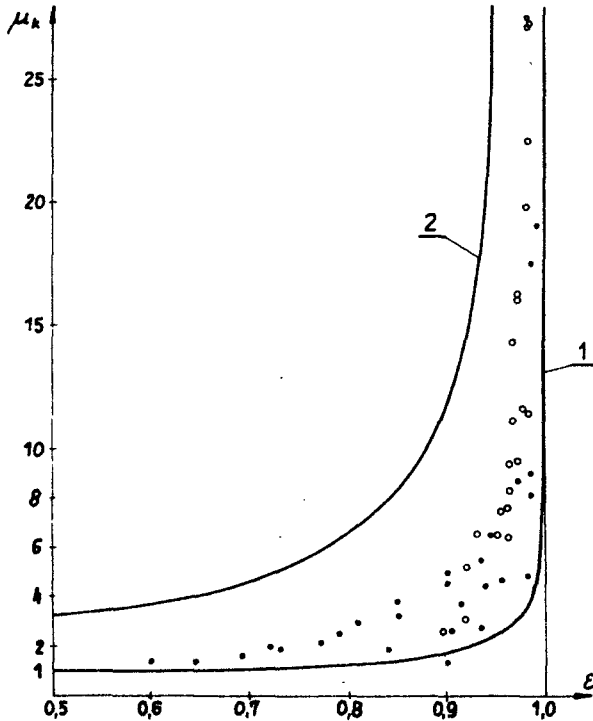


Rys. 2. Wykresy zależności  $\varepsilon = f / D/d_m$  i  $\mu_k = f / D/d_m$  dla zespołów mieszających z mieszadłami turbinowymi



Rys. 3. Wykresy zależności  $\varepsilon = f_m D/d_m$  i  $\mu_k = f / D/d_m$  dla zespołów mieszających z mieszadłami śmigłowymi

Uogólnieniem wyników tych badań, których ilość jest zbyt mała do wyznaczenia funkcji aproksymujących modeli (5) i (6), jest przedstawienie tłumienia w rezonansie w układzie  $\varepsilon - \mu_k$  /rys.4/. Linie 1 i 2 są liniami



Rys.4. Efektywność tłumienia amplitudy rezonansowej i obniżenia częstości rezonansowej w :  
 1-układzie mechanicznym z tłumieniem wiskotycznym liniowym według zależności (4), 2-układzie mechanicznym z tłumieniem konstrukcyjnym o eliptycznej pętli histerezy według [4], •-zespołach mieszających z mieszadłami turbinowymi w warunkach określonych danymi tablicy, ○-zespołach mieszających z mieszadłami śmigłowymi w warunkach określonych danymi tablicy

wierzchołkowymi charakterystyk amplitudowych różnych form tłumienia. Przedstawiają więc różne wzajemne relacje współczynników  $\varepsilon$  i  $\mu_k$  - dla liniowego tłumienia wiskotycznego /linia 1/ i nieliniowego tłumienia tarcie konstrukcyjnym /linia 2/. Różne położenie tych linii wynika z różnych kształtów charakterystyk amplitudowych. Charakterystyki amplitudowe z tłumieniem liniowym wiskotycznym posiadają piki wierzchołków rezonansowych symetryczne względem prostej pionowej, wystawionej na osi odciętych w punkcie  $\omega = \omega_0$  /linie przerywane na rysunku 5/. Natomiast piki rezonansowe charakterystyk amplitudowych z nieliniowym tłumieniem konstrukcyjnym są pochylone do przodu jak charakterystyki rezonansowe z miękką charakterystyką sprężystości układu mechanicznego [4]. Ponieważ charakterystyki amplitudowe

zespołów mieszających posiadają również symetryczne piki rezonansowe, to zróżnicowanie relacji współczynników  $\varepsilon$  i  $\mu_k$  w stosunku do krzywej 1 wywołane jest wpływem towarzyszącej masy cieczy. Z położenia wierzchołków rezonansowych /punkty na rysunku 4/ widać, że wpływ towarzyszącej masy cieczy na obniżenie częstości rezonansowej w zespołach z mieszadłami turbinowymi i śmigłowymi jest niewielki /punkty te leżą blisko linii 1/.

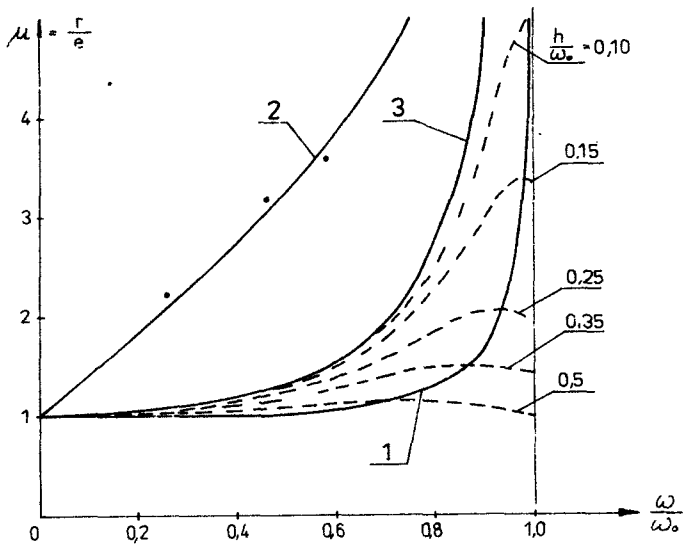
### 3. OKREŚLENIE WARUNKÓW STABILNEJ PRACY MIESZALNIKÓW

O szerokości pasma stabilnej pracy zespołów mieszających z wałami sztywnymi decydują: położenie rezonansu podstawowego i technicznie dopuszczalne wartości amplitud precesji wału. Szerokość tego pasma można zapisać nierównością:

$$\omega \leq a \omega_{01} \quad (8)$$

Określenie wartości obu wielkości stojących po prawej stronie nierówności (8) sprawia wiele kłopotów projektantom mieszalników. O określaniu wartości częstości podstawowej  $\omega_{01}$  i drugiej harmonicznej  $\omega_{02}$ , niezbędnej do projektowania zespołów z wałami giętkimi, wspomniałem we wstępie. Sądzę, że przy obecnych możliwościach obliczeniowych określenie ich wartości w fazie projektowania z dokładnością 6-8% jest możliwe. Zajmiemy się zatem określeniem wartości parametru  $a$ . Zalecenia praktyczne co do wartości tego parametru są różne. W pracy [5] proponuje się przyjmowanie jego wartości 0,7 - 0,8 przy mieszaniu cieczy o  $\eta_c \leq 300$  mPas i  $\rho_c \leq 1500$  kg/m<sup>3</sup> oraz 0,55 - 0,6 przy mieszaniu cieczy o  $\eta_c > 300$  mPas  $\rho_c > 1500$  kg/m<sup>3</sup>. Natomiast w pracy [7] wykazano, że praktycznie poprawne warunki pracy krajowych autoklawów do uwodorniania olejów występują przy  $a \leq 0,224$ . W obu przypadkach o wartości parametru  $a$  decydują amplitudy drgań giętkich wału. Można zatem, zgodnie z teorią stabilności technicznej, ustalać warunki dopuszczalnych amplitud precesji /połowa bicia osi wału/ jako kresy górne stabilnej pracy zespołów, czyli określać parametr  $a$ .

Na rysunku 5 przedstawione są linie wierzchołków z rysunku 4, przy czym linia wierzchołków charakterystyk z tłumieniem tarcie konstrukcyjnym jest przybliżona, bo początkowa jej faza wynika z ekstrapolacji wyników przedstawionych w pracy [4] oraz charakterystyki amplitudowe z tłumieniem wiskotycznym i bez tłumienia /linia 3/. Porównując położenia linii i punktów na rysunkach 4 i 5 można zauważyć, że wierzchołki charakterystyk badanych zespołów mieszających nie wychodzą poza linię 3 rysunku 5, a linię tę przecinają tylko niektóre z tych charakterystyk, których wierzchołki położone są wyżej przy  $\mu_k > 8$  w pobliżu linii 3. Charakterystyki rezonansowe sporządzone z badań szczegółowo opisanych w pracy [6] w zależności od rodzaju mieszadeł, innych warunków badań oraz od promienia niewyrównoważenia  $e$  w punkcie odciętej  $\omega/\omega_0 = 0,7$ , osiągnęły wartości  $\mu = 1,8 + 3,0$ . Natomiast wartość teoretyczna, bez tłumienia wynosi  $\mu_t = 1,96$ .

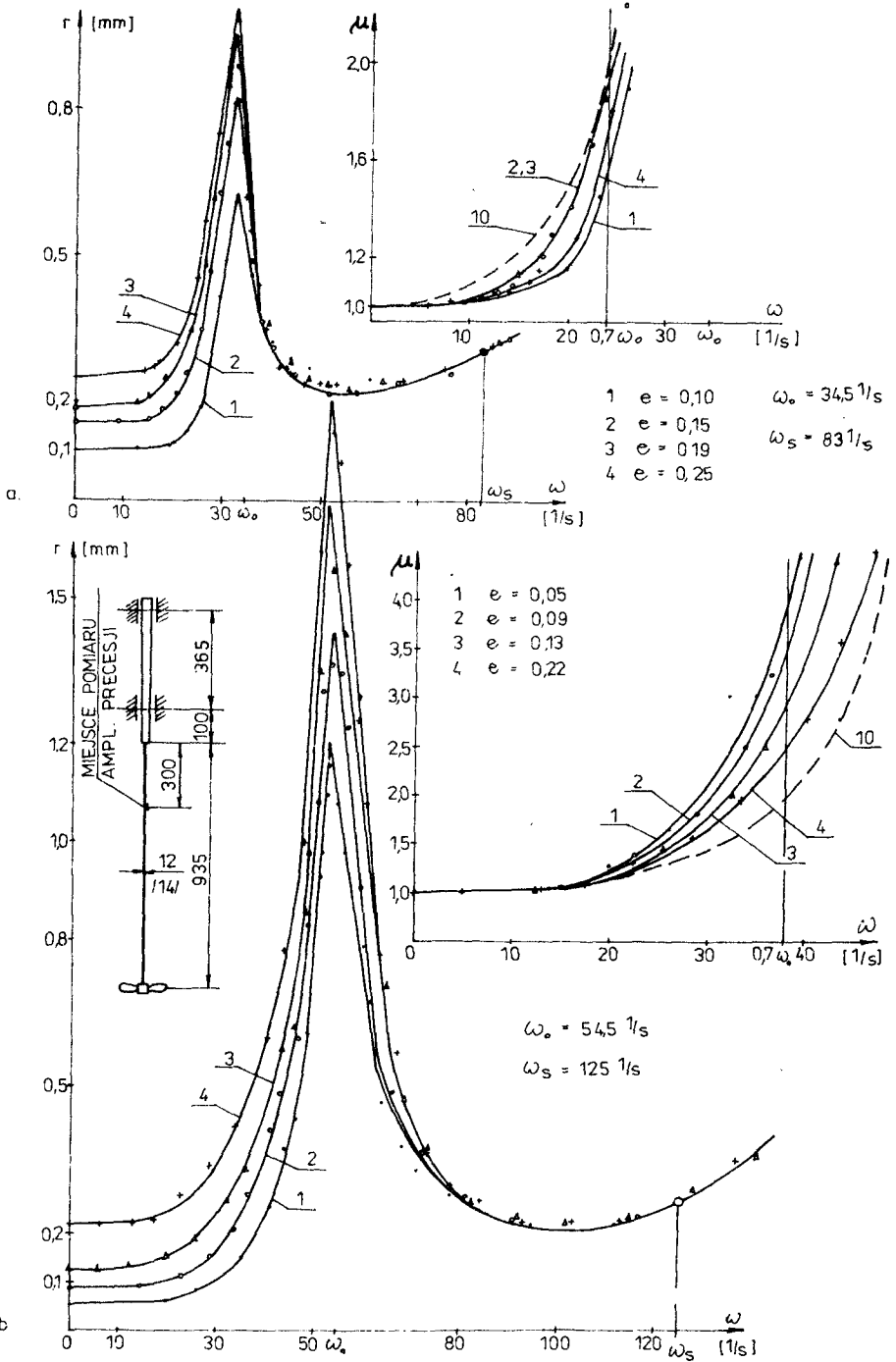


Rys.5. Linie wierzchołków i charakterystyki amplitudowe układu mechanicznego:  
 1-linia wierzchołków według równania (4), 2-przybliżona linia wierzchołków w przypadku tłumienia tarciem konstrukcyjnym /przedłużenie linii 2 z rys.4/, 3-cha - charakterystyka amplitudowa układu bez tłumienia;

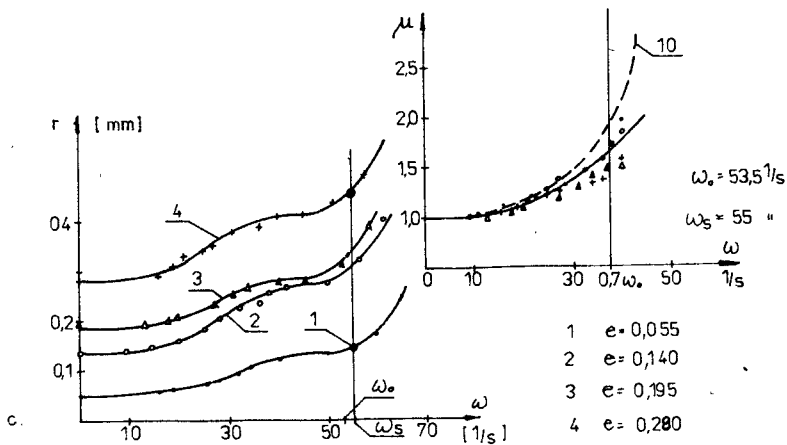
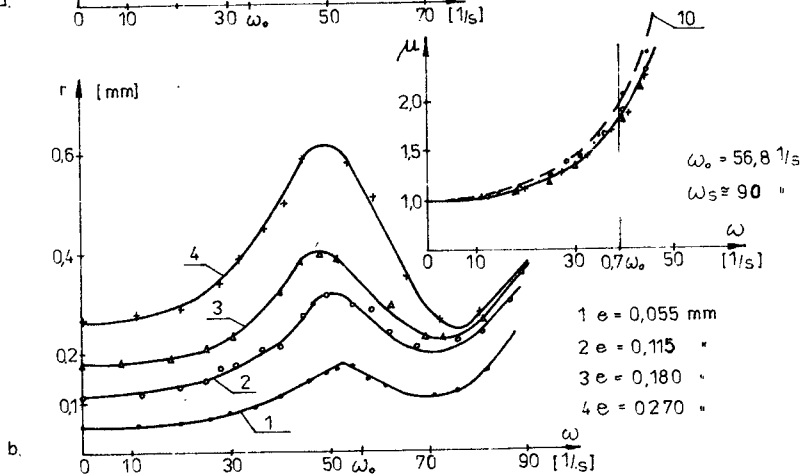
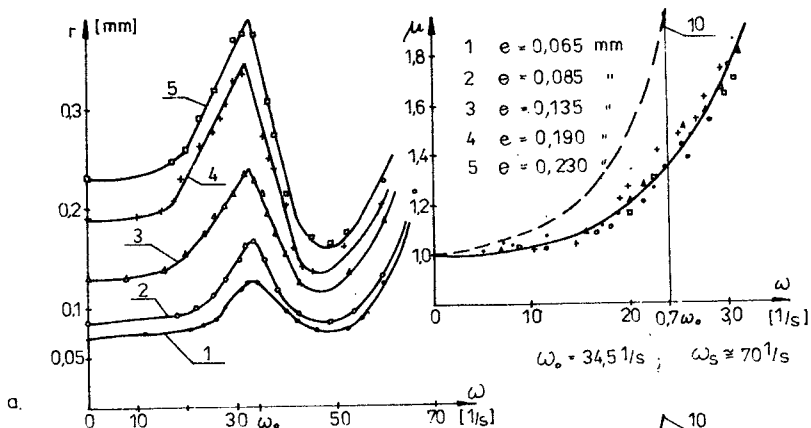
$$\mu = \frac{1}{1 - \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2}, \text{ linie przerywane - charakterystyki amplitudowe układu z tłumieniem wiskotycznym liniowym ;}$$

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2\right]^2 + 4 \left(\frac{h}{\omega_0}\right)^2 \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2}} \quad \text{o podanych na rysunku wartościach } \frac{h}{\omega_0}$$

W celu lepszego poznania tej kwestii oraz w celu wyjaśnienia wpływu parametru  $\epsilon$ , autor wykonał dodatkowe pomiary charakterystyk amplitudowych zespołów mieszających z mieszadłami turbinowymi i śmigłowymi z dwoma różnymi wałami o różnym stopniu niewyrównoważenia. Mieszadła wirowały w zbiorniku z przegrodami o średnicy  $D = 525$  mm, wypełnionym wodą do wysokości  $H = D$ . Pomiar amplitudy precesji wału odbywał się w miejscu pokazanym na rysunku 6 /w lewej części rys.6b/. Wyniki tych pomiarów przedstawione są na rysunkach 6 i 7. Na rysunku 6 pokazane są charakterystyki amplitudowe jako funkcje  $r = f/\omega$  zespołów mieszających z mieszadłem śmigłowym o średnicy  $d_m = 140$  mm na wale mosiężnym  $\phi 12$  i wale stalowym  $\phi 14$  mm, o różnych promieniach niewyrównoważenia statycznego  $\epsilon$ , podanych na rysunku. Po prawych stronach rysunków zasadniczych podane są początkowe fazy charakterystyk amplitudowych w postaci funkcji  $\mu = f/\omega$ . Natomiast na rysunku 7 w podobnym układzie podane są charakterystyki dla zespołów mieszających



Rys.6. Charakterystyki amplitudowe zespołów mieszających z mieszadłem śmiglowym standardowym o  $d_m = 140$  mm: a/ z wałem mosiężnym o średnicy  $\phi 12$  mm /  $\omega = 34,5$  1/s/, b/ z wałem stalowym o średnicy  $\phi 14$  mm /  $\omega_0 = 54,5$  1/s/



Rys.7. Charakterystyki amplitudowe zespołów mieszających z mieszadłami turbionowymi tarczowymi otwartymi: a/o średnicy  $d_m = 100 \text{ mm}$  na wale mosiężnym  $\phi 12 \text{ mm}$  /  $\omega_0 = 34,5 \text{ 1/s}$ , b/ o średnicy  $d_m = 100 \text{ mm}$  na wale stalowym  $\phi 14 \text{ mm}$  /  $\omega_0 = 56,8 \text{ 1/s}$ , c/o średnicy  $d_m = 140 \text{ mm}$  na wale stalowym  $\phi 14 \text{ mm}$  /  $\omega_0 = 53,5 \text{ 1/s}$

jących z mieszadłem turbinowym tarczowym o  $d_m = 100$  mm z wałami  $\phi 12$  i  $\phi 14$  mm oraz z mieszadłem turbinowym tarczowym o  $d_m = 140$  mm z wałem  $\phi 14$  mm.

Charakterystyki w postaci funkcji  $\mu = f/\omega$  wskazują, że tylko w przypadku zespołów mieszających z mieszadłami śmigłowymi na wałach stosunkowo sztywnych o  $\omega_o > 40$  1/s charakterystyki te przecinają linię charakterystyki teoretycznej /linię przerywaną, oznaczone na rysunkach 6 i 7 cyfrą 10/. We wszystkich innych przypadkach, a więc dla zespołów z mieszadłami śmigłowymi i wałami stosunkowo elastycznymi o  $\omega_o < 40$  1/s i z mieszadłami turbinowymi na wałach o sztywności określonej częstością własną  $\omega_o < 60$  1/s, linie charakterystyk są poniżej charakterystyki teoretycznej bez tłumienia. W takich przypadkach tłumienie rekompensuje wpływ masy towarzyszącej cieczy. Dla mniejszych stosunków  $D/d_m$  od badanych tłumienie będzie wzrastać i charakterystyki  $\mu = f/\omega$  będą oddalać się od charakterystyki teoretycznej, co widoczne jest na rysunku 7b i c. Ponadto na rysunkach 6 i 7 wyraźnie widać znaczenie wyrównywania osi wału zespołu mieszającego na przebieg charakterystyki rezonansowej, zwłaszcza w obszarze do rezonansu podstawowego.

Z analizy tej wynika, że do praktycznego stosowania można przyjąć relacje  $\mu \leq \mu_t$ , jeżeli sztywność wału określona jest częstością własną  $\omega_o < 40$  1/s dla zespołów z mieszadłami śmigłowymi standardowymi i  $\omega_o < 60$  1/s dla zespołów z mieszadłami turbinowymi tarczowymi. Wówczas parametr  $a$  z zależności (8) można przyjmować

$$a = \sqrt{1 - \frac{e}{r_{dop}}} \quad (9)$$

gdzie  $r_{dop}$  jest dopuszczalnym promieniem niewyrównowania dynamicznego /dopuszczalną amplitudą precesji/ ze względu na poprawne warunki pracy mieszalnika. Przykładowo, jeżeli w dławicy mieczalnika dopuszczalny promień niewyrównowania dynamicznego  $r_{dop} = 0,15$  mm, a statyczne niewyrównowanie /połowa bicia osi wału w przekroju dławnicy/  $e = 0,08$  mm, to z zależności (9)  $a = 0,68$ .

#### 4. WNIOSKI

1. Amplituda precesji wału zespołu mieszającego jest zależna od promienia niewyrównowania statycznego masy wału  $e$ , stosunku prędkości obrotowej do częstości własnej zespołu oraz od efektów tłumienia mieszanym ośrodkiem /tłumienia amplitudy i obniżenia częstości rezonansowej/. Teoretyczną wartość amplitudy precesji /przy pominięciu efektów tłumienia/ określa zależność

$$r_t = \frac{e}{1 - \left(\frac{\omega}{\omega_o}\right)^2} \quad (10)$$

2. W szybkoobrotowych zespołach mieszających z mieszadłami turbino - wymi i śmigłowymi charakter tłumienia amplitudy precesji łącznie z amplitudą rezonansową i obniżenia częstości rezonansowej oporami mieszanej cieczy jest podobny do efektu tłumienia wiskotycznego liniowego. Wpływ towarzyszącej masy cieczy na dodatkowe obniżenie częstości rezonansowej jest niewielki. W obszarze przed rezonansem podstawowym tłumienie zmniejsza wartości amplitud precesji, a niewielkie dodatkowe obniżenie częstości rezonansowej masą towarzyszącą mieszanej cieczy, przesuwając wierzchołek w lewo z zachowaniem kształtu krzywej, relatywnie ją zwiększa. Dla zespołów mieszających z mieszadłami turbinowymi na wałach o częstości własnej  $\omega_0 < 60$  1/s i z mieszadłami śmigłowymi na wałach o częstości własnej  $\omega_0 < 40$  1/s oba te efekty częściowo się kompensują tak, że rzeczywista amplituda precesji jest nie większa od wartości teoretycznej, czyli  $r \leq r_t$ . Parametr  $a$ , przy założeniu że  $r_t \leq r_{dop}$ , należy przyjmować z przekształconej zależności (10) w postaci

$$a \leq \sqrt{1 - \frac{e}{r_{dop}^2}} \quad (11)$$

## LITERATURA

- [1] Burger S.: Einfluss hydrodynamischer Krafteinwirkungen auf die Biegeschwingungen von Rührwellen. Chemie. Ing. Techn. 6, 1971
- [2] Fiedienko G.I.: K raszczotu kriticzeskich skorosti wraszczeniija konsolnych wałow pierieniesziwajuszczich ustrojstw. Chim. i Nieft. Maszi-nostr. 3, 1973
- [3] Milczenko A.I., Taganow N.I., Kiriliłow W.M., Michalew M.F.: Oprediele-nije kriticzeskich skorostiej mieszalok w wiaskich sredach. Chim. i Nieft. Masziotr. 10, 1965
- [4] Osiński Z.: Tłumienie drgań mechanicznych. PWN, Warszawa 1979
- [5] Pikoń J., Hehlman J.: Wpływ parametrów konstrukcyjnych na drgania wa-łów mieszadeł. Przegl. Mech. 9, 1976
- [6] Siołkowski B.: Badania stateczności ruchu szybkoobrotowych mieszadeł. Rozprawy nr 15, ATR Bydgoszcz, 1986
- [7] Siołkowski B., Radzikowski J.: Możliwości zwiększenia prędkości obrotowych mie-szadeł. Inż. i Aparat. Chem. 3, 1988
- [8] Siołkowski B., Nowak K.: Analiza metod obliczeń częstości własnych mieszadeł. BTN, Seria B, 16, PWN, Warszawa - Poznań 1985
- [9] Walston W.H., Ames W.F., Clark L.G.: Dynamic Stability of Rotating in Viscous Fluids. Trans. ASME, s.E, v. 31; 2, 1964
- [10] Więckiewicz B., Ingram K., Kołodziejczyk W.: Obliczanie wałów mieszadeł za pomocą maszyny matematycznej. Inż. i Aparat. Chem. 6, 1973



SING STABILITY OF THE LIQUID MIXERS  
PART I. MIXER SYSTEMS WITH THE STIFF SHAFTS

Summary

The transverse vibration of the mixer systems are decisive in the singt stability of the liquid mixers. The influence of the resistance to motion on the amplitude of the precession - motion of the mixer systems together with the influence on the resonance amplitude and reduction of the resonance frequency have been shown in this paper. The condition of the technical stability in the form  $\omega \leq a \omega_0$  was formulated and the parameter  $a$  was defined as dependent on technical conditions of exploitation of the mixers.

Bronisław Siołkowski

STABILNOŚĆ PRACY MIESZALNIKÓW CIECZY  
CZ.II. ZESPOŁY MIESZAJĄCE Z WAŁAMI GIĘTKIMI

O stabilności pracy mieszalników cieczy decydują drgania poprzeczne zespołów mieszających. W pracy przedstawiono wyniki badań drgań samowzbudnych zespołów mieszających i ich wpływ na stabilność mieszalników, których zespoły mieszające pracują w obszarze za rezonansem podstawowym. Sformułowany został warunek stabilnej pracy mieszalników w postaci  $1,3 \omega_0 < \omega < \lambda \omega_0$  lub  $0,7 \omega_0$  i określony został współczynnik niestabilności turbulentnej  $\lambda$  dla typów szybkoobrotowych zespołów mieszających.

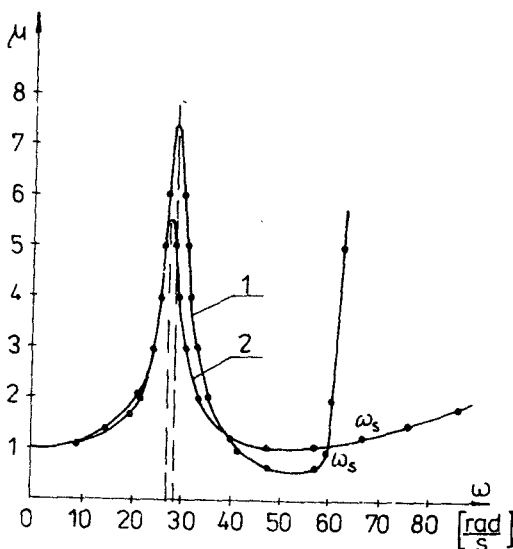
WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

- C - parametr uwzględniający rodzaj mieszadła,
- $d_m$  - średnica mieszadła, m,
- D - średnica zbiornika, m,
- r - amplituda precesji ruchu zespołu mieszającego, mm,
- $\varepsilon$  - współczynnik obniżenia częstości rezonansowej,
- $\nu$  - kinematyczny współczynnik lepkości cieczy,  $\text{mm}^2/\text{s}$ ,
- $\omega$  - prędkość kątowa zespołu mieszającego, 1/s,
- $\omega_0$  - częstość własna zespołu mieszającego, 1/s,
- $\mu$  - współczynnik uwielokrotnienia amplitudy precesji,
- $\mu_k$  - współczynnik uwielokrotnienia amplitudy rezonansowej precesji.

1. WSTĘP

O stabilności pracy zespołów mieszających z wałami giętkimi, czyli zespołów pracujących za obszarem rezonansu podstawowego, decydują poprzeczne drgania samowzbudne wywołane wymuszającym działaniem mieszanej cieczy. W zbiornikach mieszalników bez przegród drgania samowzbudne są regularne o charakterze precesji współbieżnej asynchronicznej, a w zbiornikach z przegradami są one nieregularne, stochastyczne, niskoczęstotliwościowe. W obu przypadkach pojawienie się tych drgań jest zakłóceniem stabilnej pracy mieszalników, gdyż amplitudy ich rosną w miarę wzrostu prędkości kątowej zespołu i wywołują przemienne obciążenie wałów. Wzrost amplitud precesji zespołu mieszającego w zbiorniku bez przegród i z przegradami widać wyraźnie na charakterystykach amplitudowych przedstawi-

nych na rysunku 1. Tak więc wymuszające działanie mieszanej cieczy ogranicza zakres stabilnej pracy zespołów mieszających z wałami giętkimi. Kres



Rys.1. Charakterystyki amplitudowe zespołu mieszającego ze standardowym mieszadłem turbinowym o  $d_m=100\text{mm}$  w zbiorniku o  $D=292\text{mm}$ : 1-bez przegród, 2-z przegródami

górny tego zakresu w rozprawie [1] autor niniejszego opracowania określił współczynnikiem niestabilności /niestateczności/ turbulentnej

$$\lambda = \frac{\omega_s}{\omega_0} \quad (1)$$

gdzie  $\omega_s$  jest prędkością kątową zespołu, przy której istotne już są zakłócenia stabilnej pracy zespołu /amplitudy precesji wyraźnie wzrastają/, a  $\omega_0$  częstotliwością własną podstawową zespołu mieszającego /częstotliwością rezonansu podstawowego drgań poprzecznych zespołu w powietrzu/. Ze względu na znaczenie praktyczne autor wykonał szczegółowe badania wartości współczynnika  $\lambda$  dla zespołów mieszających o różnej konfiguracji, pracujących w zbiornikach z przegródami.

## 2. BADANIA KRESU GÓRNEGO STABILNEJ PRACY ZESPOŁÓW MIESZAJĄCYCH W ZBIORNIKACH Z PRZEGRODAMI

W pracy [1] autor przedstawił wyniki badań współczynnika niestabilności turbulentnej  $\lambda$  dla zespołów mieszających z mieszadłami turbinowymi i śmigłowymi przedstawionymi na rysunku 1 części I artykułu, pracującymi w zbiornikach z przegródami. W badaniach wstępnych stosowane były wszystkie mieszadła przedstawione na tym rysunku, pracujące w zbiornikach o

średnicach  $D = 292$  i  $525$  mm, a w badaniach zasadniczych tylko mieszadła standardowe 1 i 4. Badania zasadnicze wykonane zostały według programu statycznego zdeterminowanego monoselekcyjnego o modelu matematycznym

$$\lambda = f / C, D/d_m, \nu, \omega_0, V/ \quad (2)$$

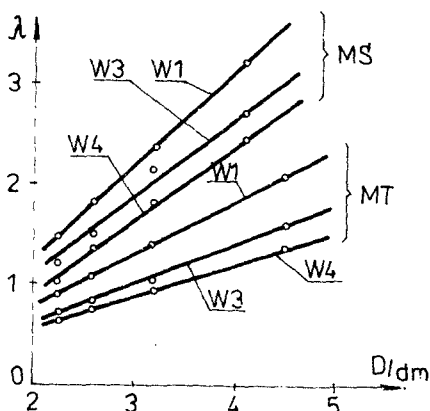
przyjętym w oparciu o analizę literatury i badania wstępne. W modelu (2) parametr  $C$  reprezentuje rodzaje mieszadeł, stosunek  $D/d_m$  uwzględnia stosunki wymiarowe zbiorników i mieszadeł,  $\nu$  - rodzaj mieszanej cieczy  $\omega_0$  - sztywność zespołu mieszającego, a objętość  $V$  mieszanej cieczy - wpływ skali aparatu modelowego. Badania te wykonane zostały na stanowisku badawczym, którym był mieszalnik modelowy, a zmienne parametry modelu (2) realizowane były przez wymienne elementy stanowiska zestawione w tablicy 1.

Dane wymienionych elementów stanowiska

Tablica 1

Średnica zbiornika $D$ [mm]	Średnica mieszadła $d_m$ [mm]		Mieszana ciecz			Rodzaj wału zespołu mieszającego		
	turbino - wego	śmigłowego	rodzaj	lepkość $\eta_c$ [mPas]	gęstość $\rho_c$ [kg/m <sup>3</sup> ]	symbol	wymiary $d \times l$ [mm]	materiał
215	75	80	woda	1	1000	W1	Ø12x1115	mosiądz
	100	110				W3	Ø12x 990	stal
						W4	Ø14x 935	stal
292	75	80	woda	1	1000	W1	Ø12x1115	mosiądz
	100	110	gliceryna	156	1215	W2	Ø12x 932	mosiądz
			roztwór melasy 3	610	1330	W3	Ø12x 990	stal
			roztwór melasy 2	1365	1450	W4	Ø14x 935	stal
			roztwór melasy 1	2925	1640	W5	Ø16x 887	stal
140	140							
380	100	110	woda	1	1000	W1	Ø12x1115	mosiądz
	140	140				W3	Ø12x 990	stal
	175	175				W4	Ø14x 935	stal
450	100	110	woda	1	1000	W1	Ø12x1115	mosiądz
	140	140				W3	Ø12x 990	stal
	175	175				W4	Ø14x 935	stal
	200	200						
525	140	140	woda	1	1000	W1	Ø12x1115	mosiądz
	175	175				W3	Ø12x 990	stal
	200	200				W4	Ø14x 935	stal

Uzyskane wyniki pomiarów współczynnika niestabilności turbulentnej pozwoliły na opracowanie statystyczne funkcji  $\lambda = f/C, D/d_m$ ,  $\lambda = f/C, V$  i modelu (2). Przykładowe opracowania funkcji  $\lambda = f/D/d_m$  i  $\lambda = f/V$  dla mieszadeł turbinowych i śmigłowych standardowych przedstawione są na rysunkach 2 i 3. Analiza statystyczna wykazała, że zależności  $\lambda = f/D/d_m$  są



$$W1 - \lambda = 0,928 D/d_m - 0,603$$

$$W3 - \lambda = 0,810 D/d_m - 0,558$$

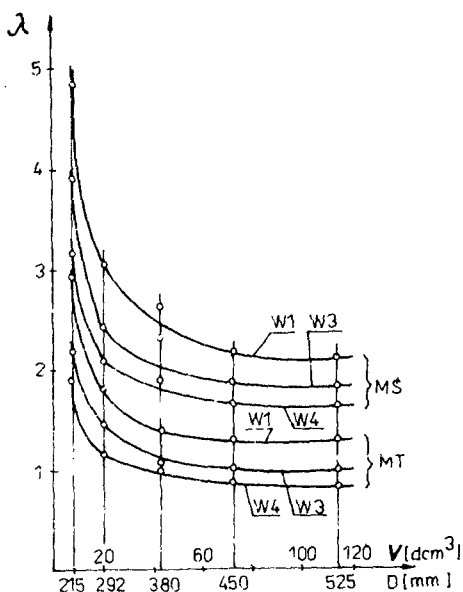
$$W4 - \lambda = 0,747 D/d_m - 0,611$$

$$W1 - \lambda = 0,508 D/d_m - 0,238$$

$$W3 - \lambda = 0,380 D/d_m - 0,132$$

$$W4 - \lambda = 0,306 D/d_m - 0,043$$

Rys. 2. Zależności  $\lambda = f/D/d_m$  dla zespołów z mieszadłami turbinowymi /MT/ i śmigłowymi /MS/ z wałami W1, W3, W4 w zbiorniku o  $D = 450$  mm



Rys. 3. Zależność  $\lambda = f/V$  dla zespołów mieszających z mieszadłami turbinowymi /MT/ i śmigłowymi /MS/ z wałami W1, W3 i W4 i dla stosunku  $D/d_m = 3$

dobrze aproksymowane przez funkcje liniowe. Natomiast charakter zależności  $\lambda = f/V$  wykazuje, że wpływ skali aparatu, który pomimo zachowania warunków podobieństwa geometrycznego i dynamicznego, występuje, ale tylko dla zbiorników o małej pojemności. W sytuacji, gdy masa mieszanej cieczy jest ok. 100 razy większa od masy zespołu mieszającego, wpływ skali aparatu zanika. Spostrzeżenie to pozwoliło na uproszczenie modelu (2) do postaci

$$\lambda = f/C, D/d_m, v, \omega_0/ \quad (3)$$

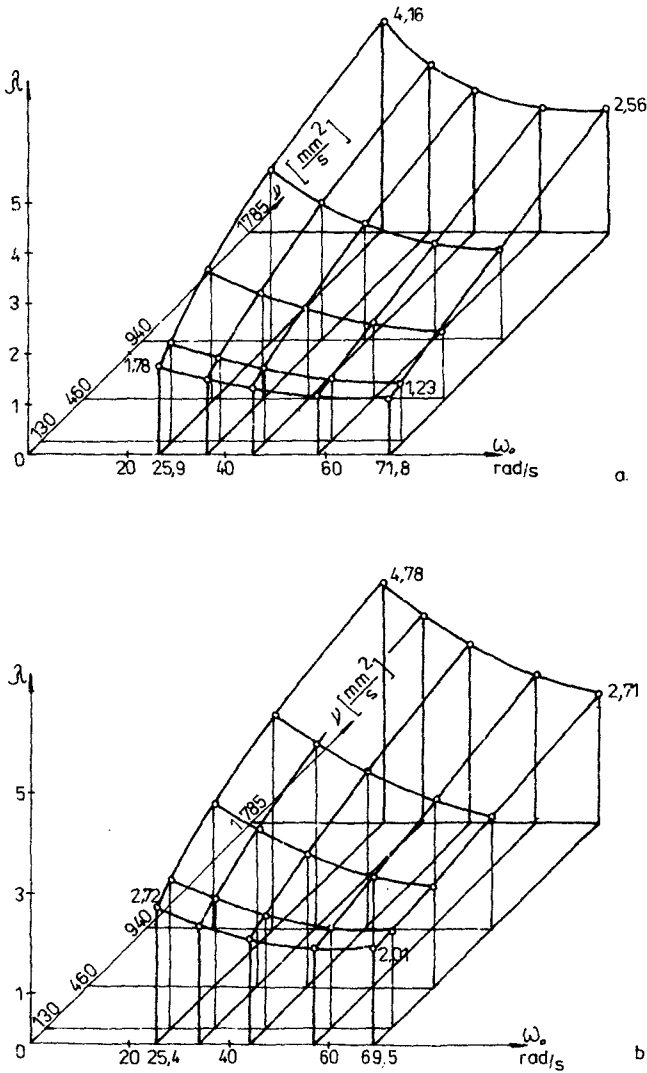
który został opracowany w ten sposób, że dla dwóch wartości  $C$  /mieszadła turbinowe i śmigłowe/ i dwóch wartości  $D/d_m$  opracowano statystycznie funkcje  $\lambda = f/v, \omega_0/$ . Funkcje te zestawione są w tabelicy 2, a przykładowe ich wykresy na rysunku 4. Liniowa zależność  $\lambda = f/D/d_m/$  umożliwia wyznaczenie wartości współczynników niestabilności turbulენტnej dla innych stosunków, praktycznie stosowanych  $D/d_m = 3-4$ , dla mieszadeł turbinowych i śmigłowych standardowych przez interpolację czy niewielką ekstrapolację liniową.

Tabelica 2

Aproksymacyjne funkcje wyników badań

Rodzaj mieszadła Stosunek $\frac{D}{d_m}$	Postać funkcji $\lambda = f(v, \omega_0)$ gdzie: $v$ [mm <sup>2</sup> /s], $\omega_0$ [rad/s]
Mieszadło turbinowe tarczowe $\frac{D}{d_m} = 2,09$	$\lambda = 0,9726 + 1,6083 \cdot 10^{-3} v - 4,3789 \cdot 10^{-5} v \omega_0 +$ $- 1,7779 \cdot 10^{-7} v^2 - 3,2606 \cdot 10^{-4} \omega_0^2 +$ $+ 3,9503 \cdot 10^{-9} v^2 \omega_0 + 3,2190 \cdot 10^{-7} v \omega_0^2 +$ $+ 3,5333 \cdot 10^{-6} \omega_0^3$
Mieszadło turbinowe tarczowe $\frac{D}{d_m} = 3,89$	$\lambda = 2,9583 + 3,5343 \cdot 10^{-3} v - 5,7500 \cdot 10^{-2} \omega_0 +$ $- 0,8558 \cdot 10^{-4} v \omega_0 + 4,6572 \cdot 10^{-4} \omega_0^2 +$ $- 2,7582 \cdot 10^{-10} v^3 + 1,1606 \cdot 10^{-8} v^2 \omega_0 +$ $+ 5,3256 \cdot 10^{-7} v \omega_0^2$
Mieszadło śmigłowe standardowe $\frac{S}{d_m} = 1 \quad \frac{D}{d_m} = 2,09$	$\lambda = 1,7269 + 1,5648 \cdot 10^{-3} v - 2,2123 \cdot 10^{-5} v \omega_0 +$ $- 3,6385 \cdot 10^{-7} v^2 - 6,5506 \cdot 10^{-4} \omega_0^2 +$ $+ 6,7868 \cdot 10^{-9} v^2 \omega_0 + 0,7646 \cdot 10^{-5} \omega_0^3$
Mieszadło śmigłowe standardowe $\frac{S}{d_m} = 1 \quad \frac{D}{d_m} = 3,65$	$\lambda = 3,8708 + 3,4580 \cdot 10^{-3} v - 4,8334 \cdot 10^{-2} \omega_0 +$ $- 4,8815 \cdot 10^{-5} v \omega_0 - 1,0563 \cdot 10^{-6} v^2 +$ $+ 1,7863 \cdot 10^{-8} v^2 \omega_0 + 4,4635 \cdot 10^{-6} \omega_0^3$

Wzory funkcji  $\lambda = f/v, \omega_0/$  zestawione w tabelicy 2 dla standardowych mieszadeł turbinowych i śmigłowych mogą być wykorzystane i dla innych typów szybkoobrotowych mieszadeł, gdyż autor wykazał w pracach [1, 2],



Rys.4. Wykresy funkcji  $\lambda = f/\nu, \omega_s$  dla zespołu mieszającego z mieszadłem: a-turbinowym o  $D/d_m = 3,89$ , b-śmigłowym standardowym o  $D/d_m = 3,65$

że współczynnik niestabilności turbulentnej zależy od stosunku energii turbulencji do energii sprężystości zespołu mieszającego, a zależność ta posiada następującą postać:

$$\lambda = f \left[ N_e^{2/3} \left( \frac{\omega_s}{\omega_0} \right)^2 \frac{d_m^4}{D^2} \right] \quad (4)$$

Z postaci zależności (4) wynika, że przybliżoną wartość współczynnika niestabilności turbulentnej  $\lambda$ , dla innych typów mieszadeł, można wyznaczyć przez interpolację za pomocą odwrotności parametru  $N_e^{2/3}$ . Przykładowo okre-

ślmy wartość współczynnika  $\lambda$  dla zespołu z mieszadłem turbinowym o 10-patkach skośnych  $/N_e = 1,3/$  i stosunku  $D/d_m = 3$ . Niech rozpatrywany zespół posiada częstość własną  $\omega_0 = 36$  1/s i przewidziany jest do pracy w cieczy o współczynniku lepkości kinematycznej  $\nu = 350$  mm<sup>2</sup>/s. Rozwiązując to zadanie z zależności tablicy 2 otrzymamy:  $\lambda_{2,09}^t = 0,868$ ,  $\lambda_{3,89}^t = 1,931$ ,  $\lambda_{2,09}^s = 1,489$  i  $\lambda_{3,65}^s = 2,884$  stąd

$$\lambda_{3,0}^t = 0,868 + \frac{1,931 - 0,868}{3,89 - 2,09} / 3,0 - 2,09/ = 1,405$$

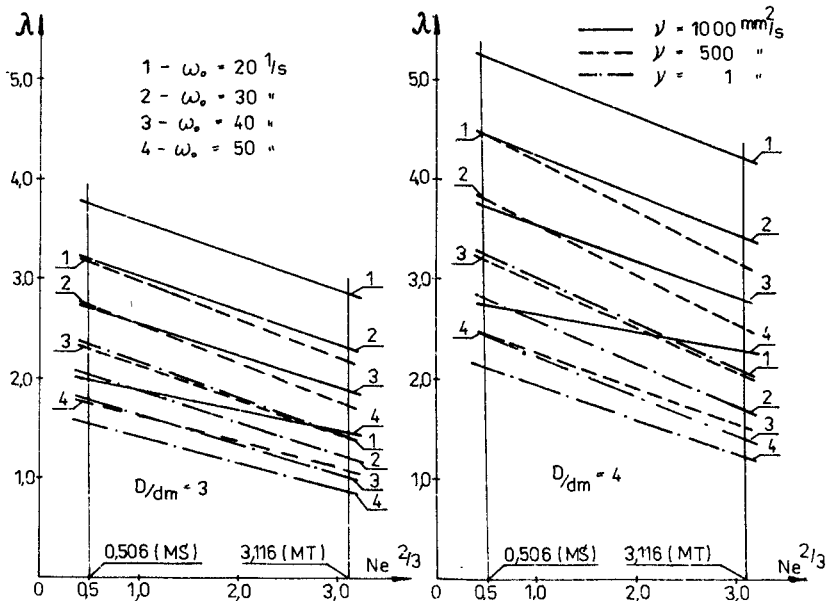
$$\lambda_{3,0}^s = 1,489 + \frac{2,884 - 1,489}{3,65 - 2,09} / 3,0 - 2,09/ = 2,303$$

i dalej poszukiwana wartość przybliżona wynosi

$$\lambda = 2,303 + \frac{1,405 - 2,303}{0,36^{2/3} - 5,5^{2/3}} / 0,36^{2/3} - 1,3^{2/3}/ = 2,067$$

W ostatniej zależności przyjęto wartości liczby Newtona dla procesu mieszania standardowymi mieszadłami turbinowymi  $N_e^t = 5,5$  i śmigłowymi  $N_e^s = 0,36$  według danych w podręczniku [3].

Na rysunku 5 przedstawione są interpolacje liniowe przybliżonych wartości współczynników  $\lambda$  dla różnych typów mieszadeł szybkoobrotowych, których liczby Newtona dla rozwiniętego procesu mieszania turbulენტnego mieszczą się między  $N_e = 0,36$  /dla standardowych mieszadeł śmigłowych/ i  $N_e = 5,5$  dla standardowych mieszadeł turbinowych/. Rysunek lewy jest dla stosunków  $D/d_m = 3$ , a prawy dla  $D/d_m = 4$ .



Rys.5. Interpolacje liniowe przybliżonych wartości  $\lambda$  dla różnych typów mieszadeł, których liczby Newtona w ruchu turbulენტnym są zawarte w przedziale 0,36 - 5,5



## 3. OKREŚLENIE WARUNKU STABILNEJ PRACY MIESZALNIKÓW

O szerokości pasma stabilnej pracy zespołów mieszających z wałami giętkimi decydują: położenie rezonansu podstawowego w widmie prędkości obrotowych i drgania samowzbudne wywołane oddziaływaniem mieszanej cieczy. W pewnych sytuacjach drgania samowzbudne uniemożliwiają pracę zespołów z wałami giętkimi, gdyż występują już w obszarze rezonansu podstawowego, lub tuż za nim. Praca zespołów z wałami giętkimi jest możliwa, gdy współczynnik niestabilności turbulენტnej  $\lambda > 1,3$ , co ma miejsce, jak widać z rysunku 5, dla zespołów z mieszadłami śmigłowymi w całym zakresie stosowanych stosunków średnic  $D/d_m \geq 3$  i dowolnych cieczy, a dla zespołów z mieszadłami turbinowymi w całym zakresie stosowanych stosunków średnic dla cieczy o bardzo dużej lepkości, a dla cieczy o małej lepkości dla  $D/d_m \geq 4$ . Pewną rolę odgrywa tu jeszcze sztywność zespołu /częstość własna/. Zespoły z wałami sztywniejszymi mają mniejszy współczynnik niestabilności turbulენტnej  $\lambda$ , ale bezwzględna szerokość pasma stabilnej pracy  $\omega_s - \omega_0$  tych zespołów jest nie mniejsza niż zespołów z wałami mniej sztywnymi, bo  $\omega_s - \omega_0 = \omega_0 / \lambda - 1$ .

Kres dolny pasma stabilnej pracy zespołów z wałami giętkimi określa się w zależności od położenia rezonansu podstawowego. Najczęściej w praktyce przyjmuje się go jako  $1,3 \omega_0$ , co odpowiada symetrycznemu położeniu kresu górnego stabilnej pracy zespołu z wałem sztywnym, określanego jako  $0,7 \omega_0$ . Przy symetrycznym kształcie pików charakterystyk rezonansowych takie postępowanie jest uzasadnione. Z rysunków 6 i 7 pierwszej części tego artykułu widać, że w przybliżeniu taka symetria występuje. Dla wartości  $\omega = 1,3 \omega_0$  współczynnik uwielokrotnienia amplitudy precesji jest nie większy niż dwa z wyjątkiem tych przypadków, w których  $\lambda < 1,3$ . W zespołach z mieszadłami śmigłowymi jest on trochę większy, a z turbinowymi mniejszy  $\mu < 1,2$ .

Kres górny pasma stabilnej pracy zespołów z wałami giętkimi określa współczynnik niestabilności turbulენტnej  $\lambda$ , ale w warunkach gdy wartość jego jest duża, może się zdarzyć, że drgania samowzbudne pojawiają się w obszarze drugiej harmonicznej drgań własnych. Z tego względu znajomość drugiej harmonicznej drgań własnych zespołu jest niezbędna. Wobec powyższego warunek stabilnej pracy zespołów z wałami giętkimi można określić zależnością

$$1,3 \omega_{01} \leq \omega \leq \lambda \omega_{01} \quad \text{lub} \quad 0,7 \omega_{02} \quad (5)$$

## 4. WNIOSKI

1. W warunkach eksploatacji przemysłowej istnieją pewne możliwości stosowania szybkoobrotowych zespołów mieszających z wałami giętkimi. Szerokość pasma stabilnej pracy zespołów mieszających z wałami giętkimi zależy od rodzaju mieszadła, rodzaju mieszanej cieczy, sztywności zespołu i stosunków wymiarowych zbiornika i mieszadła.

2. Zjawisko samocentrowania się wałów za rezonansem podstawowym w przypadku zespołów mieszających jest zaburzane występowaniem drgań samowzbudnych, które są przyczyną niestabilności technicznej zespołów z wałami giętkimi. Im większe są zdolności tłumiące zespołów, tym promień precesji radykalnej maleje za rezonansem podstawowym, ale też szybciej nabierają znaczenia drgania samowzbudne, bo większe własności tłumiące posiadają zespoły z mieszadłami wywołującymi intensywniejszą turbulencję.
3. Szerokość pasma stabilnej pracy zespołów mieszających z wałami giętkimi można określić zależnością (5). Najmniejsza amplituda precesji występuje w środkowym obszarze pasma, a współczynnik uwielokrotnienia amplitudy w obszarze tym, przy dość dobrze wyrównowanej masie zespołu jest nie większy od jedności. Na brzegach tego obszaru /na brzegach pasma stabilności/ może osiągnąć wartości do ok. dwóch i więcej, zwłaszcza w zespołach z mieszadłami śmigłowymi, w których siła oporu relatywnie mniejsza.

## LITERATURA

- [1] Siołkowski B.: Badania stateczności ruchu szybkoobrotowych mieszadeł. Rozprawy nr 15, ATR Bydgoszcz 1986
- [2] Siołkowski B.: Samowzbudne drgania zespołów mieszających. Mechanika Teoretyczna i Stosowana, 7.1, T.27, PWN, Warszawa 1989
- [3] Stręk F.: Mieszanie i mieszalniki. WNT, Warszawa 1981

SINGT STABILITY OF THE LIQUID MIXERS  
PART II. MIXER SYSTEMS WITH THE FLEXIBLE SHAFTS

## Summary

The transverse vibration of the mixer systems are decisive in the singt stability of the liquid mixers. The results of the investigations on the self excited vibrations of the mixer sets and their influence on stability of the mixers, of which mixer sets work in the area behind the first resonance have been shown in the paper. The condition of the singt stability of the mixers in the form  $1,3 \omega_{01} \leq \omega \leq 1,7 \omega_{01}$  or  $0,7 \omega_{02}$  was formulated and coefficient turbulent instability  $\lambda$  for different types of the high - speed mixer sets were defined.



Eugeniusz Ranatowski

## NIEKTÓRE ASPEKTY FIZYCZNE PĘKANIA NA ZIMNO POŁĄCZEŃ SPAWANYCH

Przeprowadzono analizę wpływu wodoru na pękanie zimne w połączeniach spawanych. Określono możliwości użycia współczynnika intensywności naprężenia  $K_T$  do oceny mechanicznego kryterium spójności materiału z uwzględnieniem niestabilności spowodowanej obecnością wodoru.

### 1. WSTĘP

Pękanie na zimno należy do uszkodzeń powstających w połączeniach spawanych w trakcie procesu spawania, w temperaturze niższej od  $200^{\circ}\text{C}$  lub bezpośrednio po spawaniu bez udziału obciążeń zewnętrznych. Problem pękania na zimno jest ściśle powiązany ze spawalnością metali i stopów. Odporność na pękanie na zimno uznaje się za miarę wrażliwości materiału na proces spawania. Sam proces pękania na zimno powiązany jest ze wzajemnym oddziaływaniem:

- przemian strukturalnych w spoinie i strefie wpływu ciepła,
- stopnia koncentracji C wodoru,
- lokalnych odkształceń  $\epsilon_p$  i naprężeń pozostających  $\sigma_p$ .

Pękanie na zimno ma charakter lokalny, a jego inicjacja może mieć miejsce:

- od istniejących wad spawalniczych o wymiarach makroskopowych,
- w wyniku zarodkowania mikroszczelin i ich wzrostu aż do powstania makroszczeliny.

Bezpośrednim skutkiem obecności wodoru jest niestabilna sytuacja w spoinie i strefie wpływu ciepła /SWC/ spowodowana jego dyfuzją.

### 2. FIZYCZNY ASPEKT OBECNOŚCI WODORU

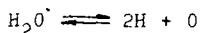
Obecność wodoru w połączeniach spawanych spowodowana jest głównie przez rozkład pary wodnej w łuku, oraz z dehydryzacji kropeł żużla w płynnym metalu spoiny [7]. Rozpuszczalność wodoru w płynnym metalu spoiny możemy wyrazić równaniem:

$$[H] = K_0 \sqrt{P_{H_2}} \quad (1)$$

gdzie:

- $[H]$  - zawartość wodoru w płynnym metalu,  
 $P_{H_2}$  - ciśnienie molekularnego wodoru w gazowej fazie,  
 $K_o$  - stała równowagi zależna od temperatury.

Jeżeli dodatkowo uwzględnimy fakt obecności pary wodnej:



oraz węglowodorów:



w fazie gazowej, to rozpuszczalność wodoru w ciekłym metalu spoiny wynosi [4]:

$$[H] = K_1 \sqrt{\frac{P_{H_2} P_{H_2O} P_{C_nH_m}}{[O] [C]}} \quad (2a)$$

lub

$$[H] = K_2 \sqrt{\frac{P_{H_2} P_{H_2O} P_{C_nH_m}}{P_{CO}}} \quad (2b)$$

gdzie:

- $P_{H_2O}$  - ciśnienie pary wodnej nad ciekłym metalem,  
 $P_{C_nH_m}$  - ciśnienie cząstkowe węglowodorów nad ciekłym metalem,  
 $[O] [C]$  - zawartość O i C w fazie gazowej.

Z wyrażeń (2a) i (2b) wynika, że zawartość wodoru w ciekłym metalu wanny spawalniczej zależy od składu fazy gazowej nad wanną spawalniczą. Składniki fazy gazowej, mające jako komponent wódór, prowadzą do wzrostu zawartości wodoru w metalu. Wzrost  $P_{CO}$  związany z intensywnością utleniania C, sprzyja zmniejszeniu ilości wodoru w ciekłym metalu. Całkowita zawartość wodoru w trakcie procesu metalurgicznego tworzenia się spoiny może być znaczna i może wahać się od 1 do 60 /cm<sup>3</sup>/100g metalu/ [7]. Z uwagi na znacznie mniejszą rozpuszczalność wodoru w stanie stałym:

- dla żelaza  $\alpha$  do 4/cm<sup>3</sup>/100g Fe/,
- dla żelaza  $\gamma$  do 8/cm<sup>3</sup>/100g Fe/,

część wodoru zwana wodorem dyfuzyjnym ma możliwość ujęcia ze spoiną, natomiast reszta tworzy wódór trwały. Zawartość wodoru dyfuzyjnego wynosi 80-85% całkowitej zawartości wodoru w złączu [8].

Cechą charakterystyczną tego procesu jest również znaczna nierównomierność rozmieszczenia wodoru w złączu spawanym, co możemy wyrazić przez  $\nabla C$ . Wynika to z samej istoty zjawisk fizycznych związanych z tworzeniem się połączenia spawanego, a zwłaszcza z wysokiej wartości  $\nabla T$  i  $\nabla \sigma_p$ .

Nierównomierny rozkład temperatury T w obrębie połączenia spawanego prowadzi do pojawienia się strumieni termodyfuzyjnych wodoru [3]:

$$J = -D_H \alpha \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3)$$

gdzie:

- $D_H$  - współczynnik dyfuzji wodoru w metalu,  
 $\alpha$  - 0,09 + 0,002 przy zmianie temperatury od 20 do 1450°C,  
 $\frac{\partial T}{\partial x}$  - gradient zmiany temperatury w kierunku x.

Wspólczynnik dyfuzji wodoru  $D_H$  możemy wyrazić jako:

$$D_H = D_0 \exp \left/ \frac{-E_a}{R T} \right/ \quad (4)$$

gdzie:

$E_a$  - energia aktywacji dyfuzji /J·mol<sup>-1</sup>/,

$R$  - stała gazowa /J mol<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>/,

$D_0$  - stała /m<sup>2</sup> s<sup>-1</sup>/,

$T$  - temperatura /K/.

Po uwzględnieniu zależności (3) i (4) otrzymamy:

$$J = -D \exp \left/ \frac{E_a}{RT} \right/ \alpha \frac{\partial T}{\partial x} \quad (5)$$

Jak wynika z równania (5) rozkład wodoru w spoinie i SWC uzależniony jest zarówno od  $\nabla T$ , jak i parametrów charakteryzujących strukturę:  $E_a$ ,  $D_0$ . Proces ten występuje intensywniej w połączeniach spawanych o strukturze ferrytyczno - perlitycznej, aniżeli w obszarach o strukturze martenzytycznej lub austenitycznej.

Strumień wodoru  $J$  może być również spowodowany przez gradient naprężenia  $\nabla \sigma$ . Koncentracja naprężeń pozostających  $\sigma_p$  może zostać spotęgowana do wartości  $\nabla \sigma$  w sąsiedztwie geometrycznych koncentratorów naprężeń, którymi w naturalny sposób są wady spawalnicze, a także zarodkujące mikroszczeliny. Strumień ten możemy określić w następującej postaci [2] :

$$J = -D_H \frac{\partial C}{\partial x} - C \frac{\bar{V}_H}{3RT} \frac{\partial \sigma}{\partial x} \quad (6)$$

gdzie:

$C$  - koncentracja wodoru,

$\bar{V}_H$  - cząstkowa molowa objętość wodoru w metalu /m<sup>3</sup> mol<sup>-1</sup>/.

Wynika stąd wniosek, iż przy określonej wartości  $\nabla \sigma$  istnieje możliwość nagromadzenia się wodoru w ilości odpowiadającej krytycznej koncentracji, która może być dostateczna do realizacji procesu pękania.

Strumień  $J$  będący rezultatem łącznego działania  $\nabla C$ ,  $\nabla \sigma$ ,  $\nabla T$  określimy w postaci [1] :

$$J = -D_H \frac{\partial C}{\partial x_i} + C \frac{D_H \bar{V}}{RT} \frac{\partial \sigma}{\partial x_i} - C \frac{D_H Q}{RT^2} \frac{\partial T}{\partial x_i} \quad (7)$$

gdzie:

$Q$  - transport energii na sposób ciepła /J mol<sup>-1</sup>/.

Pozostałe oznaczenia jak w równaniach (3) - (6).

W sieci krystalicznej metalu /stopu/ i samej strefie przedzniszczenia w bezpośrednim sąsiedztwie wierzchołka szczeliny wódór występuje w postaci atomowej H lub w formie jonów H<sup>+</sup> w roztworze międzywęzłowym. W tym stanie ma on tendencję do sytuowania się w dyslokacjach, zmniejszając zdolność do odkształceń plastycznych. W tworzących się mikroszczelinach może występować w formie cząsteczkowej H<sub>2</sub>, powodując wzrost ciśnienia wewnętrzne - go. Ta sama rekombinacja wodoru może wystąpić w wadach spawalniczych o charakterze pustych przestrzeni.

Wobec powyższego szybkość zmiany stężenia w sieci krystalicznej  $\partial C / \partial t$  i nieciągłościach strukturalnych  $\partial C_V / \partial t$  wynosi:

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{\partial C_V}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ D_H \frac{\partial C}{\partial x_i} \right] - \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ C \frac{D_H / \bar{V}}{RT} \frac{\partial \sigma}{\partial x_i} - \frac{Q}{T} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right] \quad (8)$$

gdzie:

- C - koncentracja wodoru w sieci krystalicznej,  
 $C_V$  - koncentracja wodoru w nieciągłościach strukturalnych.

### 3. FIZYCZNE PODSTAWY PROCESU PĘKANIA NA ZIMNO-CHARAKTERYSTYKA PARAMETRÓW

Wysoka wartość  $\nabla \sigma$  w sąsiedztwie wierzchołka istniejącej wady spa - walniczej lub zarodkującej szczeliny wpływa bezpośrednio na wartość potencjału chemicznego metalu  $\mu$ . Potencjał chemiczny  $\mu$  wyrażony w formie zależności [6]:

$$\mu = \mu_0 - \frac{\bar{V}_H}{3} \sum \sigma_i + \frac{V_H}{2E} \sum \sigma_1^2 \quad (9)$$

gdzie:

- $\mu_0$  - potencjał chemiczny dla  $\sigma_i = 0$ ,  
 $\bar{V}_H$  - cząstkowa molowa objętość wodoru w metalu  $/m^3 \text{ mol}^{-1}/$ ,  
 E - moduł Younga  $/Pa/$ ,

jest dostatecznie mały, ażeby koncentracja C wodoru osiągnęła znacznie wyższą wartość w porównaniu z normalną koncentracją w warunkach równowagi w sieci krystalicznej metalu. Jest to powodem obniżenia maksymalnej siły wzajemnego oddziaływania między cząstkami elementarnymi ciała  $F_m$  /rys./. Zgodnie z danymi jakie podaje Oriani i Josephic [5] zmniejszenie wartości F możemy wyrazić jako:

$$\Delta F = F_{m0} - F_m / C / = \alpha C \quad (10)$$

gdzie:

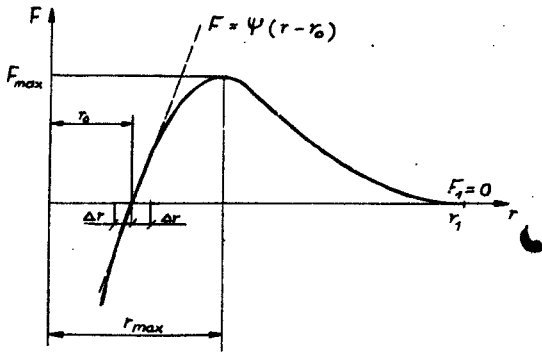
- $F_{m0}$  - maksymalna siła wzajemnego oddziaływania między cząsteczkami elementarnymi ciała przy braku w sieci wodoru,  
 $F_m / C /$  - maksymalna siła wzajemnego oddziaływania między cząsteczkami elementarnymi ciała z uwzględnieniem wodoru w sieci o koncentracji C,  
 $\alpha$  - stała materiałowa.

Prowadzi to do wniosku, że lokalne naprężenie rozciągające normalne do płaszczyzny szczeliny jest równe maksymalnej wytrzymałości kohezynnej sieci krystalicznej  $\sigma_z$ . Propagacja szczeliny ma miejsce jeżeli:

$$\sigma_z = n F_m / C / \quad (11)$$

gdzie:

- n - ilość atomów na jednostkę powierzchni krystalograficznej powierzchni pęknięcia.



$$F = \psi(r - r_0) \text{ dla } (r_0 - \Delta r) < r < (r_0 + \Delta r)$$

Rys. Przebieg siły wzajemnego oddziaływania międzycząsteczkowego - linia przerywana oznacza przybliżenie harmoniczne lub liniowej teorii sprężystości

Proces rozwoju szczeliny związany jest z powiększeniem jej powierzchni. Uwzględniając więc fakt, iż wartość jednostkowej energii powierzchniowej  $\gamma$  możemy określić jako:

$$\gamma = \frac{1}{2} \int_{z_0}^{\infty} F/z/dz \tag{12}$$

wartość jej również ulegnie zmniejszeniu w przypadku koncentracji wodoru w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny. Wobec tego po uwzględnieniu  $F_{mo} > F_m/C$  możemy stwierdzić co następuje:

$$\gamma_H < \gamma_0 \tag{13a}$$

$$\frac{\int_{z_r}^{\infty} F_H / z/dz}{\int_{z_0}^{\infty} F_0 / z/dz} < 1 \tag{13b}$$

W powyższym kontekście  $\gamma$  możemy uznać za parametr charakteryzujący proces pęknięcia bezpośrednio związany z materiałem. Z fizycznego punktu widzenia oddziaływanie wodoru wyraża się poprzez blokowanie ruchu dyslokacji oraz wzrost parametrów sieci krystalicznej. Za szczególnie niebezpieczne należy uznać jego gromadzenie się we wszystkich nieciągłościach materiału:

- dyslokacjach ,
- mikroszczelinach,
- pustkach materiałowych o charakterze wad spawalniczych,
- innych wadach materiałowych.

Tak więc duża koncentracja wodoru prowadzi do zmniejszenia obszaru odkształceń plastycznych w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny w materiałach



quasi - kruchych, do których zaliczają się metale i ich stopy. Zakłada -  
jąc, iż  $\delta_{ef} \approx \delta_H$  i wychodząc z zależności określonej przez Griffith'a  
 $\sigma_{kr} = \sqrt{2E \delta_H / \pi l} / \frac{1}{2}$  otrzymamy:

$$\sigma_{kr} \sqrt{\pi l} = \sqrt{2E \delta_H} \quad (14)$$

Uwzględniając, że lewa strona równania (12) określa współczynnik inten -  
sowności natężenia  $K_I$ , ostatecznie otrzymamy:

$$K_I = \sqrt{E \int_{Z_r}^{\infty} F/z/dz} \quad (15)$$

Równanie (13) wskazuje na praktyczną możliwość zastosowania parametru  $K_I$   
do oceny procesu dekohezji z uwzględnieniem oddziaływania wodoru. Prawa  
strona równania wskazuje na pewną trudność z praktyczną oceną krytycznej  
wartości współczynnika intensywności naprężenia, uwarunkowaną obecnością  
wodoru.

#### 4. WNIOSKI

Analiza procesu pęknięcia na zimno przy zwróceniu szczególnej uwagi na  
oddziaływanie wodoru wskazuje na to, iż opis procesu pęknięcia może być  
dokonany przy użyciu parametrów i kryteriów mechaniki pęknięcia. Konieczne  
jest jednakże wprowadzenie pewnych modyfikacji w przyjętym modelu ciała,  
ażeby urealnić warunki i własności materiału do występujących w połącze -  
niu spawanym.

#### LITERATURA

- [1] Andersson B.A.E.: Diffusion and trapping of hydrogen in a bead-on-pla -  
te weld. Journal of Engineering Materials and Technology, 1, 1980
- [2] Fliszojt A.W., Koločov B.A.: Razprostranienije treščin v navodorocen -  
nom metalie pri ploskoj deformaciji. Fizyko-Chimičeskaja Mechanika  
Materialov, 4, 1981
- [3] Makarov Z.L., Jegorov N.J.: Razpredielenije vodoroda v mnogosojnyh  
svarnych sojedinenij legirovannyh stalej. Svaročnoje Proizvodstvo 3,  
1984, s. 3-6
- [4] Maksjaszew W.P., Kakovkin O.S., Potapov N.N.: Rasčet ravnovesnogo so -  
dieržanija vodoroda v metalie svaročnoj vanny. Svaročnoje Proizvod -  
stvo 4, 1984, s. 7-9
- [5] Oriani R.A., Josephic P.H.: Equilibrium aspects of hydrogeninduced crac -  
king of steels. Acta Metallurgica, Vol. 22, September 1974
- [6] Van Daeuwen H.P.: On the dekohesion model of hydrogen embrittlement  
Corrosion - Nace 1, 1976
- [7] Węgrzyn J.: Nowa hipoteza o wodorze i pęcherzach w spoinach. Przegląd  
Spawalnictwa 1, 1960

- [8] Ziemlin W.N., Silevič W.M.: Vlijanije vodoroda na sklonnost'k chołodnym treščinam svarnych soedinienij. Avtomatičeskaja Svarka 2, 1990, s.4-9

## SOME PHYSICAL ASPECTS OF THE COLD CRACKING IN WELDED JOINTS

## Summary

An analysis of the influence of hydrogen on the cold cracking in welded joints. There were determined the possibilities of using the stress intensity factor  $K_I$  to evaluate the mechanical criterion of cohesion in materials with the unstability to cause by hydrogen.



Eugeniusz Ranatowski

ZAGADNIENIE PĘKANIA NA ZIMNO W POŁĄCZENIACH SPAWANYCH W  
ASPEKCIE MECHANIKI PĘKANIA

Przedstawiono teoretyczne podstawy zastosowania współczynnika intensywności naprężenia  $K_I$  do oceny odporności na pękanie zimne w połączeniach spawanych. Bazując na teorii dekohezji wg Oriani, ustalono możliwość wykorzystania progowej wartości współczynnika intensywności naprężenia  $K_{Ith}$  do oceny odporności na pękanie. Przedstawiono przykład obliczeń.

1. WSTĘP

Aktualny stan wiedzy o pękaniu na zimno wskazuje na istnienie wielu zagadnień o charakterze podstawowym, na które brak jednoznacznej odpowiedzi z naukowego punktu widzenia. Sytuacja taka występuje pomimo opanowania zjawiska pękania na zimno w praktyce przemysłowej. Jednym z problemów jest zagadnienie ilościowego opisu procesu pękania na zimno. Istnieje szereg prób prowadzących do oceny odporności na pękanie na zimno, np. CTS, Tekken, próba implantacyjna, których rezultaty badań mają charakter jakościowy. Wynika to stąd, że stosowane parametry oceniające proces pękania na zimno mają charakter wyraźnie umowny. Na przykład przyjęty w próbie implantacyjnej parametr pękania zimnego  $\sigma_{kr}$  /naprężenie krytyczne/ nie można uznać za "sensu stricto" parametr oceniający proces pękania na zimno z fizycznego punktu widzenia.

Jak wynika z opracowań [8,9], efektywnym wskaźnikiem wrażliwości materiału na pękanie na zimno może być współczynnik intensywności naprężenia  $K_I$ , a także inne parametry i kryteria mechaniki pękania [1].

2. ZASADY OGÓLNE STOSOWANIA  $K_I$  DO OCENY PROCESU PĘKANIA NA ZIMNO

Uwzględniając fakt, iż proces lokalnego zniszczenia materiału może być opisany tylko poprzez jeden parametr - współczynnik intensywności naprężenia  $K_I$ , kryterium nagłego zniszczenia materiału możemy określić jako:

$$K_I = K_{IC} \quad \text{- dla płaskiego stanu odkształcenia} \quad (1a)$$

$$K_I = K_C - \text{dla płaskiego stanu naprężenia} \quad (1b)$$

Spontaniczny wzrost szczeliny nie nastąpi jeżeli:

$$K_I < K_{IC} \quad (2a)$$

$$K_I < K_C \quad (2b)$$

Lewe strony zależności (1a,1b), (2a,2b) oznaczają współczynnik intensywności naprężenia przy spełnionych warunkach:

- pole siłowe ma charakter syntetyczny względem szczeliny,
- linie pola siłowego są normalne do powierzchni szczeliny.

Współczynnik intensywności naprężenia  $K_I$  uzależniony jest od konfiguracji geometrycznej ciała i szczeliny oraz układu sił obciążających, a więc nie zależy od rodzaju materiału.

Z fizycznego punktu widzenia współczynnik intensywności naprężenia  $K_I$  można rozpatrywać jako parametr, który charakteryzuje jednoznacznie pole naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny. Jest to obszar podlegający największemu wyężeniu.

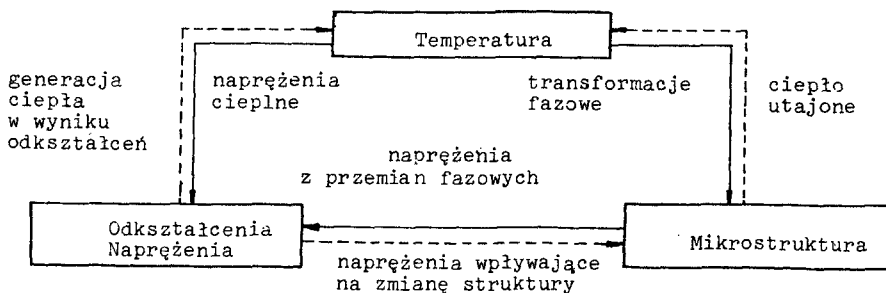
Prawe strony zależności (1a,1b), (2a,2b) są wielkościami charakteryzującymi materiał, a  $K_{IC}$ ,  $K_C$  oznaczają stałe materiałowe, zwane odpornością na zniszczenie, które identyfikuje się z krytyczną wartością współczynnika intensywności naprężenia. Ponadto zakładamy, że szczelina usytuowana jest w ośrodku materialnym o własnościach izotropowych, którego własności mechaniczne, fizyczne i chemiczne są niezmiennie w czasie. Należy w tym miejscu stwierdzić, iż w odróżnieniu od powyższej sytuacji, stan jaki występuje w obrębie złącza spawanego - rys.1 [4] i obecność wodoru mogą spowodować lokalną, niestabilną sytuację w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny, pomimo spełnienia warunku (2a,2b). W tej sytuacji szybkość wzrostu szczeliny  $V$  możemy określić jako [6]:

$$V = V [K_I, a_i (i = 1, 2, \dots)] \quad (3)$$

gdzie:

$V$  - szybkość wzrostu szczeliny,

$a_i$  - całokształt parametrów wpływających na fizyko-chemiczny stan materiału bezpośrednio w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny.



Rys.1. Oddziaływanie pomiędzy polem temperaturowym, mikrostrukturą a odkształceniem i naprężeniem w złączu spawanym

Lokalna szybkość procesu niszczenia, równoważna ze wzrostem  $V$  szczeliny, określona jest więc szybkością transportu aktywnego reagenta wodoru w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny.

Proces pęknięcia zimnego wymaga więc urealnienia przyjętego modelu ciała poprzez przyjęcie następujących założeń:

- akt lokalnego pęknięcia jest uwarunkowany obecnością określonej ilości wodoru w pewnych miejscowych mikroobjętościach metalu, którego koncentracja wynosi  $C_v$ ,
- w czasie deformacji metalu przy określonym poziomie obciążenia w odpowiedzialnych za zniszczenie mikroobjętościach, ilość wodoru może okazać się niewystarczająca, jednak może być tam zgromadzona po upływie pewnego czasu  $t$  w wyniku dyfuzji, której stymulatorem może być  $\nabla C$ ,  $\nabla \sigma$  lub  $\nabla T$  i procesu ustalania się równowagi w układzie metal-wodór.

W związku z powyższym wzrost szczeliny zależy nie tylko od własności mechanicznych metalu ale również od procesu przenoszenia i gromadzenia się wodoru w lokalnych obszarach /np. nieciągłościach/ właściwych dla danego układu metal-wodór. Konsekwencją praktyczną tej nowej sytuacji są trzy stany szczeliny, którym odpowiadają trzy przedziały zmiany  $K_I$ .

Pierwszy przedział odpowiada stanowi, gdy fizyko-chemiczne własności danego układu metal-wodór nie mogą zabezpieczyć spełnienia warunków dostatecznych do zapoczątkowania wzrostu szczeliny:

$$K_I \leq K_{Ith} \quad (4)$$

gdzie:

$K_{Ith}$  - progowa wartość współczynnika intensywności naprężenia, odpowiadająca bezpiecznej koncentracji wodoru  $C_0$  dla danego materiału.

Drugi przedział odpowiada stanowi, który charakteryzuje się powolnym, podkrytycznym wzrostem szczeliny przy spełnionym warunku:

$$K_{Ith} < K_I < K_{ICH} \quad (5)$$

Wzrost szczeliny wstrzymywany jest procesami dostarczania wodoru w ognisko zniszczenia, odpowiadające krytycznej koncentracji wodoru  $C_{kr}$ .

Trzeci przedział odpowiada stanowi, w którym następuje spontaniczny wzrost szczeliny:

$$K_I \geq K_{ICH} \quad (6)$$

gdzie:

$K_{ICH}$  - odporność materiału na pęknięcie z uwzględnieniem wodoru.

W sensie fizycznym parametr  $K_{ICH}$  jest najbardziej bliski parametrowi  $K_{IC}$ , chociaż nie jest mu tożsamościowo równy. Zgodnie z zależnością (6) wzrost szczeliny przy określonym rozkładzie wodoru w układzie jest zabezpieczony tylko czysto mechanicznym czynnikiem - odpowiednim poziomem obciążenia. W tej samej sytuacji nie zakładamy jakiegokolwiek ponownego rozkładu wodoru. Parametr  $K_{IC}$  jest więc tylko jedną wartością współczynnika intensywności naprężenia w przedziale:

$$K_{Ith} < K_I \leq K_{ICH}$$

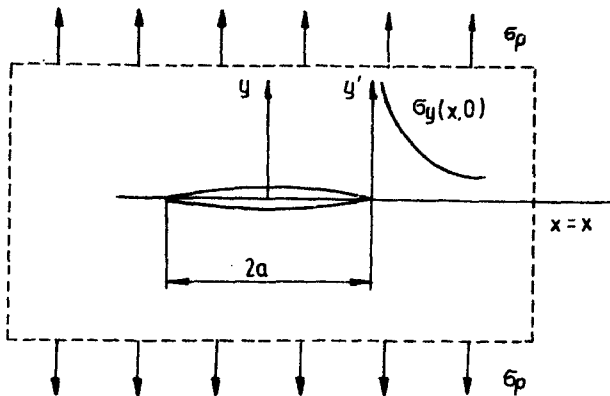
w którym wzrost szczeliny jest możliwy. Wobec tego można stwierdzić, że parametrem pozwalającym ocenić wpływ wodoru i przejść z badań laboratoryjnych na rzeczywiste warunki pracy konstrukcji jest tylko  $K_{Ith}$ , określający warunki nierozprzestrzeniania się szczeliny w materiale.

### 3. OCENA WPŁYWU WODORU NA WZROST SZCELINY

Za praktyczny wzrost szczeliny odpowiedzialny jest wodór gromadzący się w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny. Znajdujący się w metalu wodór pod wpływem dużej wartości gradienta naprężeń dyfunduje w obszar, gdzie naprężenia osiągają wartość maksymalną /rys.2/, co prowadzi do znacznej jego koncentracji. Z uwagi na to, iż poziom naprężeń w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny określa  $K_I$ , kryterium rozprzestrzeniania się szczeliny w formie ogólnej powinno spełniać związek:

$$C_{kr} = C_{kr}/K_I, X_c/ \quad (7)$$

Oznacza to, że jeżeli w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny w odległości  $X = X_c$  nagromadzi się wodór w ilości odpowiadającej krytycznej koncentracji  $C_{kr}$ , to jest ona dostateczna do realizacji wzrostu szczeliny o wartość  $\Delta l$  przy danej wartości  $K_I$ . Dążąc do uściślenia zależności (7) rozważmy konkretne związki ilościowe, określające zależność pomiędzy działającym naprężeniem  $\sigma_y$  a zawartością wodoru  $C$ .



Rys.2. Model szczeliny Griffith'a wraz z charakterystyką naprężenia  $\sigma_y(x,0)$  w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny, jako rezultatu działania naprężeń pozostających  $\sigma_p$

Przy rozpatrywaniu wpływu wodoru na proces pęknięcia na zimno należy uwzględnić fakt, iż wodór  $[H, H^+]$  znajdujący się w siatce krystalicznej metalu praktycznie nie wpływa na mechaniczne charakterystyki metalu [11]. Dlatego też nasza uwaga powinna zostać skierowana na jego część znajdującą się w nieciągłościach materiałowych -  $C_v$ . Średnia koncentracja wodoru

$C_v$  może być określona jako [1] :

$$C_v = \frac{f (M p + \alpha)}{R T} \quad (8)$$

gdzie:

$f$  - względna objętość nieciągłości,

$$(f = 1,5 \cdot 10^{-5} + 3 \cdot 10^{-3})$$

$R$  - stała gazowa

$$R = 8,314 \text{ J/mol K},$$

$M = 2,02 \cdot 10^{-3} \text{ kg/mol},$

$\alpha = 7,3 \cdot 10^{-3} \text{ /m}^3 \text{/kg},$

$p$  - ciśnienie gazu w nieciągłościach /Pa/,

$T$  - temperatura /K/.

Ponadto zgodnie ze związkiem Sieverts'a możemy stwierdzić, że:

$$C_c = C_o \left( \frac{p}{p_o} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

$$C_o = 1,39 \cdot 10^{-3} \text{ kg/m}^3 ; \quad C_c = C + C_v$$

$$p_o = 1 \text{ Pa}$$

Powyższe rozważania przeprowadzone są przy założeniu, iż wodór gromadzący się w nieciągłościach strukturalnych o koncentracji  $C_v$  jest w równowadze z wodorem znajdującym się w sieci krystalicznej o koncentracji  $C$  w określonej temperaturze  $T$ . Tak więc warunki równowagi będą się również zmieniać wraz ze zmienną  $T$ .

Wzrost rozpuszczalności wodoru spowodowanego działaniem naprężenia  $\sigma_y$  w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny, określimy ze związku [3] :

$$C_{c\sigma} = C_c \exp / A \sigma_y^{\frac{1}{2}} - B \sigma_y / \quad (10)$$

gdzie:

$$A = \frac{2 / 1 + \nu / \bar{V}}{3 RT} \left( \frac{2E}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \left[ \frac{N}{m^2} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (10a)$$

$$B = \frac{2 / 1 + \nu^2 / \bar{V}}{RT} \frac{2}{\pi} \left[ \frac{N}{m^2} \right]^{-1} \quad (10b)$$

gdzie:

$\nu$  - współczynnik Poisson'a,

$\bar{V}$  - cząstkowa molowa objętość wodoru w żelazie,  $m^3/mol$ ,

$R$  - stała gazowa,  $J/K mol$ ,

$T$  - temperatura,  $K$ .

Postępując w dalszej kolejności zgodnie z koncepcją Oriani i Josephic'a [5] i uwzględniając zmniejszenie siły wzajemnego oddziaływania między cząsteczkami elementarnymi ciała spowodowanego obecnością wodoru o koncentracji



$C + C_v$  oraz uwzględniając stan naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny wg Creager'a i Paris'a [2], otrzymamy:

$$\ln \frac{K_{IC} - K_{Ith}}{K_{Ith}} = \gamma \ln \left( \frac{p}{p_0} \right)^{\frac{1}{2}} - \ln b \sigma_y^{\frac{1}{2}} + A \sigma_y^{\frac{1}{2}} - B \sigma_y \quad (11)$$

gdzie:

$\gamma, b$ , - stałe materiałowe.

Przekształcając równanie (11) otrzymamy:

$$\frac{K_{IC}}{K_{Ith}} = 1 + e^{\ln \left( \frac{p}{p_0} \right)^{\frac{\gamma}{2}} - \ln b \sigma_y^{\frac{1}{2}} + (A \sigma_y^{\frac{1}{2}} - B \sigma_y)} \quad (12)$$

Wobec powyższego progowa wartość współczynnika intensywności naprężenia  $K_{Ith}$  wynosi:

$$K_{Ith} = \frac{K_{IC}}{1 + \left( \frac{p}{p_0} \right)^{\frac{\gamma}{2}} \left( b \sigma_y^{\frac{1}{2}} \right)^{-1} e^{(A \sigma_y^{\frac{1}{2}} - B \sigma_y)}} \quad (13)$$

Możemy uznać, że zależność (13) pozwala również określić, do celów praktycznych, stopień zmniejszenia  $K_{IC}$  i ryzyko powstania pęknięć zimnych w wyniku oddziaływania wodoru oraz ocenić progową wartość  $K_{Ith}$ , w sposób teoretyczny bez przeprowadzania kosztownych badań laboratoryjnych.

#### 4. OCENA $K_{Ith}$ DLA STALI O PODWYŻSZONEJ WYTRZYMAŁOŚCI

Rozważmy w dalszej kolejności wpływ zawartości wodoru dla stali o podwyższonej wytrzymałości w gatunku 14HNMBCu, bazując na zależności (13). W zależności tej występują trzy wielkości:  $K_{IC}$ ,  $b$ ,  $\gamma$ , które wymagają eksperymentalnej oceny. Własności mechaniczne dla stali 14HNMBCu przyjęto, bazując na wcześniej wykonanych badaniach własnych [10]:

Materiał: 14HNMBCu

Obróbka cieplna :  $T_{A3} = 1213 \text{ K}$

$T_{odp} = 923 \text{ K}$

$Re = 807 \text{ MPa} = 8,07 \cdot 10^8 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$

$K_{IC} = 120 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$

Wartość stałych  $b$  i  $\gamma$  przyjęto z danych eksperymentalnych dla stali o podwyższonej wytrzymałości przedstawionych w opracowaniu Lancaster'a [3]:

$$b = 4,7895 \cdot 10^{-5} \quad \left[ \text{N/m}^2 \right]^{-\frac{1}{2}}$$

$$\gamma = 0,26375$$

Ponadto zachodzi konieczność wyznaczania stałych A i B. Zgodnie z zależnościami (10a) i (10b) wartość ich wynosi:

$$A = 6,926 \cdot 10^{-5} \quad \left[ \text{N/m}^2 \right]^{-\frac{1}{2}}$$

$$B = 3,242 \cdot 10^{-10} \quad \left[ \text{N/m}^2 \right]^{-1}$$

Uwzględniając zmianę stanu naprężenia w sąsiedztwie wierzchołka szczeliny zgodnie z kryterium Huberta - Mises'a i jego wpływ na Re, dla  $\gamma = 0,3$  otrzymamy:

$$\sigma_y = 1,125088 \text{ Re}$$

Bazując na powyższych danych oraz zależności (13) w tabelicy 1 zestawiono wartości  $K_{Ith}/K_{IC}$  dla stali 14HNMBCu w temperaturze  $T = 293\text{K}$  przy zmniejszającej się koncentracji wodoru  $C_c$  w zakresie 0 do 30  $[\text{cm}^3/100\text{g}]$ . Z powyższego zastawienia wynika, iż dla stali 14HNMBCu już przy zawartości wodoru  $C_c$  w granicach  $5 \cdot 10^{-3} \rightarrow 5 \cdot 10^{-1} [\text{cm}^3/100\text{g}]$  następuje kilkakrotne zmniejszenie  $K_{Ith}$  w stosunku do  $K_{IC}$  w granicach 2,27 + 5,27 razy. Jak wynika z zależności (8) koncentracja wodoru  $C_v$  uzależniona jest od względnej objętości nieciągłości  $f$ , której wartość zależy od termomechanicznej historii metalu. Praktycznie wartość  $f$  zależy również od typu i ilości wtrąceń obcych.

Tabela 1

Ocena stosunku  $K_{Ith}/K_{IC}$  w zależności od koncentracji wodoru  $C_c$  dla stali 14HNMBCu

$C_c$ $\text{cm}^3/100\text{g}$	0	$5 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-3}$	$5 \cdot 10^{-2}$	$5 \cdot 10^{-1}$	1	5	10	20	30
$\frac{K_{Ith}}{K_{IC}}$	$\frac{1}{1}$	$\frac{1}{1,07}$	$\frac{1}{2,27}$	$\frac{1}{3,33}$	$\frac{1}{5,27}$	$\frac{1}{6,14}$	$\frac{1}{8,85}$	$\frac{1}{9,42}$	$\frac{1}{12,32}$	$\frac{1}{13,99}$

Badania laboratoryjne odporności na pęknięcie zimne strefy wpływu ciepła połączeń spawanych ze stali o podwyższonej wytrzymałości w gatunku 15H2NMFA /zbliżonej do stali 14HNMBCu/ wskazują właśnie na gwałtowny spadek  $K_{Ith}$  przy całkowitej zawartości wodoru dyfuzyjnego  $C_c = C + C_v$  wynoszącej  $5 \cdot 10^{-1} [\text{cm}^3/100\text{g}]$  [12]. Zjawisko to można wyjaśnić wzajemną reakcją wodoru dyfuzyjnego w sieci C i niepodległościach  $C_v$  oraz jego wpływem na wytrzymałość kohezijną w określonych warunkach: T, p.

Niska wartość  $K_{Ith}$  przy całkowitej zawartości wodoru dyfuzyjnego  $C + C_v$  na poziomie  $5 \cdot 10^{-1} [\text{cm}^3/100\text{g}]$  wymusza stosowanie technologii spawania opartych na niskowodorowych procesach spawania. Ponadto pociąga za

sobą również wzrost wymagań jakościowych w stosunku do złącza spawanego i technologii spawania. Dotyczy to praktycznie wielkości dopuszczalnych wad w złączu spawanym. Biorąc pod uwagę fakt, iż podkrytyczny wzrost szczeliny nie nastąpi jeżeli  $K_I < K_{Ith}$  oraz zakładając, iż wada ma charakter płąski o promieniu  $a$ , to po uwzględnieniu, iż [7]:

$$K_I = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sigma_y \sqrt{a} \quad (14)$$

otrzymamy, krytyczny dopuszczalny wymiar wady, przy którym nie nastąpi proces pęknięcia zimnego:

$$a < \frac{K_{Ith}^2 \pi}{4 \sigma_y^2} \quad (15)$$

Dopuszczalne wymiary wad w złączach spawanych ze stali 14HNMBCu zestawiono w tabelicy 2. Z zestawienia tego wynika, iż podkrytyczny wzrost wady płąskiej jest możliwy przy wymiarach wad w granicach  $2,74 \cdot 10^{-2} - 3,09 \cdot 10^{-4}$  [m] przy koncentracji wodoru odpowiednio w przedziale od 0 do 5 [ $\text{cm}^3/100\text{g}$ ] co wyraźnie rzutuje na wymagania co do klasy złącza i technologii spawania.

Tabelica 2

Ocena krytycznego wymiaru wady  $2a$  w zależności od  $C_c$  i  $K_{Ith}$  dla stali 14HNMBCu

Zawartość wodoru $C_c$ [ $\frac{\text{cm}^3}{100\text{g}}$ ]	0	$5 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-3}$	$5 \cdot 10^{-2}$	$5 \cdot 10^{-1}$	1	5
$K_{Ith}$ [MPa $\sqrt{\text{m}}$ ]	120	112,14	52,86	36,07	22,77	19,54	12,74
$2a$ [m]	$2,74 \cdot 10^{-2}$	$2,4 \cdot 10^{-2}$	$5,32 \cdot 10^{-3}$	$2,48 \cdot 10^{-3}$	$9,88 \cdot 10^{-4}$	$7,26 \cdot 10^{-4}$	$3,09 \cdot 10^{-4}$

## 5. WNIOSKI

Przedstawione rozważania wskazują na realną możliwość zastosowania idei i kryteriów mechaniki pęknięcia do rozwiązywania problemów technologicznych i eksploatacyjnych. Zastosowanie mechaniki pęknięcia, jej parametrów i kryteriów związane jest jednakże z urealnieniem i korektą modelu podstawowego poprzez uwzględnienie fizycznych zjawisk związanych z obecnością wodoru. Wyrazem praktycznym przeprowadzonych rozważań jest koncepcja analitycznej ilościowej oceny  $K_{Ith}$  wg zależności (13), bazującej na

podstawowych informacjach fizyko-chemicznych i mechanicznych spawanego materiału, bez konieczności przeprowadzania kosztownych badań laboratoryjnych.

## LITERATURA

- [1] Andersson B.A.B.: Diffusion and trapping of hydrogen in a bead-on - plate weld. *Journal of Engineering Materials and Technology* 1,1980
- [2] Creager M., Paris P.C.: Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking. *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol.3,1967
- [3] Lancaster J.F.: Applications of the decohesion model of hydrogen embrittlement to weldments. *Joint International Conference*. Pretoria, 1983
- [4] Lingren L.E.: Deformations and stress in butt - welding of plates. *Doctoral Thesis*, Lulea University of Technology, 1986
- [5] Oriani R.A., Josephic P.H.: Equilibrium aspects of hydrogen induced cracking of steels. *Acta Metalurgica*, Vol.22, 1974
- [6] Panasjuk W.W.: Model rosta treščin v deformirovannyh metalach pri vozdejstvi vodoroda. *Fizyko-Chimičeskaja Mechanika Materialov* 2, 1987
- [7] Paris P.C., Sih G.C.: Stress analysis of cracks. *ASTM-STP* 381
- [8] Ranatowski E.: Zagadnienie ilościowej oceny spawalności w aspekcie mechaniki pękania. *Materiały 44. Sekcja Podstaw Technologii Komitetu Budowy Maszyn PĀN, Bydgoszcz* 1989
- [9] Ranatowski E.: Niektóre aspekty fizyczne pękania na zimno połączeń spawanych. *Zesz.Nauk.ATR, Mechanika* 35, Bydgoszcz 1991
- [10] Ranatowski E.: Analiza własności mechanicznych połączeń spajanych. *Rozprawy nr 3, ATR Bydgoszcz* 1980
- [11] Wasilenko J.J., Chomiczki J.N., Koval W.P.: K mechanizmu vlijanija niekotorych legirujuscich elementov na vodorodnoje ochrupčivanieje zeleza. *Fizyko-Chemičeskaja Mechanika Materialov* 3, 1982
- [12] Ziemin W.N., Silevič W.M.: Vlijanije vodoroda na skłonost'k chołodnym treščinam svarnych sojedinenij tiepioustojčivych stalej. *Avto - matičeskaja Svarka* 2, 1990

COLD CRACKING PROBLEM IN WELDED JOINTS WITH A VIEW OF THE  
FRACTURE MECHANICS

## Summary

Theoretical bases of the application of stress intensity factor  $K_I$  to evaluate the cold cracking resistance in welded joints. Basing on the decohesion theory of Oriani shows possibilities of using the threshold stress intensity factor  $K_{Ith}$  to evaluate the fracture toughness. There is an analytical example.

Małgorzata Trepczyńska - Łent

WPLYW STOPNIA ZABIELENIA ŻELIWA SFEROIDALNEGO NA EFEKT PROCESU  
SFEROIDYZOWANIA CEMENTYTU EUTEKTOIDALNEGO

W pracy przedstawiono wyniki wyżarzania sferoidyzującego żeliwa sferoidalnego, które charakteryzowało się różnym stopniem zabielenia. Analiza wyników wykazała, że najlepszy efekt sferoidyzowania uzyskano w żeliwie o najwyższym stopniu zabielenia.

1. WSTĘP

Żeliwo sferoidalne, mające szerokie zastosowanie jako tworzywo konstrukcyjne maszyn i innych urządzeń, powinno charakteryzować się optymalnymi właściwościami mechanicznymi. Wymaga się, aby posiadało ono wysoką wytrzymałość na rozciąganie i wysoką plastyczność przy zachowaniu dobrej obrabialności skrawaniem.

Żeliwo sferoidalne produkuje się w dwóch zasadniczych odmianach: perlityczne i ferrytyczne [1]. Pierwsze charakteryzuje się wysoką wytrzymałością na rozciąganie 440-740 MPa i niskim wydłużeniem  $A_5$  około 2%, drugie natomiast przy niskiej wytrzymałości na rozciąganie 390-590 MPa charakteryzuje się wysokim wydłużeniem  $A_3/10$ -25%. Żeliwo perlityczne charakteryzuje się także wysoką twardością, sięgającą do 300 jednostek HB, co utrudnia obróbkę skrawaniem [1].

Dąży się więc do otrzymania żeliwa o pośrednich właściwościach mechanicznych i dobrej obrabialności. Interesujące rezultaty otrzymano na drodze obróbki cieplnej, w czasie której zachodzi zmiana kształtu płytkowego cementytu eutektoidalnego na kulkowy [2]. Wiadomo, że struktura ferrytu z cementytem kulkowym ma często znaczną przewagę nad perlitem płytkowym. Na przykład jest ona bardziej dogodna w obróbce skrawaniem i obróbce cieplnej, a ponadto charakteryzuje się wyższymi właściwościami plastycznymi przy nieznacznie obniżonych właściwościach wytrzymałościowych [2].

Wysoką wytrzymałość oraz wydłużenie wykazuje perlityczne żeliwo ciągliwe, w którym cementyt występuje w postaci drobnych kuleczek, rozłożonych równomiernie w osnowie ferrytycznej na całym przekroju odlewu [4]. Taką strukturę otrzymuje się stosując wyżarzanie sferoidyzujące zwykłego perlitycznego żeliwa ciągliwego [4]. W ten sposób otrzymano perlityczne żeliwo ciągliwe o perlitcie z cementytem kulkowym zwane Z-Metalem oraz Armasteel. Charakterystyczną cechą żeliwa ciągliwego obu wymienionych ga-

tunków jest bardzo duża równomierność rozłożenia kulek cementytowych w osnowie ferrytycznej.

W badaniach nad procesem sferoidyzacji cementytu w żeliwie sferoidalnym nie spotkano się z taką równomiernością rozkładu cementytu kulkowego, jak w żeliwie ciągliwym. Widać to wyraźnie z mikrofotografii żeliwa sferoidalnego sferoidyzowanego zamieszczonych w pracy [2], a szczególnie w pracy [3]. Żeliwo sferoidalne stosowane w pracy [2] było zabielenie, natomiast w pracy [3] nie wykazało żadnych zabielen.

Wiadomo, że żeliwo ciągliwe przed sferoidyzującą obróbką cieplną ma strukturę białą, a żeliwo sferoidalne jest zasadniczo szare. Wiadomo również, że pierwsze stadium wyżarzania żeliwa ciągliwego odbywa się w wysokiej temperaturze 950-1050°C i trwa kilkanaście do kilkadziesiąt godzin. Można zatem wnosić, że zasadniczą rolę w osiągnięciu równomiernego rozłożenia cementytu kulkowego w osnowie żeliwa odgrywają: struktura zabielenia, wysoka temperatura austenitizacji /I stadium/ i długi czas austenitizacji.

### 1.1. Cel badań

Zwykle perlityczne żeliwo ciągliwe uzyskuje się przez wyżarzanie żeliwa białego w atmosferze obojętnej, nie doprowadzając procesu grafityzacji do końca [4]. Wydaje się więc celowym przeprowadzenie badań na żeliwie sferoidalnym, którego struktura w stanie surowym byłaby zabielenia.

Postanowiono prześledzić wpływ struktury osnowy żeliwa sferoidalnego w stanie surowym /struktura zabielenia i szara/ na otrzymanie cementytu kulkowego w osnowie ferrytu, w wyniku odpowiedniej obróbki cieplnej. Zadaniem niniejszych badań jest potwierdzenie hipotezy o korzystnym wpływie zabielenia żeliwa na proces sferoidyzowania.

### 1.2. Materiał do badań

Żeliwo sferoidalne przeznaczone do badań wytopiono w żeliwiaku kwaśnym z gorącym dmuchem i odlano w postaci wlewków o kształcie próbek Y 2 zgodnie z PN-76/H-83124.

Tabela 1

Skład chemiczny badanego żeliwa sferoidalnego

C %	Si %	Mn %	P %	S %
3,67	1,84	1,08	0,09	0,008

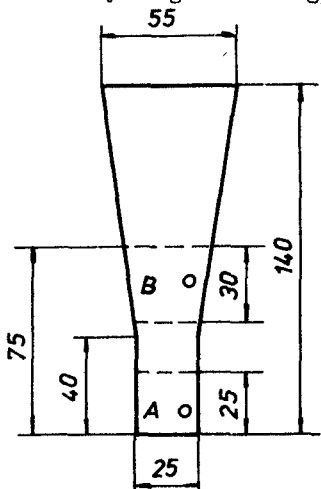
Skład chemiczny żeliwa przedstawia tabela 1. Dane charakterystyczne żeliwa jak: temperatury przemiany eutektoidalnej oraz temperaturę początku grafityzacji podane w tabeli 2, zostały oznaczone na podstawie wykonanych dylatogramów.

Tabela 2

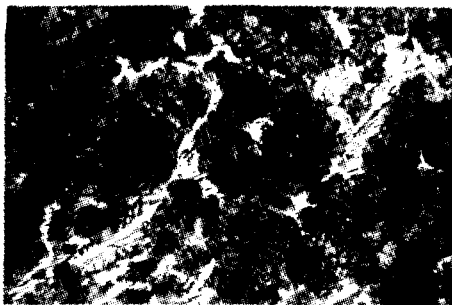
Punkty krytyczne badanego żeliwa sferoidalnego

$Ac_1^P$ °C	$Ac_1^K$ °C	$Ar_1^P$ °C	$Ar_1^K$ °C	$T_{gr}$ °C
768	810	719	679	701

Skład chemiczny żeliwa dobrano w ten sposób aby otrzymać we wlewkach typu Y, przy tym samym składzie chemicznym, obszary zabeleńione i nie zabeleńione. Na przekroju pionowym wlewków rzeczywiście otrzymano różny stopień zabeleńienia /rys.1/: w obszarze A /dolny obszar przyzmatycznej części wlewka Y /otrzymano duże zabeleńienie /rys.2/, a w obszarze B /dolny obszar nadlewu wlewka Y /bardzo małe/rys.3/.Na rysunku 4 przedstawiono graficznie wyniki ilościowej powierzchniowej analizy mikroskopowej / metodą siatki punktów/ [5] następujących składników struktury: grafitu, cementytu /eutektycznego i wtórnego/ oraz perlitu.



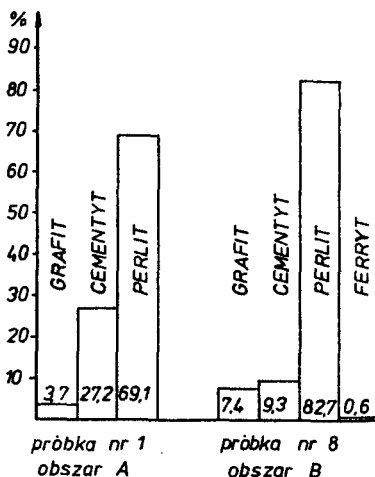
Rys.1.Przekrój pionowy wlewka Y. Kółkami oznaczono miejsca wykonania mikrografii



Rys.3.Struktura żeliwa sferoidalnego w stanie surowym w obszarze B.Zgiad trawiony 4% alkoholowym roztworem  $HNO_3$ .Pow.100:1



Rys.2.Struktura żeliwa sferoidalnego w stanie surowym w obszarze A.Zgiad trawiony 4% alkoholowym roztworem  $HNO_3$ .Pow. 100:1



Rys.4.Wyniki ilościowej analizy strukturalnej żeliwa sferoidalnego w stanie surowym w próbkach 1 i 8

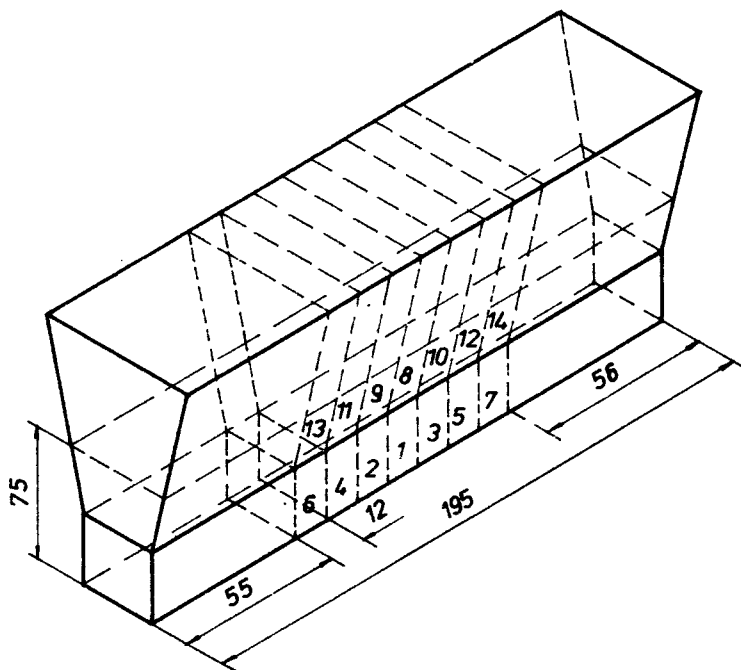


## 2. PROGRAM I METODYKA BADAŃ

Przyjęte do badań żeliwo sferoidalne poddano następującym operacjom obróbki cieplnej:

- a/ wyżarzaniu normalizującym, a następnie
- b/ wyżarzaniu sferoidyzującym.

W tym celu z wlewka Y wycięto 7 płytek o wymiarach 25x12x75 /rys.5/, z których odcięto próbki z obszarami A i B według rysunku 1. Próbki A o-



Rys.5. Sposób wycięcia płytek 25x12x75 z wlewka Y i numeracja próbek

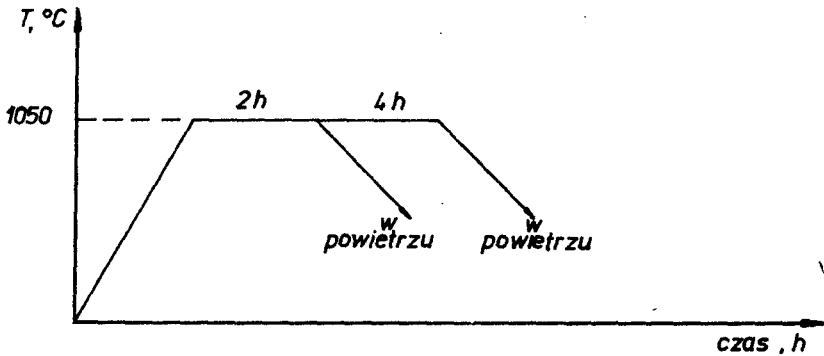
znaczone numerami 1-7, próbki B 8-14 /rys.5/ Próbki 1 i 8 zostały przez - naczone do badań struktury żeliwa w stanie surowym. Próbki 2,4,6 oraz 9, 11,13 zostały poddane wyżarzaniu normalizującemu w następujących warunkach /rys.6/:

- temperatura austenitzacji - 1050°C,
- czas austenitzacji - 2 h.

Próbki załadowano do pojemnika rurowego o średnicy 45 mm i zabezpieczono przed odwęglaniem i utlenianiem mieszaniną węgla drzewnego z prażonym piaskiem kwarcowym i zamknięto azbestem.

Próbki 3,5,7 oraz 10,12,14 zostały poddane wyżarzaniu normalizującemu w następujących warunkach/rys.6/:

- temperatura austenitzacji - 1050°C,
- czas austenitzacji - 4 h.



Rys. 6. Schemat wyżarzania normalizującego próbek żeliwa

Próbki ładowano do pojemnika w sposób jak wyżej.

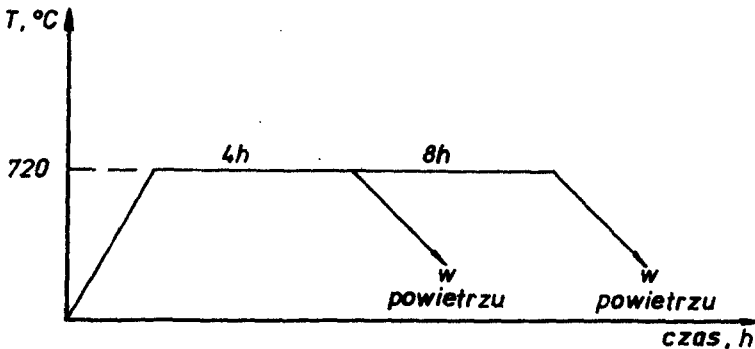
Po zakończeniu austenitzacji pojemniki wyładowano z pieca i wraz z próbkami chłodzono w powietrzu.

Czas austenitzacji mierzono po 40 minutach od momentu załadowania pojemników do pieca nagrzanego do założonej temperatury. Obróbkę cieplną przeprowadzono w piecu sylitowym PSK-7 przy współpracy z przystawką sprzężenia zwrotnego M 14. Dzięki temu uzyskano wahania temperatury w granicach  $\pm 2\text{ K}$ .

Po wyładowaniu z pojemników próbki 6 i 7 oraz 13 i 14 po odpowiednim przygotowaniu poddano badaniom mikroskopowym z wykonaniem ilościowej, powierzchniowej analizy strukturalnej metodą siatki punktów dla następujących składników struktury: grafit, perlit, ferryt i cementyt wtórny/ oraz ewentualnie eutektyczny/.

Pozostałe próbki poddano wyżarzaniu sferoidyzującemu. I tak - próbki 4 i 5 oraz 11 i 12 wyżarzano w następujących warunkach /rys. 7/:

- temperatura wygrzewania -  $720^\circ\text{C}$ ,
- czas wygrzewania - 4 h.



Rys. 7. Schemat wyżarzania sferoidyzującego próbek żeliwa

Próbki ładowano do pojemnika rurowego i zabezpieczano przed odwęglaniem i utlenieniem, jak podczas wyżarzania normalizującego.

Próbki 2 i 3 oraz 9 i 10 wyżarzano w następujących warunkach /rys.7/  
 - temperatura wygrzewania -  $720^{\circ}\text{C}$ ,  
 - czas wygrzewania - 8 h.

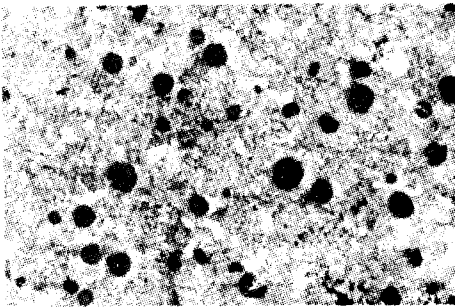
Próbki, jak poprzednio, ładowano do pojemnika rurowego. Po zakończeniu wyżarzania pojemniki wraz z próbkami chłodzono w powietrzu.

Po wyładowaniu próbki poddano odpowiedniej obróbce mechanicznej zgiędy trawiono alkoholowym roztworem kwasu pikrynowego i dokonano badań mikroskopowych z wykonaniem analizy powierzchniowej metodą siatki punktów dla następujących składników struktury: grafit, ferryt, cementyt wtórny/ i ewentualnie eutektyczny/, perlit i sferoidyt.

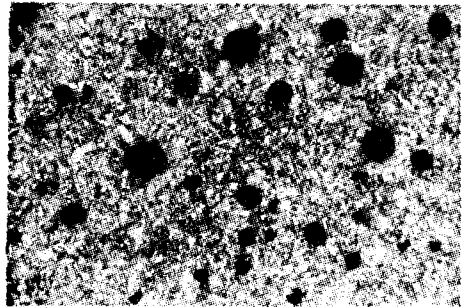
Przyjęcie wysokiej temperatury austenityzacji miało na celu przyspieszenie rozpadu cementytu eutektycznego oraz ujednorodnienie żeliwa.

### 3. WYNIKI BADAN

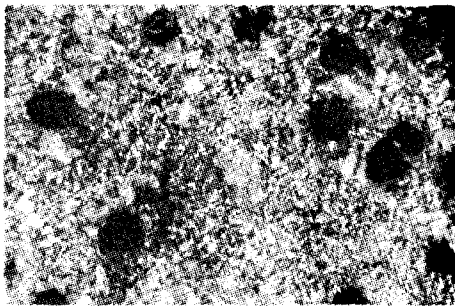
Obrazy struktury żeliwa sferoidalnego po normalizowaniu przedstawiono na rysunkach 8-11. Obrazy struktury żeliwa sferoidalnego po wyżarzeniu sferoidyzującym przedstawiono na rysunkach 12-19.



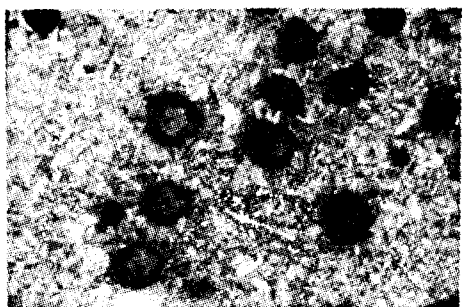
Rys.8. Obraz struktury żeliwa w próbce 6/obszar A/po normalizowaniu / $1050^{\circ}\text{C}$ -2h/. Pow.100:1



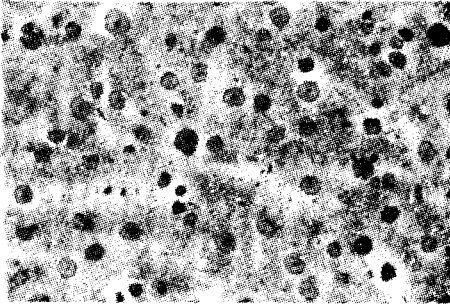
Rys.9. Obraz struktury żeliwa w próbce 7/obszar A/po normalizowaniu / $1050^{\circ}\text{C}$ -4h/. Pow.100:1



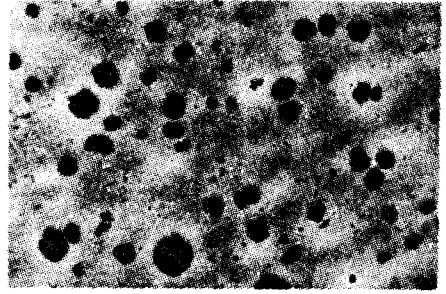
Rys.10. Obraz struktury żeliwa w próbce 13 /obszar B/ po normalizowaniu / $1050^{\circ}\text{C}$ -2h/. Pow.100:1



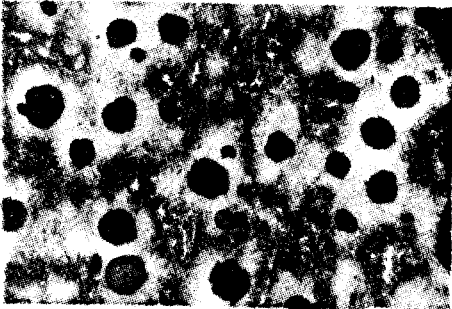
Rys.11. Obraz struktury żeliwa w próbce 14 /obszar B/ po normalizowaniu / $1050^{\circ}\text{C}$ -4h/. Pow.100:1



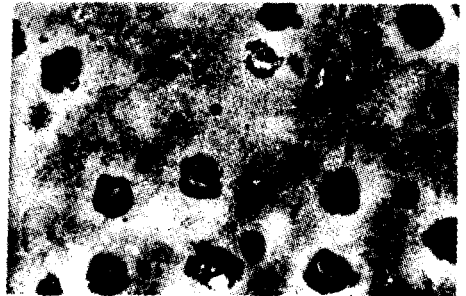
Rys.12.Obraz struktury żeliwa w próbce 4 /obszar A/ po wyżarzaniu sferoidyzującym /1050°C-2h,720°C-4h/.Pow.100:1



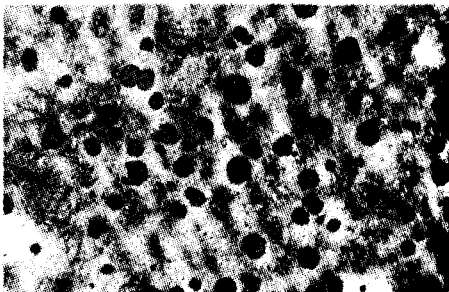
Rys.13.Obraz struktury żeliwa w próbce 5 /obszar A/ po wyżarzaniu sferoidyzującym /1050°C-4h,720°C-4h/.Pow.100:1



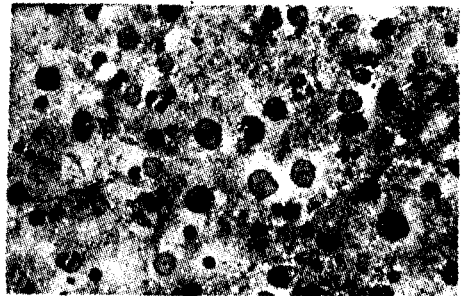
Rys.14.Obraz struktury żeliwa w próbce 11 /obszar B/ po wyżarzaniu sferoidyzującym /1050°C-2h,720°C-4h/. Pow.100:1



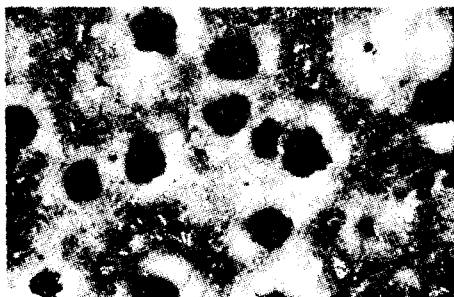
Rys.15.Obraz struktury żeliwa w próbce 12 /obszar B/ po wyżarzaniu sferoidyzującym /1050°C-4h,720°C-4h/.Pow.100:1



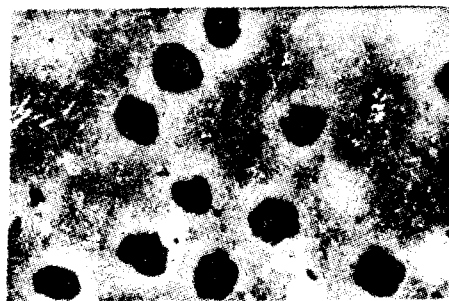
Rys.16.Obraz struktury żeliwa w próbce 2 /obszar A/ po wyżarzaniu sferoidyzującym /1050°C-2h, 720°C-8h/.Pow.100:1



Rys.17.Obraz struktury żeliwa w próbce 3 /obszar A/ po wyżarzaniu sferoidyzującym /1050°C-4h, 720°C-8 h/.Pow.100:1

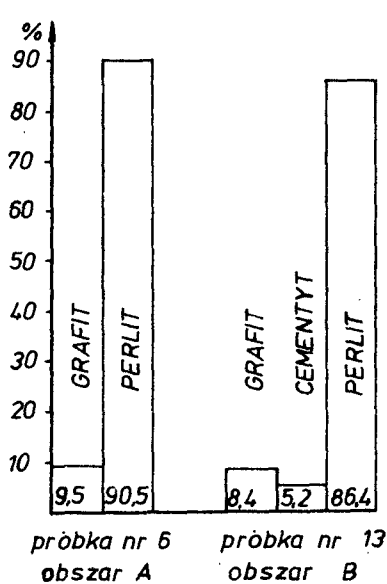


Rys.18.Obraz struktury żeliwa w próbce 9 /obszar B/po wyżarzaniu sferoidyzującym /1050°C-2h, 720°C-8h/.Pow.100:1

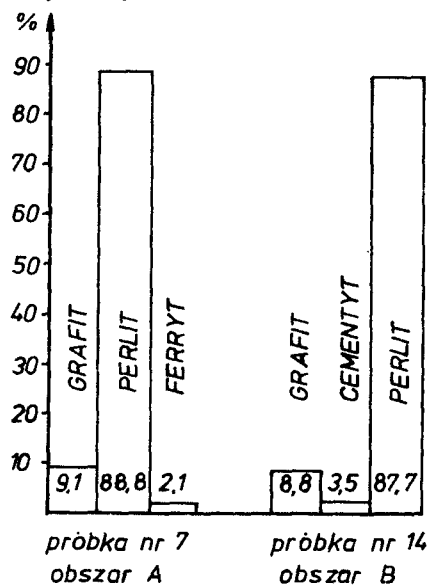


Rys.19.Obraz struktury żeliwa w próbce 10 /obszar B/ po wyżarzaniu sferoidyzującym/1050°C-4h, 720°C-8h/.Pow.100:1

Wyniki ilościowej analizy strukturalnej próbek żeliwa po normalizowaniu przedstawiono na wykresach słupkowych /rys.20-21/.

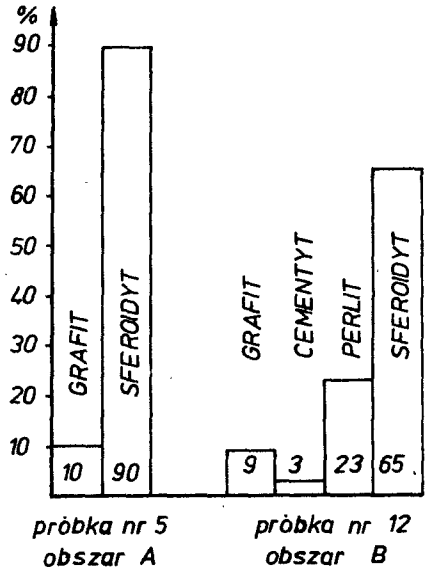
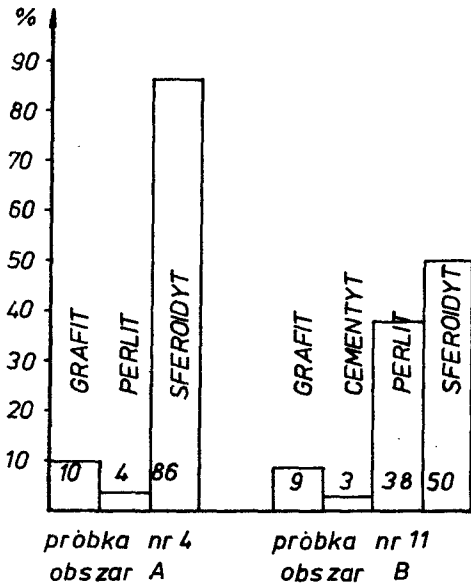


Rys.20.Wynik ilościowej analizy strukturalnej żeliwa normalizowanego /1050°C-2h/ w próbkach 6 /obszar A/ i 13 /obszar B/



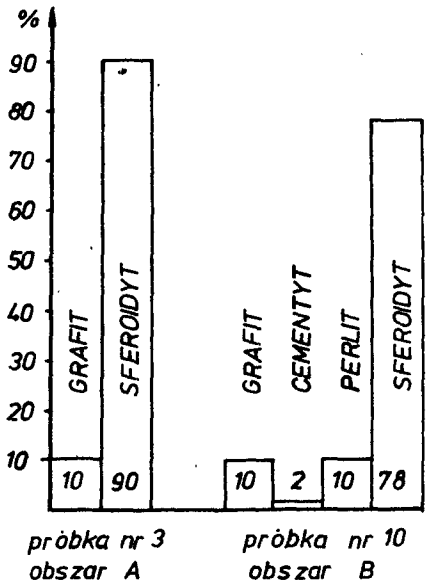
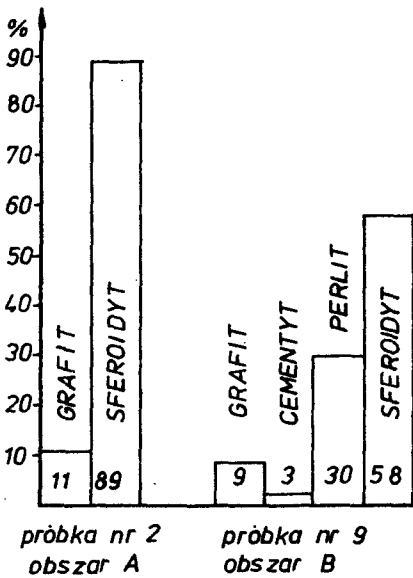
Rys.21.Wynik ilościowej analizy strukturalnej żeliwa normalizowanego /1050°C-4h/ w próbkach 7 /obszar A/ i 14 /obszar B/

Wyniki ilościowej analizy strukturalnej próbek żeliwa po wyżarzaniu sferoidyzującym przedstawiono na wykresach słupkowych /rys.22-25/.



Rys.22. Wynik ilościowej analizy strukturalnej żeliwa wyżarzane sferoidyzująco /1050°C-2h, 720°C-4h/ w próbkach 4 /obszar A/ i 11 /obszar B/

Rys.23. Wynik ilościowej analizy strukturalnej żeliwa wyżarzane sferoidyzująco /1050°C-4h, 720°C-4h/ w próbkach 5 /obszar A/ i 12 /obszar B/



Rys.24. Wynik ilościowej analizy strukturalnej żeliwa wyżarzane sferoidyzująco /1050°C-2h, 720°C-8h/ w próbkach 2 /obszar A/ i 9 /obszar B/

Rys.25. Wynik ilościowej analizy strukturalnej żeliwa wyżarzane sferoidyzująco /1050°C-4h, 720°C-8h/ w próbkach 3 /obszar A/ i 10 /obszar B/

Ponieważ granice ziaren między cementytem kulkowym a perlitem płyt - kowym były trudne do dokładnego ustalenia, wobec tego wzajemna relacja między zawartością obu składników w żeliwie obarczona jest znacznym błędem.

#### 4. ANALIZA WYNIKÓW

Z rysunków 20 i 21 wynika, w sposób nie budzący wątpliwości, że w obszarach A po normalizowaniu i po wygrzewaniu w czasie 2h otrzymano osnowę w 100% perlityczną, natomiast po wygrzewaniu przez 4h nieomal perlityczną /perlit - 97,8%, ferryt - 2,2%/. Natomiast w obszarach B, w których zawartość cementytu w żeliwie w stanie surowym była znacznie mniejsza aniżeli w obszarach A, po normalizowaniu zachowała się jeszcze znaczna zawartość tego składnika.

Rezultat normalizowania skłania zatem do wniosku, że korzystniejszą strukturę otrzymuje się w takim żeliwie, które w stanie surowym zawiera więcej cementytu.

Po wyżarzaniu sferoidyzującym próbek normalizowanych /rys.22-25/ otrzymano w obszarach A osnowę zawierającą 100% sferoidytu, z wyjątkiem próbek żeliwa po obróbce według schematu - 1050°C - 2h /720°C - 4h, gdzie pozostało około 4% obszarów perlitycznych. Oczywiście stopień sferoidyzacji cementytu w różnych mikroobszarach sferoidytu jest zmienny - większy jest w mikroobszarach bliskich wydzieleniom grafitowym, a mniejszy w mikroobszarach leżących na granicach ziaren eutektycznych. Ponadto gęstość wydzieleni cementytowych w sferoidycie jest mała w mikroobszarach bliskich grafitowi i duża w mikroobszarach bliskich granicom ziaren eutektycznych.

Natomiast w obszarach B perlit zachowuje się w dużym procencie powierzchni osnowy. Przedłużenie czasu wygrzewania podczas austenitzacji, jak też przedłużenie czasu wygrzewania podczas wyżarzania sferoidyzującego, powoduje zmniejszenie powierzchni perlitu na korzyść sferoidytu.

W obszarach B różnice w gęstości wydzieleni cementytowych na tle ferrytu są znacznie większe niż w obszarach A. Ponadto w obszarach B po wyżarzaniu sferoidyzującym pozostaje pewna nieznaczna zawartość cementytu /wtórnego lub eutektycznego/. Analiza struktury osnowy żeliwa po wyżarzaniu sferoidyzującym wykazuje wyraźnie, że silniej zabieleną osnowę żeliwa sferoidalnego w porównaniu do osnowy słabo zabielennej jest korzystniejsza z uwagi na cel wyżarzania. Tym samym należy mniemać, że hipoteza o wpływie zabielenia osnowy żeliwa na proces sferoidyzacji cementytu znalazła potwierdzenie.

#### 5. ZAKOŃCZENIE

Przeprowadzone badania wykazały, że zabielenie osnowy żeliwa sferoidalnego wywiera korzystny wpływ na proces normalizowania, jak i sferoidyzowania cementytu. Jednak dla otrzymania pełnego i bezspornego wyniku

należałoby powyższe badania przeprowadzić dla odlewów o różnych wymiarach np. o różnych średnicach i dla co najmniej dwóch gatunków żeliwa sferoidalnego niestopowego o zdecydowanie różnej zdolności do grafityzacji.

#### LITERATURA

- [1] Oleszycki H.: Mechanizm powstawania perlitu z cementytem kulkowym w żeliwie sferoidalnym w czasie zabiegów cieplnych. Praca doktorska.AGH, Wydział Odlewnictwa, Katedra Metaloznawstwa Odlewniczego,Kraków 1970
- [2] Oleszycki H.: Badanie mechanizmu sferoidyzacji cementytu eutektoidalnego w żeliwie sferoidalnym.PAN, Metalurgia 19,1972, 83-132
- [3] Oleszycki H.: Sprawozdanie z III etapu pracy pt."Optymalizacja procesów obróbki cieplnej żeliwa i staliwa sferoidalnego" wykonane w Zakładzie Metaloznawstwa i Technologii Metali ATR w Bydgoszczy, na zlecenie IMP Warszawa, 1976-1980
- [4] Rączka J.: Żeliwo ciągliwe. PWT; Warszawa 1961
- [5] Ryś J.: Wstęp do metalografii ilościowej. "Śląsk",Katowice 1970

#### THE RESULTS OF SPHERODIZING OF A SPHEROIDAL CAST-IRON

##### Summary

The results of spheroidizing of a spheroidal cast iron are described. The spheroidal cast iron was characterized by the different degree of the hard spots. It was found that the best result of spheroidizing has the spheroidal cast iron with the extreme degree of the hard spots.





Zygmunt Stankiewicz  
Michał Styp-Rekowski

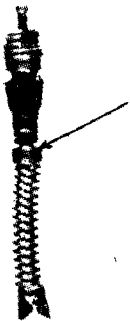
## OPTIMALIZACJA PROCESU WYTWARZANIA ELEMENTÓW MINIATUROWYCH

W artykule przedstawiono przykład optymalizacji procesu wytwarzania miniatury elementów zaworów pneumatycznych. Jako kryteria optymalizacji przyjęto wielkości charakterystyczne procesu wytwarzania tych elementów za pomocą obróbki plastycznej. Stwierdzono, że możliwe jest uzyskanie znacznych efektów ekonomicznych wdrażając do produkcji wybrany wariant obróbki.

### 1. WPROWADZENIE

Powszechnie wiadomo, że w produkcji masowej szczególnego znaczenia nabiera prawidłowy dobór procesu technologicznego. Zagadnienie to rozpa-trywać można w dwóch aspektach. Pierwszy, ogólniejszy, to wybór jednej z możliwych technologii, np. obróbka skrawaniem, odlewnictwo czy obróbka plastyczna. Drugi, bardziej szczegółowy, to dobór parametrów dla wybranej metody obróbki.

W pracy przedstawiono przykład optymalizacji procesu wytwórczego obsady wkładki do zaworu pneumatycznego stosowanego powszechnie we wszelkiego rodzaju dętkach /rys.1/, do realizacji którego wykorzystano operacje obróbki plastycznej. Jako kryteria w procesie optymalizacji przyjęto wielkości charakterystyczne w proponowanej metodzie obróbki oraz koszt jednostkowy.

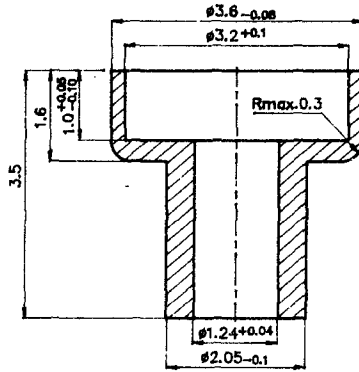


Rys.1. Wkładka do zaworu pneumatycznego /strzałką oznaczono obsadę/

### 2. OBIEKT OPTIMALIZACJI

Jako obiekt optymalizacji przyjęto proces technologiczny obsady, której geometryczne cechy konstrukcyjne /GCK/ w obecnie wytwarzanej wersji /wykonywanej za pomocą obróbki skrawaniem / przedstawiono na rysunku 2. Jak wykazała analiza technologiczna [1] możliwe jest zastosowanie do wytwarzania tego elementu metod obróbki plastycznej.

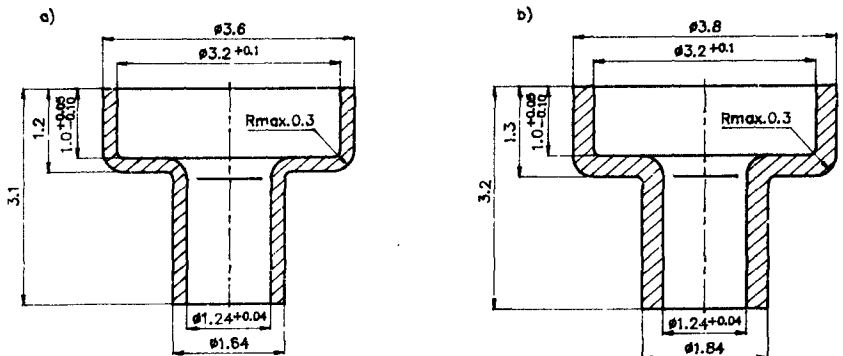
Do oceny przyjęto wstępnie trzy następujące warianty procesu technologicznego elementu za pomocą tłoczenia wielozabiegowego:



Rys. 2. Geometryczne cechy konstrukcyjne aktualnie wytwarzanej obsady

- wariant I - z taśmy o grubości  $g = 0,2$  mm za pomocą operacji: nacinanie taśmy, wytłaczanie, przetłaczanie, dziurkowanie, dotiaczanie i okrawanie;
- wariant II - z taśmy o grubości  $g = 0,3$  mm za pomocą operacji jak wyżej;
- wariant III - z taśmy o grubości  $g = 0,2$  mm za pomocą operacji: nacinanie taśmy, wytłaczanie, przetłaczanie, dziurkowanie, wywijanie i okrawanie.

Założone GCK obsady dla poszczególnych wariantów przedstawiono na rysunku 3. Różnią się one nieznacznie od GCK obsady w obecnie wykonywanej postaci konstrukcyjnej. Jednak ze względu na to, że dla zapewnienia szczelności zaworu konieczne jest zachowanie przede wszystkim wymiarów zewnętrznych i ich tolerancji - takie niewielkie różnice są dopuszczalne.



Rys. 3. Geometryczne cechy konstrukcyjne obsady wytwarzanej według proponowanej metody: a/wariant I i III, b/ wariant II

Przy produkcji małych elementów obrotowych zalecana jest metoda Oeillet [3]. Jednakże z powodu braku informacji o efektach jej stosowania

do wykonywania tulejek z odsadzeniem /przypadek rozpatrywany w przykła - dzie niniejszej pracy/ metody tej nie włączono do prezentowanych badań optymalizacyjnych.

### 3. KRYTERIA OPTYMALIZACJI

Wykorzystując definicję optymalizacji [2] stwierdzić trzeba, że warunkiem niezbędnym dla przeprowadzenia optymalizacji jest przyjęcie jednego lub kilku kryteriów, spełniających rolę funkcji celu, umożliwiającą wybór. Dążyć należy do tego, aby wyboru dokonywać za pomocą możliwie dużego zbioru kryteriów, eliminując w jak największym stopniu elementy wyboru decyzyjnego i losowego.

W prezentowanym przypadku, jako kryteria optymalizacji przyjęto wielkości charakterystyczne procesu wytwarzania, wspólne dla wszystkich zaproponowanych wariantów. Są nimi:

- średnica krążka wyjściowego,
- objętość krążka wyjściowego,
- ilość zabiegów,
- odkształcenie względne materiału wytłoczki,
- wysokość przetłaczania,
- koszt jednostkowy.

Taki zestaw kryteriów powinien umożliwić obiektywny wybór wariantu najbardziej zbliżonego do optymalnego.

### 4. WYNIKI OPTYMALIZACJI

Dla wszystkich rozpatrywanych wariantów tok obliczeń wielkości charakterystycznych był podobny. Jest on przytoczony w pracy [1] i dlatego pominięto go w niniejszym opracowaniu. Otrzymane wyniki zestawiono w tabelicy.

Tablica

Zestawienie wielkości charakterystycznych dla trzech wariantów procesu technologicznego

Wielkości charakterystyczne	Wariant		
	I	II	III
Średnica krążka wyjściowego $D_k, \text{mm}$	8,45	8,04	8,40
Objętość krążka wyjściowego $V_k, \text{mm}^3$	11,21	15,22	11,08
Ilość zabiegów tłoczenia	10	10	10
Wysokość przetłaczania	3,1	3,2	3,0
Odkształcenie względne, $\epsilon_c$	0,63	0,59	0,62
Koszt wykonania 1.000 szt.	70,31	83,99	70,07

Najmniejsza średnica krążka wyjściowego jest wymagana dla wariantu drugiego lecz ze względu na fakt, że jest on największej grubości jego objętość jest największa. Najmniejsza objętość wymagana jest dla wariantu trzeciego.

Ilość zabiegów tłoczenia jest jednakowa dla wszystkich rozpatrywanych wariantów.

Odształcenia względne, świadczące o wyciężeniu materiału, są najmniejsze dla wariantu drugiego, lecz różnice pomiędzy wariantami są nieznaczne.

Wysokość przetłaczania, mająca decydujący wpływ na wartość pracy niezbędnej do wykonania wytłoczki, jest najmniejsza dla wariantu trzeciego.

Koszt jednostkowy wykonania wytłoczki jest najmniejszy dla wariantu pierwszego i trzeciego /różnice są pomijalnie małe/.

Oceniając poszczególne warianty metodą punktacji podwójnej [2] można stwierdzić, że w świetle przyjętych kryteriów najbardziej do optymalnego zbliżony jest wariant trzeci. Kolejność zabiegów dla tego wariantu przedstawia się następująco:

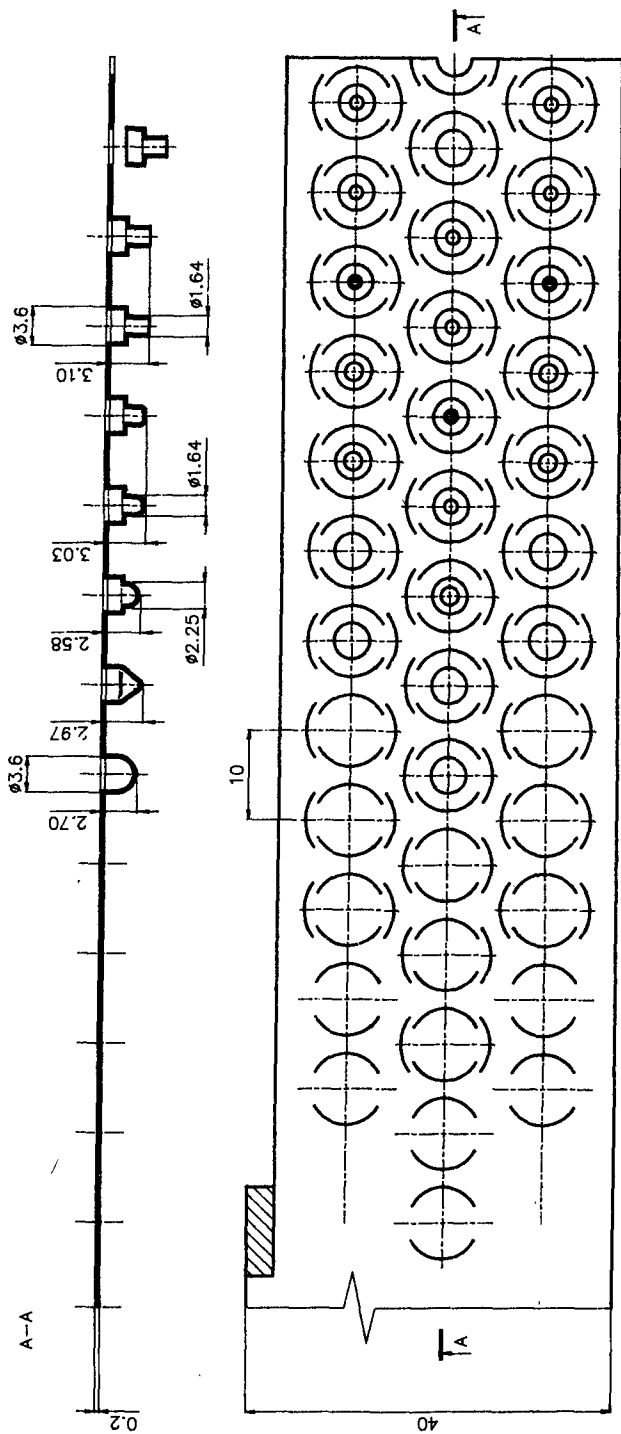
- nacinanie taśmy pierwsze,
- nacinanie taśmy drugie,
- wytłaczenie,
- przetłaczanie pierwsze, drugie i trzecie,
- dziurkowanie dna,
- wywijanie z kalibrowaniem,
- dotłaczanie,
- okrawanie.

Cały proces składa się z trzynastu taktów, przy czym trzy są jałowe, co przedstawia schemat rozkroju taśmy /rys.4/. Nie bez znaczenia jest również fakt, że GCK wytłoczki wykonanej w wyniku realizacji wybranego procesu technologicznego różni się w niewielkim stopniu od GCK elementu obecnie stosowanego w zaworkach, tak że nie wymaga to żadnych zmian konstrukcyjnych zaworu.

## 5. PODSUMOWANIE

Zaprezentowane rozważania stanowią jedynie przykład wyboru najkorzystniejszego wariantu procesu technologicznego. Dobór innych wariantów lub innego zestawu kryteriów może zmienić wyniki oceny. Prezentując niniejszą pracę chciano zwrócić uwagę na konieczność poszukiwania efektów, w tym także ekonomicznych, poprzez kompleksową analizę procesów wytwórczych.

Warto również nadmienić, że przeprowadzona analiza ekonomiczna wykazała, że zastosowanie obróbki plastycznej w miejsce dotychczas stosowanej obróbki skrawaniem powoduje 10+12-krotne obniżenie kosztów jednostkowych, co nabiera szczególnej wagi biorąc pod uwagę fakt, że roczna produkcja wkładek do zaworów wynosi ok.12 milionów sztuk, a potrzeby są jeszcze większe.



Rys. 4. Schemat rozkroju taśmy dla proponowanego wariantu obróbki

## LITERATURA

- [1] Bodeńko R., Stankiewicz Z., Styp-Rekowski M.: Zastosowanie obróbki plastycznej do wytwarzania elementów miniaturowych - analiza możliwości technologicznych oraz problemy narzędziowe. Materiały IV Konferencji "Problemy narzędziowe w obróbce plastycznej".ATR,Bydgoszcz 1987
- [2] Dietrych J.:System i konstrukcja. PWN, Warszawa 1985
- [3] Oehler G., Kaiser H.: Schnitt-,Stanz- und Ziehwerkzeuge. Springer Verlag, Berlin 1966

## OPTIMIZATION OF MINIATURE ELEMENTS PRODUCTION

## Summary

In this paper an example of an optimization of a production of pneumatic valves miniature elements is described. As optimization criterions were used characteristic quantities of manufacturing process with the aid of a press forming. The result of presented investigations is corroboration that it is possible to obtain great economic effects changing manufacturing process.

Andrzej Przybylski  
Maciej Woropay

METODA WYZNACZANIA ISTOTNYCH PARAMETRÓW STANU TECHNICZNEGO  
ZŁOŻONYCH OBIEKTÓW DIAGNOSTYCZNYCH

W artykule podjęto próbę opracowania metody wyboru istotnych parametrów diagnostycznych, przy wykorzystaniu topologicznych relacji zachodzących między parametrami stanu technicznego obiektu. Wprowadzenie macierzy jako formy kodowania topologicznych relacji umożliwiło opracowanie programów komputerowych znacznie przyspieszających proces tworzenia optymalnego podzbioru parametrów diagnostycznych. Dla uściślenia rozważań, dotyczących proponowanej metody, poniżej przedstawiono podstawowe pojęcia ułatwiające zrozumienie referowanego problemu.

1. WPROWADZENIE

Użytkowanie współczesnych obiektów technicznych stawia nowe zadania przed diagnostyką, zarówno jako częścią praktyki eksploatacyjnej, jak i diagnostyką rozumianą jako odrębna dziedzina nauki.

Zgodnie z pracą [2] diagnostykę techniczną można zdefiniować jako: "dziedzinę nauki zajmującą się tłumaczeni zjawisk i praw rządzących procesami uzyskiwania informacji o właściwościach systemu[...]"

W proponowanej metodzie do wyznaczania istotnych parametrów diagnostycznych wykorzystuje się pojęcie przestrzeni topologicznej.

Przestrzeń topologiczną można określić jako dwójkę  $T = \langle X, \theta \rangle$ , gdzie:  $X$  - skończony abstrakcyjny zbiór:  $X = \{x_1, x_2, x_3, \dots\}$ ,  $\theta$  - topologia w zbiorze  $X$ , określona przez binarną relację  $\varphi$ . Mówimy, że w zbiorze  $X$  została określona binarna relacja  $\varphi$ , jeśli w zbiorze  $X^2$ , tj. w zbiorze wszystkich uporządkowanych dwójek  $\langle x_i, x_j \rangle$  został wydzielony pewien podzbiór  $\theta$ . Dla dwóch dowolnych  $x_i$  i  $x_j$  element  $x_i \in X$  jest w stosunku  $\varphi$  do elementu  $x_j \in X$ , tj.  $x_i \varphi x_j$  tylko i tylko wtedy, gdy  $\theta$  jest podzbiorem  $X^2$  i  $\langle x_i, x_j \rangle$  należy do  $\theta \varphi$ :

$$\forall x_i \in X, \forall x_j \in X, \quad x_i \varphi x_j \Leftrightarrow \theta \varphi \subset X^2 \wedge \langle x_i, x_j \rangle \in \theta \varphi.$$

Dominacja relacji binarnej  $\varphi = R^2$  w przestrzeni topologicznej umożliwia wykorzystanie teorii grafów do wstępnej oceny wartości badanych parametrów.



## 2. DIAGNOSTYCZNY MODEL TOPOLOGICZNY

Diagnostyczny model topologiczny można określić jako matematyczny opis obiektu w postaci zorientowanego grafu, w którym zbiór konkretnych właściwości /parametrów/ związanych z funkcjonowaniem obiektu przedstawiony jest węzłami, a jego topologia /przyczynowo-skutkowe związki między właściwościami/ - zorientowanymi łukami.







W procesie budowy takiego modelu, na podstawie analizy fizycznych i chemicznych procesów zachodzących w obiekcie, ustala się mechanizm powstawania uszkodzeń i ich symptomy, określa się wzajemne relacje funkcjonalne, morfologiczne i informacyjne między parametrami.

Jako rzeczywisty obiekt techniczny konieczny do prezentacji metody, wybrano pompę rotacyjną wielotłoczkową. Wyróżniono następujące grupy parametrów: X - wejściowe parametry, Y - wyjściowe parametry, Z- wewnętrzne transmisyjne parametry, H-wskaźniki procesu,  $\zeta$  - zakięcia,  $\Delta$ -uogólnione parametry struktury,  $\delta$  -bazowe parametry.



Pełny zbiór parametrów przedstawiono w tabelicy 1, a całościowy model przedstawiono na rysunku 1.

Tabela 1

Zbiór parametrów technicznych

Parametry	Oznaczenia
$n$ - prędkość obrotowa silnika $M_s$ - moment obrotowy silnika $P_s$ - ciśnienie w przewodzie tłocznym	
$Q$ - wydatek pompy $W$ - moc użyteczna pompy $\Delta Q$ - straty objętościowe /wydatek w przewodzie przecieków/	
$M_b$ - moment obrotowy na wale pędnym pompy $\alpha$ - kąt pochylenia wałka pędnego	
$P_m$ - ciśnienie maksymalne w przewodzie tłocznym $N_o$ - moc użyteczna przy minimalnym obciążeniu $n_o$ - sprawność objętościowa pompy	
$\Delta p$ - pulsacje ciśnienia $W$ - parametry wibracji i hałasu $T$ - temperatura oleju	
$K_p$ - zużycie elementów konstrukcji zewnętrznej $K_r$ - zużycie reduktora $S_l$ - luz osiowy w układzie korbowód tłok	
$S_p$ - luz w układzie korpus tarcza rozrząca	
$\zeta_1$ - asymetryczne zużycie tarczy rozrzącającej $\delta_2$ - zużycie w układzie tłok-tulejka cylindra	

cd. tablicy 1

1	2
$\delta_3$ - luz pomiarowy w układzie tlok - tulejka cylindra	
$\delta_4$ - zużycie w kierunku osiowym w układzie korpus-tarcza rozrządca	
$\delta_5$ - relaksacja sprężyny stabilizacyjnej korpusu	
$\delta_6$ - zużycie w parze korbówód-gniazdo	
$\delta_7$ - zużycie w parze korbówód-tlok	
$\delta_8$ - osłabienie tarczy osłonowej gniazd	
$\delta_9$ - zużycie łożysk korpusu	
$\delta_{10}$ - zużycie łożysk wałka pędnego	
$\delta_{11}$ - zużycie przekładni zbędnych reduktora	
$\delta_{12}$ - relaks, sprężyny regulatora	
$\delta_{13}$ - luz w regulatorze	
$Z_m$ - obecność materiałów zużycia w oleju	

Przyjęto, że obiekt charakteryzuje skończony zbiór parametrów technicznych. Wówczas grafowi o skończonej liczbie węzłów jest podporządkowana macierz /każdy jej element jest równy jednej z liczb 0,1/ zwana macierzą incydencji. Macierz incydencji  $A = [a_{ij}]$  zawiera informacje o strukturze grafu, dzięki czemu jego analiza i ocena najbardziej istotnych realcji. może odbywać się przy wykorzystaniu techniki obliczeniowej [9].

### 3. OKREŚLENIE MINIMALNEGO ZEWNĘTRZNIE STABILNEGO PODZBIORU GRAFU

Zadanie określenia istotnych parametrów diagnostycznych zostało sprowadzone do utworzenia tzw. minimalnego zewnątrznie stabilnego podzbioru /MZSP/, jak najbardziej optymalnego z grupy zewnątrznie stabilnych podzbiorów /ZSP/.

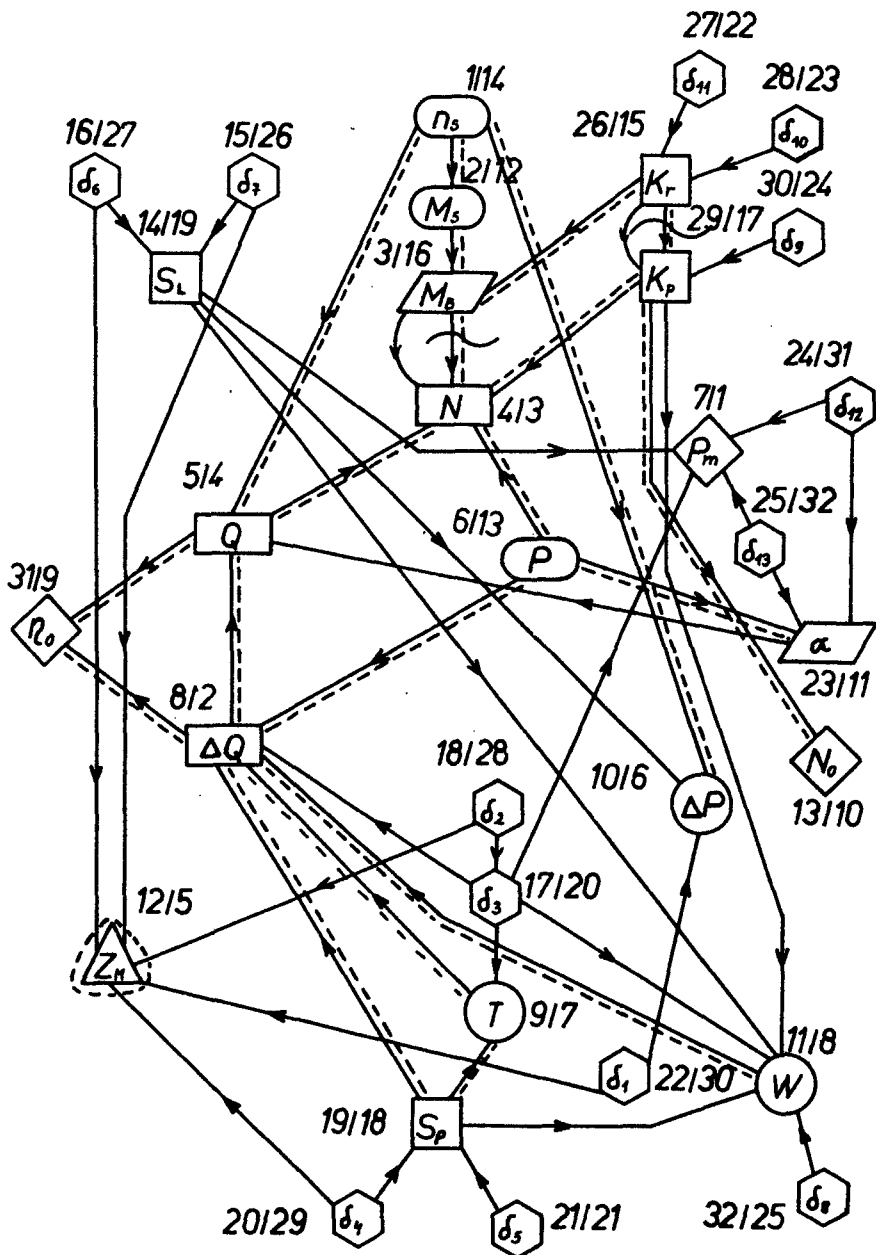
Zgodnie z [1], zewnątrznie stabilnym podzbiorem grafu  $G$  jest podzbiór  $P / P \subset X$ , spełniający następujący warunek:

$$\forall x [x \in X, x \notin P \Rightarrow \exists [x \cap P \neq \emptyset \vee \Gamma^{-1} P \ni x/P], \quad (1)$$

gdzie:

- $X = \langle x_1, x_2, x_3, \dots \rangle$  - zbiór węzłów grafu,
- $\Gamma$  - odwzorowanie określające realizację  $\varphi$ ,
- $\Gamma x$  - podzbiór określony przez odwzorowanie  $\Gamma$ ,
- $\Gamma^{-1}$  - symbol odwzorowania odwrotnego do  $\Gamma$ .

Poszukiwanie MZSP wśród ZSP dokonuje się w oparciu o tzw. funkcję jakości. W zależności od warunków rozwiązywania zadania może ona przybierać różną postać. Z punktu widzenia struktury grafu najważniejszym argumentem funkcji jakości jest tzw. liczba głosów węzłów -  $S_k / k = 1, n$ . Wielkość  $S_k$  można określić na podstawie funkcji przełączającej grafu w postaci normalnej iloczynu -PNI [7]. Dla grafu na rysunku 1 funkcja PNI ma następującą postać:



Rys.1. Diagnostyczny model topologiczny obiektu technicznego

$$\begin{aligned}
 F_{PNI} = & /x_1 \vee x_5 \vee x_{10} \vee x_2 / \wedge /x_2 \vee x_3 / \wedge /x_3 \vee x_4 / \wedge /x_4 \vee /x_5 \vee x_4 \vee x_{31} / \wedge \\
 & /x_6 \vee x_4 \vee x_8 \vee x_{23} / \wedge /x_7 / \wedge /x_8 \vee x_5 \vee x_{31} / \wedge /x_9 \vee x_8 / \wedge /x_{10} / \wedge /x_{11} \vee x_8 / \wedge \\
 & /x_{12} / \wedge /x_{13} / \wedge /x_{14} \vee x_5 \vee x_{11} \vee x_{10} \vee x_7 / \wedge /x_{15} \vee x_{14} \vee x_{12} / \wedge /x_{16} \vee x_{14} \vee \\
 & x_{12} / \wedge /x_{16} \vee x_{14} \vee x_{12} / \wedge /x_{17} \vee x_8 \vee x_9 \vee x_{11} \vee x_7 / \wedge /x_{18} \vee x_{12} \vee x_{17} / \wedge \\
 & /x_{19} \vee x_9 \vee x_8 \vee x_7 \vee x_{11} / \wedge /x_{20} \vee x_{12} \vee x_{19} / \wedge /x_{21} \vee x_{19} / \wedge /x_{22} \vee x_{10} \vee x_{12} / \wedge \\
 & /x_{23} \vee x_5 / \wedge /x_{24} \vee x_7 \vee x_{23} / \wedge /x_{25} \vee x_7 \vee x_{23} / \wedge /x_{26} \vee x_3 \vee x_{29} / \wedge /x_{27} \vee \\
 & x_{26} / \wedge /x_{28} \vee x_{26} / \wedge /x_{29} \vee x_4 \vee x_{11} \vee x_{13} \vee x_9 / \wedge /x_{30} \vee x_{29} / \wedge /x_{31} / \wedge /x_{32} \vee \\
 & x_{11} / .
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

Opierając się na zasadach boolowskiej algebry ukazaną funkcję można przekształcić w postać normalną sumy - PNS, poprzez przemnożenie wszystkich nawiasów między sobą. W rezultacie poszukiwanie MZSP może odbywać się wśród prostych implikantów w nowej postaci funkcji  $F_{PNS}$ . Zasadność takiego algorytmu łatwo udowodnić matematycznie. Podstawową trudnością jest jego praktyczna realizacja związana z ilością wstępnych obliczeń i ograniczonymi możliwościami przestrzeni pamięciowej maszyn liczących.

Poszukiwanie optymalnego implikantu powinno więc odbywać się drogą pośrednią. Najbardziej efektywnym i prostym sposobem jest określenie tzw. charakterystycznej podmacierzy na przekształconej macierzy incydencji, związanej bezpośrednio z funkcją jakości.

Liczbę głosów każdego węzła /parametru/ grafu określano z następującego wzoru:

$$S_k = R \sum_{j=1}^h \frac{1}{L_j} \tag{3}$$

gdzie:

R - liczba implikantów w "hipotetycznej"  $F_{PNS}$ ,

h - liczba nawiasów w istniejących  $F_{PNI}$ , w których znajduje się węzeł k,

$L_j$  - liczba węzłów w nawiasie j, w którym znajduje się węzeł k.

Liczbę implikantów w "hipotetycznej"  $F_{PNS}$  można określić ze wzoru:

$$R = \prod_{i=1}^p B_i^t, \tag{4}$$

gdzie:

p - liczba nawiasów z różną liczbą węzłów w istniejącej  $F_{PNS}$ ,

$B_i$  - liczba węzłów w nawiasach i-ej grupy,

t - liczba par nawiasów i-ej grupy.

Innymi ważnymi argumentami funkcji jakości mającymi wpływ na wybór minimalnego zewnętrznie stabilnego podzbioru /MZSP/ są wskaźnik dostępności pomiaru, a także wskaźnik nośności informacyjnej. Oceny dostępności przyjęto w skali od 0 do 3.

Wskaźnik nośności informacyjnej określono pośrednio, poprzez licznosc zbioru praobrazów węzła k:

$$I_k = 1 + \left| \{\Gamma_k^{-1}\} \right| \cdot \theta_k, \quad (5)$$

gdzie:

$\theta_k$  - wskaźnik wiarygodności odwzorowania /średni/.

Przy posiadaniu odpowiednich danych możemy zapisać:

$$I_k = 1 + \sum \theta_{\beta_k}, \quad \theta_{\beta_k} = P(\Gamma_{\beta} = k/\beta), \quad (6)$$

$$\beta_k \in \Gamma_k^{-1}$$

gdzie:

$\theta_{\beta_k}$  - prawdopodobieństwa zdarzenia, że "zmiana wartości parametru  $\beta$  pociągnie za sobą zmianę wartości parametru k".

Uogólniony wskaźnik  $\lambda_k$  parametru  $x_k$  określa się następująco:

$$\lambda_k = \prod_{i=1}^p B_i^t \sum_{j=1}^h \frac{1}{L_j} a_k / 1 + \left| \{\Gamma_k^{-1}\} \right| \cdot \theta_k / \quad (7)$$

W celu określenia MZSP dokonano wstępnego przeszerogowania węzłów grafu zgodnie z wielkoscia wskaźników  $\lambda_k$  /nowa numeracja także na ry.unku/.

Minimalny zewnetrznie stabilny podzbiór, poza oczywistym warunkiem (1) musi spełniać wymagania funkcji jakości określonej następującą zależnos - cią:

$$Q = \max \sum_{k=1}^e \lambda_k \quad (8)$$

gdzie:

$e$  - liczba węzłów w MZSP określona na bazie przekształconej macierzy incydencji.

Przekształcenie początkowej macierzy incydencji  $A = [a_{ij}]$  w nową macierz incydencji  $B = [b_{ij}]$  dokonuje się na podstawie procedury obliczeniowej typu AMAT1. Wejściowe dane dla programu AMAT1 to: macierz incydencji  $A$  i wektor wskaźników  $\lambda_k$ , określony wcześniej przy pomocy procedury AMATO. Przeszerogowanie wierszy i kolumn dokonano w oparciu o metodę "flowing up".

W rezultacie otrzymujemy macierz incydencji  $B$  grafu  $G$  z nową numeracją węzłów:

$$B = [b_{ij}], \quad I = \bigcup_{i=1}^n i, \quad J = \bigcup_{j=1}^n j. \quad (9)$$

Niech MZSP składa się z  $e$  węzłów oraz:

$$L = \bigcup_{l=1}^e l, \quad L \subseteq I \quad (10)$$

W celu określenia MZSP na przekształconej macierzy incydencji  $B$  określa się tzw. charakterystyczną podmacierz  $C$ :

$$C = [c_{de}]$$

w której

$$\forall d / d \in I \wedge d \notin L /$$

oraz

$$\forall e / e \in L /$$

wypełniony jest warunkiem  $\Omega$ :  $\forall d \exists e / c_{d,e} \neq 0 /$ . (11)

MZSP składa się  $e$  węzłów z mniejszymi numerami, przy czym:

$$e = n - d$$

Poszukiwanie podmacierzy  $C$  realizowano przy pomocy podprogramu AMAT2, który może być opisany następującą funkcją automatu:

$$A = /S, T, \delta, F/, \quad (12)$$

gdzie:

- S - zbiór stanów automatu /numer wiersza, numer kolumny/,
- T - alfabet wejściowy /binarny znak incydencji w wierszu/,
- $\delta$  - zasady przejścia /  $\delta = S \times T, \delta \Leftrightarrow \Omega /$ ,
- F - zbiór stanów końcowych automatu /numer wiersza/.

Ostatecznie po zrealizowaniu wszystkich procedur otrzymano następujący podzbiór istotnych parametrów diagnostycznych:

$$\{N, N_o, P_m, \Delta Q, \varphi_o Q, \Delta p, T, M_s\}$$

Zbudowany model diagnostyczny oraz wybrane parametry mogą służyć jako podstawa do doboru optymalnego zestawu diagnostycznej aparatury i opracowania specjalnych testów diagnostycznych typu:

$$P/T_i/T^j / = \frac{P/T_i / \cdot P/T^j/T_i /}{\sum_{\omega} P/T_{\omega} / \cdot P/T^j/T_{\omega} /} \quad (13)$$

gdzie:

- $P/T_i /$  - prawdopodobieństwo występowania grupy uszkodzeń  $T_i$ ,
- $P/T^j/T_i /$  - prawdopodobieństwo wystąpienia grupy symptomów  $T^j$  przy pojawieniu się grupy uszkodzeń  $T_i$ ,
- $P/T_i/T^j /$  - prawdopodobieństwo wystąpienia grupy uszkodzeń  $T_i$ , przy pojawieniu się grupy symptomów  $T^j$ ,
- $\sum$  - znak sumy odnoszący się do wszystkich grup uszkodzeń  $T_i$ , odwzorowujących się w grupie symptomów  $T^j$ .

Na podstawie otrzymanych wyników można stwierdzić, że diagnostyczne procedury konieczne do określenia stanu technicznego rozpatrywanej pompy hydraulicznej powinny opierać się o takie pomiary jak: pomiar ciśnienia maksymalnego, pomiar wydatku w przewodzie cieków oraz w króćcu tłocznym, pomiar pulsacji ciśnienia, pomiar różnic temperatur oleju w różnych częściach pompy oraz analiza materiałów zużycia w oleju.

#### 4. WNIOSKI

Wybór istotnych diagnostycznych parametrów zapewniających pełną obserwację stanu technicznego obiektu przy zachowaniu niskich kosztów na aparaturę pomiarową, stanowi ważny, trudno rozwiązywalny problem. Stosowanie tradycyjnych metod optymalizacji na wstępnym etapie projektowania diagnostycznego systemu jest możliwe.

Proponowana metoda dzięki wykorzystaniu teorii relacji umożliwia w zwięzły sposób zawarcie w topologicznym modelu wszystkich dostępnych informacji o obiekcie. Informacje te mogą mieć jakościowo różny charakter i różny stopień dokładności. Zbudowany topologiczny logiczny model obiektu technicznego w postaci grafu posiada wartość poznawczą i na danym etapie badań odzwierciedla aktualny stan wiedzy o obiekcie.

W zależności od potrzeb funkcję można zmieniać, tym samym proces optymalizacji grafu może przebiegać inaczej. Wykorzystanie techniki obliczeniowej stwarza możliwość organizacji symulacyjnych eksperymentów, które pozwalają analizować w szerokim zakresie wpływ różnych czynników na ostateczną postać modelu diagnostycznego i wybór istotnych parametrów diagnostycznych.

#### LITERATURA

- [1] Berge C.: *Theorie des graphes et ses applications*. Ed.2, Paris 1963
- [2] Będkowski L.: *Elementy ogólnej teorii diagnostyki technicznej*. Biuletyn WAT, Warszawa 1981
- [3] Birger I.A.: *Techniceskaja diagnostyka. Mašlinostrojenie*, Moskwa 1978
- [4] Birkhoff G.: *Sowremennaja prikladnaja algebra*. Mir, Moskwa 1976
- [5] Brauer W.: *Automaten theorie*. Teubner, Stuttgart 1984
- [6] *Diagnostyka urządzeń mechanicznych*. Ossolineum, Wrocław 1978
- [7] Majewski W.: *Układy logiczne*. WNT, Warszawa 1974
- [8] Osis J.J.: *Diagnostyka złożonych sistem*. Awtoferat, Ryga 1975
- [9] Zykow A.A.: *Osnovy teorii grafów*. Nauka, Moskwa 1987

DETERMINING METHOD OF SIGNIFICANT TECHNICAL STATE PARAMETERS OF  
COMPLEX DIAGNOSTIC OBJECTS

## Summary

This paper deals with the attempts of preparing the method of choosing significant diagnostic parameters utilizing topology relations between parameters of technical state investigated objects. Using computer programmes due to introducing matrixes as a form of coding of topology relations, caused the rise in the speed of creation process of optimum subset of diagnostic parameters.





Andrzej Przybylski  
Maciej Woropay

## DUALIZM W POJĘCIU PROCESU EKSPLOATACJI

W opracowaniu zaproponowano własny punkt widzenia na system wytwarzania, proces eksploatacji oraz rolę podsystemu diagnostycznego w systemie eksploatacji. Przyjęty "aspekt" ułatwia ocenę relacji zachodzących między procesami sterowanymi i niesterowanymi zachodzącymi w systemie eksploatacji oraz ocenę roli podsystemu diagnostycznego w procesie uzyskiwania informacji diagnostycznych niezbędnych do sterowania tym systemem.

### 1. WPROWADZENIE

Wynik działania<sup>x</sup> jest różny w zależności od tego, w jakiej kolejności, za pomocą jakich środków, jakimi metodami i w jakich warunkach dane działania się realizuje, czyli od systemu działania [3]. Należy przy tym mieć na uwadze, że działanie jest to celowe, świadome i dowolne zachowanie się ludzi. Oznacza to, że inicjujący działania nie tylko zbliża się w czasie do pożądanego stanu<sup>xx</sup> i nie tylko jest tego świadomy, ale przedtem podjął decyzję, że będzie realizował zamierzony cel.

Powstrzymywanie się od działania należy również rozpatrywać jako działanie. W prakseologii termin działanie rezerwuje się zatem tylko dla określonego zachowania się człowieka. Z tego punktu widzenia przyjmuje się że maszyna, zespół maszyn nie działa lecz funkcjonuje.

Teoria działania, z której korzysta prakseologia, budowana jest w oparciu o teorię zdarzeń. Działania mieszczące się w klasie zdarzeń i rozpatrywane jako określone zachowanie się ludzi mogą być traktowane jako elementy systemu zdarzeniowego powiązane związkami /relacjami/ przyczynowo-skutkowymi, uszczegółowionymi w pojęciach sprawy i wyniku.

Na tej podstawie można ustalić reguły postępowania, których stosowanie sprawia, że działanie to jest wysoce racjonalne, tzn. według [4] poznaczczo ugruntowane.

<sup>x</sup> Działanie [4] - ciąg "zdarzeń" związanych jednym, zasadniczym celem, obejmujące w szerszym tego słowa znaczeniu zachowanie istot żywych, a także aparatury, maszyn itd. W węższym zakresie przez działanie rozu-  
miemy oddziaływanie "umyślne", zmierzające do określonego celu. Termin  
umyślne oznacza, że chodzi tu o oddziaływanie istot żywych, obdarzonych  
zdolnościami myślenia.

<sup>xx</sup> Stan [7] - zbiór wartości cech w danej chwili  $t \in \langle t_0, t_k \rangle$ , istotnych  
z rozpatrywanego punktu widzenia.

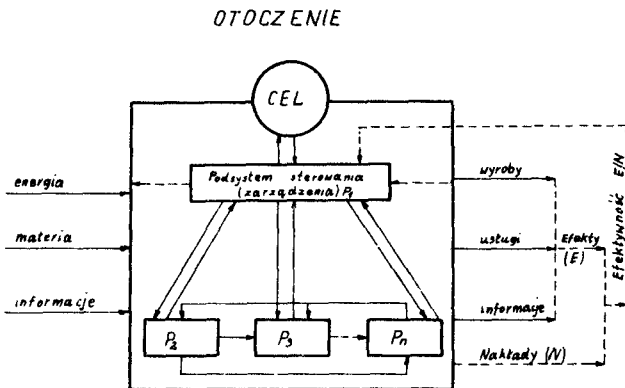
Należy jednak mieć na uwadze, że system działania tylko wówczas może być uznany za racjonalny, gdy przyczynia się do optymalnego, z uwagi na przyjęte kryteria, w tym ekonomicznego osiągania ustalonych celów. Dotyczy to szczególnie systemów wytwarzania, w których realizowane są złożone procesy eksploatacyjne.

Zgodnie z prakseologicznym łańcuchem działań, podmiotem działania w tych systemach jest człowiek, który realizuje procesy decyzyjne oraz ustala cele, mobilizuje energię i materiały do ich realizacji. Cele te realizuje system techniczny, który z punktu widzenia "obserwatora zewnętrznego" jest systemem wytwarzania, ale z punktu widzenia "obserwatora wewnętrznego" jest systemem eksploatacji. Zatem z punktu widzenia "obserwatora wewnętrznego" tworzywo, na którym zlokalizowany jest cel działania systemu eksploatacji to obiekty użytkowane i utrzymywane w ruchu poprzez konkretne oddziaływania realizowane w tym systemie.

W systemie tym zwykle zawierają się następujące istotne podsystemy zarządzania, informacyjny, zasileniowy, utrzymania ruchu maszyn i realizacji zadań.

Celem tak opisanego systemu eksploatacji jest realizacja całokształtu działań dotyczących każdego obiektu technicznego, eksploatowanego w tym systemie w przedziałach czasu  $T_i = \langle t_w, t_l \rangle, i=1, \dots, n$ , tzn. od chwili wytworzenia  $t_w$  do chwili likwidacji  $t_l$ , decydujących o efektywności i skuteczności realizacji zamierzonych zadań cząstkowych lub zadania globalnego.

Zdaniem autorów, każdy system wytwarzania można i należy traktować jako system eksploatacji, w którym, w zależności od przyjętego punktu widzenia, wyróżnić można podsystemy spełniające różnorodne funkcje, tak jak to przedstawiono na rysunku 1.



Rys.1. Cybernetyczny model systemu eksploatacji

System ten jest zbiorem sprzężonych różnorodnych podsystemów  $P_1, P_2, \dots, P_n$  wyodrębnionych w procesie jego dekompozycji, w oparciu o tzw. kryterium funkcjonalne, którego licznosc i różnorodność elementów zależna jest od przyjętego punktu widzenia.

Struktura tego systemu jest strukturą hierarchiczną zapewniającą podporządkowanie celów częstkowych poszczególnych podsystemów celom systemu jako całości. Podsystem sterowania realizuje w stosunku do pozostałych podsystemów funkcje koordynacji i kontroli. Wewnątrz systemu odbywa się proces transformacji wejść na wyjścia ściśle określone. Iloraz przedstawiający wartość wyjść /efekty E/ "do" wartości wejść /nakłady N/ można traktować jako miarę efektywności działania systemu  $E_f = \frac{E}{N}$ . Efektywnosc procesu transformowania jest tym większa im system jest lepiej zorganizowany i przy - stosowany do realizacji celu, dla którego został zbudowany. Wyjścia są sprzężone zwrotnie poprzez podsystem sterowania z wejściami. Dzięki temu podsystem sterowania może wyprowadzić na wejście systemu bodźce uwzględniające reakcję wyjść oraz reakcje wynikowe otoczenia. Umożliwia to inicjowanie przez system różnorodnych działań, z zachowaniem ustalonych reguł, mających na celu wykorzystanie obiektów technicznych zgodnie z ich przeznaczeniem oraz realizację działań dotyczących utrzymania stanu zadatności zadaniowej tych obiektów [7] lub przywrócenie im tego stanu po jego utracie.

Obiekty te w pewnych przedziałach czasowych  $T_i, i=1,2,\dots,r$  w tzw. fazie eksploatacji, to znaczy od chwili zakończenia produkcji gotowego, wykonanego zgodnie z projektem obiektu technicznego, realizują swoje zadania, aż do końca jego istnienia, którym to końcem może być taka lub inna forma likwidacji.

## 2. ZAŁOŻENIA KOMPLEMENTARNE

W procesie identyfikacji wybranego fragmentu rzeczywistości zapoznawamy się z różnorodnością i zmiennością oddziaływań zachodzących między obserwatorem a tą rzeczywistością. Przy tym nie ma większego znaczenia czy ta różnorodność realizacji wynika z różnorodności i zmienności cech obserwowanego fragmentu rzeczywistości /przedmiotu/, czy ze zmienności punktów widzenia obserwatorów.

Wybór "najodpowiedniejszych" punktów widzenia oraz wybór najistotniejszych relacji zachodzących między wyodrębnionymi obiektami rzeczywistości są jednym z podstawowych problemów procesu modelowania. Zatem każda próba sensownego opisu rzeczywistości powinna programowo zakładać posiadanie i respektowanie kilku obrazów tej samej rzeczywistości, oglądanej z kilku punktów widzenia. Powinno tak być wówczas, gdy dostrzegamy możliwość bezpośredniego zintegrowania tych obrazów w postaci jednego, bardziej ogólnego i spójnego monoo obrazu, jak i wówczas, gdy takiej możliwości nie dostrzegamy [6].

Zdaniem autorów pracy [6] wszelkie opisy rzeczywistości można uporządkować w oparciu o dwa maksymalnie różne, przeciwstawne a zarazem komplementarne założenia.

W pierwszym z tych założeń przyjmuje się, że jakikolwiek obiekt, zdarzenie, zjawisko jest w pełni autonomiczne i niezależne od reszty rzeczywistości. Jest to model rzeczywistości widzianej przez obserwatora zewnętrznego, znajdującego się poza obrębem rozpatrywanej całości.

Natomiast w założeniu drugim przyjmuje się, że obraz rzeczywistości tworzony jest poprzez obserwatora wewnętrznego, znajdującego się w obrębie całości, ale na najbardziej szczegółowym poziomie dekompozycji utworzonym w wyniku wielokrotnego podziału systemu, na którym występują tylko niepodzielne elementy, z punktu widzenia celu badania.

Powyższe założenia stanowią dwa paradygmaty, z których można wyprowadzić i uzasadnić odpowiednie reguły myślenia oraz sposoby działania, niezależne od obserwatorów /badaczy/.

### 3. MODEL PROCESU EKSPLOATACJI OBIEKTU TECHNICZNEGO

Biorąc pod uwagę założenia modeli komplementarnych proces eksploatacji można przedstawić jako obrazy tej samej rzeczywistości oglądanej z wielu punktów widzenia, zredukowane do dwóch konkurencyjnych obrazów, które w trakcie poznania mogą być uznane za przeciwstawne i wykluczające się.

Z punktu widzenia obserwatora zewnętrznego proces eksploatacji realizowany w systemie eksploatacji i sterowany przez człowieka, można przedstawić jak na rysunku 2.

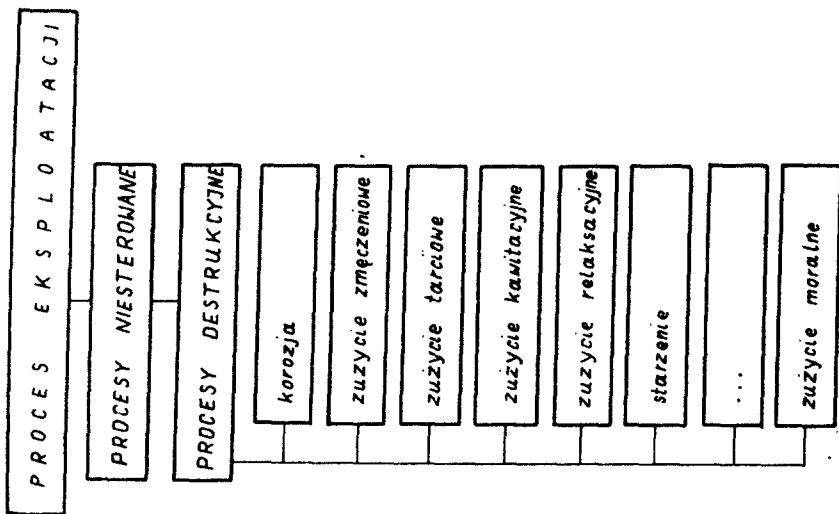
W fazie eksploatacji zachodzą w obiekcie technicznym różnorodne procesy destrukcyjne, których nie można wyeliminować jakimikolwiek "rozsądnymi" działaniami możliwymi do zrealizowania w systemie eksploatacji. Procesy te z punktu widzenia obserwatora wewnętrznego można przedstawić jak na rysunku 3.

Autorzy opracowania nie preferują wyższości żadnego z opisanych punktów widzenia, proponują natomiast scalenie dwóch obrazów w postaci jednego monoobrazu, w formie jak to przedstawiono na rysunku 4.

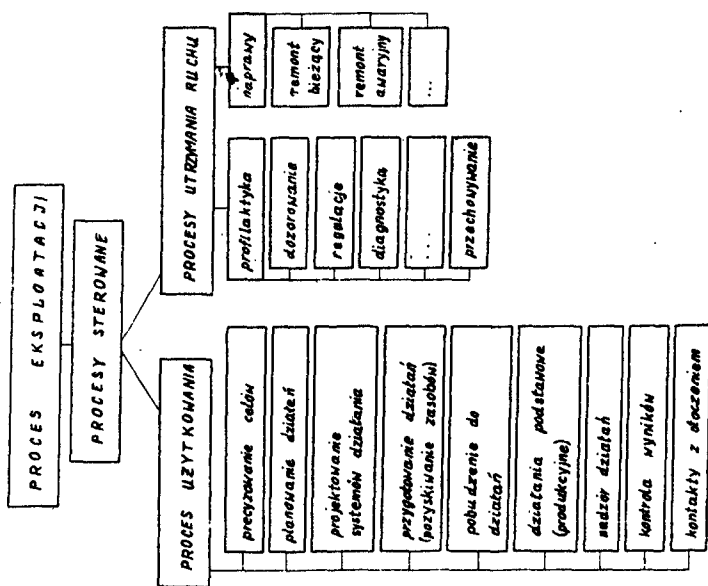
Wówczas ogół procesów dotyczących obiektu technicznego w fazie jego eksploatacji, zarówno sterowanych jak i niesterowanych, nazwiemy procesem eksploatacji.

### 4. DIAGNOZOWANIE W PROCESIE EKSPLOATACJI

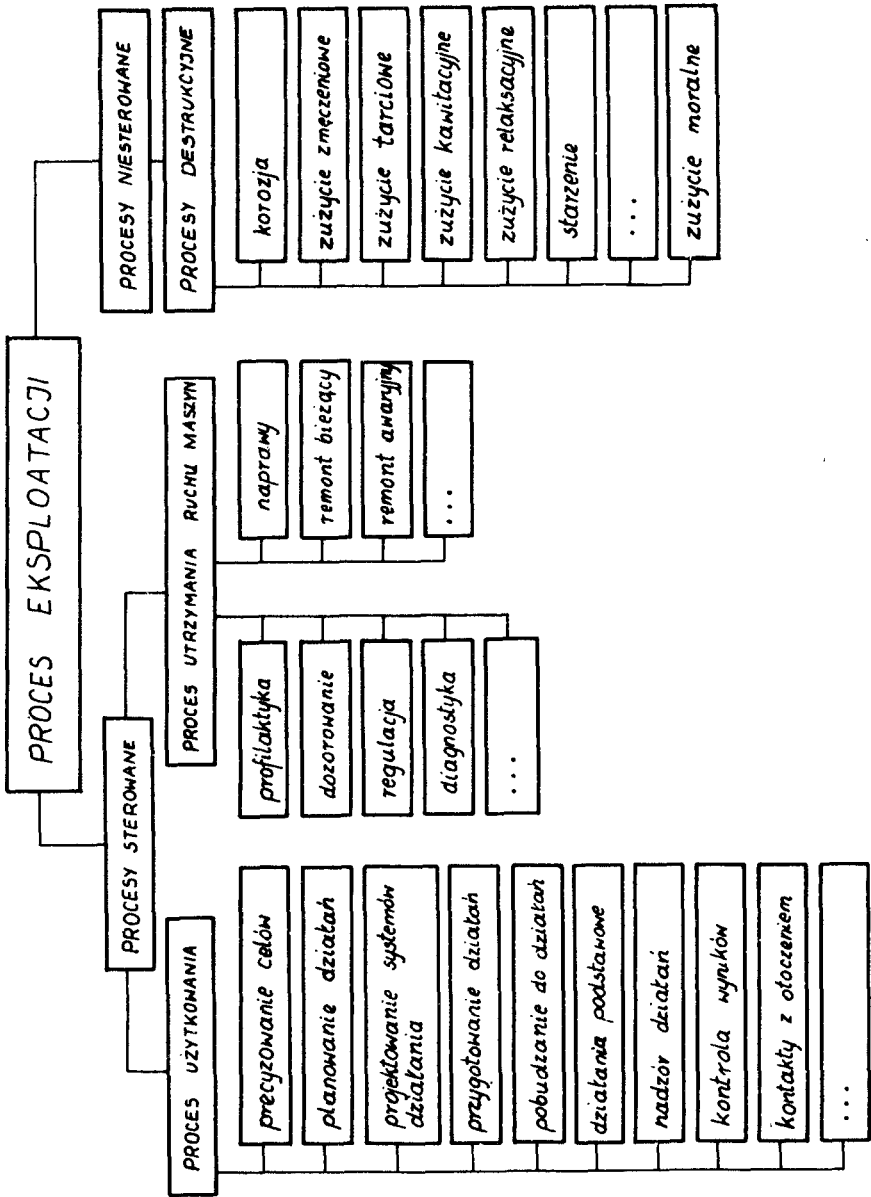
Procesy diagnostyczne są nierozzerwalnie związane z procesem "istnienia" obiektów technicznych. Powinny one towarzyszyć tym obiektom we wszystkich fazach ich istnienia, tj. projektowania, wytwarzania i eksploatacji. Szczególnie dotyczy to fazy eksploatacji, w której realizują się cele obiektów technicznych.



Rys.3. Model procesu eksploatacji z punktu widzenia obserwatora wewnętrznego



Rys.2. Model procesu eksploatacji z punktu widzenia obserwatora zewnętrznego



Rys. 4. Całościowy model procesu eksploatacji

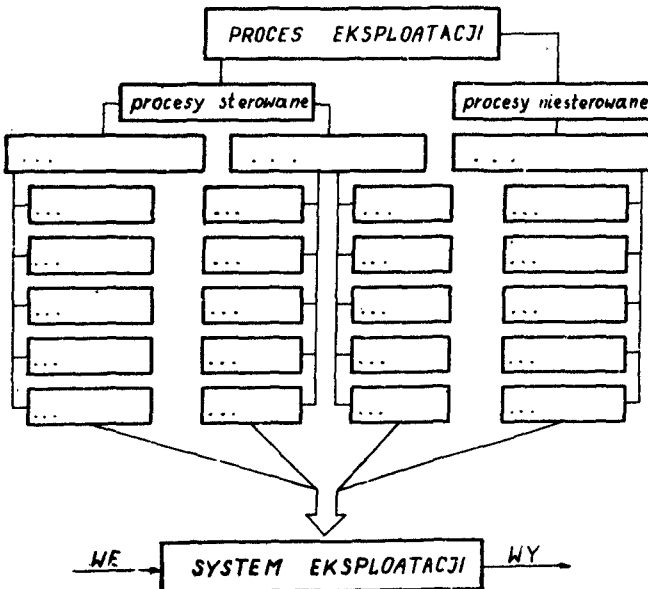
Procesy eksploatacji obiektów technicznych realizowane w systemie eksploatacji są procesami "stymulowanego istnienia" obiektów w tej fazie, w której zasadniczą rolę odgrywa: decydent i otoczenie obiektu. Do sterowania systemami działaniami i celowościowymi niezbędna jest znajomość ich stanów oraz stanów ich otoczenia w każdej chwili  $t, t \in [t_0, t_k]$ .

Diagnoza<sup>xxx</sup> w takim ujęciu umożliwia decydentowi podejmowanie decyzji "optymalnych", dotyczących dalszego działania systemu lub przerwania tego działania, jak również właściwego doboru pobudzeń sterujących, dostosowanych do aktualnego stanu systemu, stanu otoczenia oraz możliwości operatorów. W tym miejscu należy podkreślić rolę podsystemu diagnostycznego, realizującego proces uzyskiwania różnorodnych informacji.

Procesowi eksploatacji towarzyszą bowiem nie tylko degeneracja cech obiektów technicznych na skutek tarcia, zużycia, zmęczenia, starzenia itd., ale również zmieniające się w czasie oddziaływanie otoczenia i zmienne w czasie możliwości działania decydentów.

Procesy te są trudne do zidentyfikowania dostępnymi środkami diagnostycznymi, jak również trudne są do przewidzenia skutki tych oddziaływań. Są to jedyne z ważniejszych przyczyn powstawania złożonych problemów, które należy rozwiązać w procesie diagnozowania, z punktu widzenia racjonalności użytkownika oraz przeciwdziałania procesom destrukcyjnym.

Występujące relacje między procesami niesterowanymi a procesami sterowanymi, możliwe do zidentyfikowania tylko poprzez podsystem diagnostyczny, wymuszają konieczność stosowania nowoczesnych metod diagnostycznych i urządzeń diagnostycznych celem umożliwienia podejmowania racjonalnych pobudzeń sterujących systemem eksploatacji /rys.5/.



Rys.5. Schemat oddziaływania procesu eksploatacji na system eksploatacji

<sup>xxx</sup>Diagnoza [2] - informacja o relatywnych właściwościach obiektu zsyntetyzowana do postaci pozwalającej decydentowi na podjęcie decyzji dotyczącej bieżącego lub przyszłego postępowania z obiektem, a także ocenę prawidłowości przeszłego lub bieżącego postępowania z obiektem.



## LITERATURA

- [1] Barbour J.G.: Mity, Modele, Paradygmaty. Społeczny Instytut Wydawni -  
czy Znak, 1984
- [2] Będkowski L.: Elementy ogólnej teorii diagnostyki technicznej. Biule -  
tyn 3/343/ WAT, 1981
- [3] Frąckiewicz J.: Systemy sprawnego działania. Ossolineum, 1980
- [4] Kotarbiński T.: Traktat o dobrej robocie. Ossolineum, 1955
- [5] Nowak S.: Metodologia badań społecznych. PWN, 1986
- [6] Praca zbiorowa: Dwa paradygmaty czyli w poszukiwaniu myślenia hiper -  
systemowego. Projektowanie i systemy. Ossolineum 1983
- [7] Woropay M.: Diagnostyka a niezawodność systemów technicznych. Postępy  
Cybernetyki, Ossolineum Z.2, 1983
- [8] Ziemia S.: Badania systemów eksploatacji. Wszechnica PAN, /wykłady/1986

## DUALISM IN THE CONCEPTION OF THE EXPLOITATION PROCESS

## Summary

The new point of view on the productive system, the exploitation process and the diagnostic subsystem have been proposed within this elaboration. The accepted aspect simplifies the valuation of relation between control process and non-control process achieved in the exploitation system. It also simplifies the valuation of the consequence in the diagnostic subsystem in the control of the process within this system.

Wojciech Kałużny

## WPLYW ODDZIAŁYWANIA NAROSTU ORAZ WIÓRA NA STAN NIERÓWNOŚCI POWIERZCHNI PODCZAS TOCZENIA STOPÓW ALUMINIUM

Badania prowadzono przy wcinaniu nożem tokarskim rowków na wałkach ze stopu PA4N. Stwierdzono występowanie związku między chropowatością obrobionej powierzchni a energią kinetyczną powstającego wióra. Przy niskich wartościach prędkości skrawania, chropowatość obrobionej powierzchni zależy głównie od wpływu narostu na skrawającym ostrzu.

### 1. WPROWADZENIE

Po obróbce toczeniem stopów aluminium na powierzchni obrobionej często występuje szereg skaz profilu nierówności w postaci: rozmazań, przywaró obrabianego materiału, itp. Skazy te są na ogół przyczyną wzrostu chropowatości powierzchni.

Wielokrotne doświadczenia praktyczne i istniejące liczne publikacje z zakresu obróbki wiórowej stopów aluminium nie dały dotąd pełnych podstaw doboru warunków skrawania, eliminujących powstawanie takich skaz. W szeregu opracowań powstawanie ich uzasadnia się oddziaływaniem na obrabianą powierzchnię tworzących się na ostrzu nalepów i narostów [3,4,5,8,9,10], natomiast w innych pracach [2,3,8] wspomina się o niekorzystnym oddziaływaniu wióra na obrobioną powierzchnię przedmiotów. Analiza dostępnych opracowań dotyczących oddziaływania wióra i narostu na powierzchni przedmiotów wykonywanych ze stopów aluminium wykazała, że zagadnienie to nie zostało dotąd w pełni poznane, zwłaszcza w zakresie toczenia poprzecznego.

W niniejszym artykule podjęto próbę oceny oddziaływania narostu i tworzącego się wióra na stan nierówności obrobionych powierzchni przedmiotu, w warunkach toczenia rowków posuwem poprzecznym.

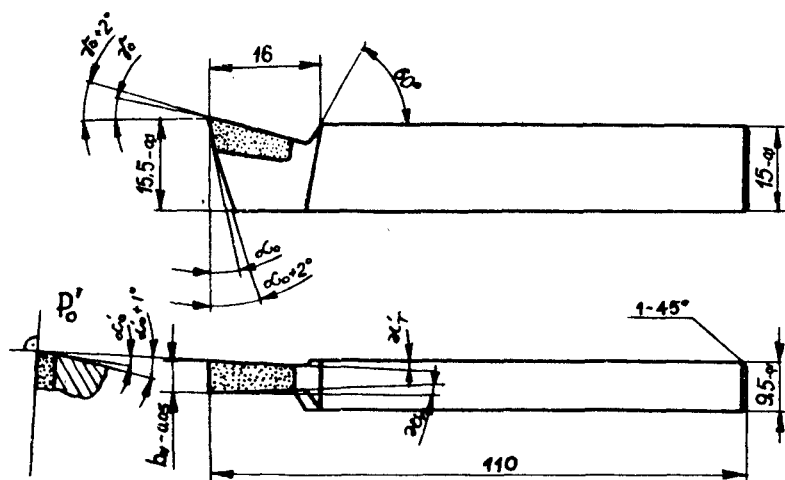
### 2. OPIS BADAŃ

Badania zostały przeprowadzone na próbkach o wymiarach  $\phi 130 \times 140$  mm, wykonanych ze stopu aluminium do przeróbki plastycznej gatunku PA4N, w których toczono rowki poprzeczne o zarysie prostokątnym. Próby wykonano na tokarce typu TUD50, przy czym próbki zamocowywano w uchwycie trzyszczekowym i podpierano kłem z konika.

Celem przeprowadzonych badań było określenie oddziaływania narzędzia na powierzchnie bocznych ścianek rowka i oddziaływania wióra w warunkach obróbki wymuszających spływ wióra wzdłuż ścianek obrabianej powierzchni. Poziom wartości stałych czynników badań przyjęto na podstawie zaleceń literaturowych [3,7]:

- materiał ostrza narzędzi: węgliki spiekane H10,
- stereometria ostrza:  $\gamma_0 = 20^\circ$ ;  $\alpha_0 = 10^\circ$ ;  $\alpha'_0 = 1^\circ$ ;  $\lambda'_r = 90^\circ$ ;  $\lambda'_r = 1^\circ$ ;  $\lambda_s = 0^\circ$ ;  $r_f = 30 \mu\text{m}$ , tolerancja wykonania kątów ostrza  $\pm 15'$ ,
- posuw ostrza: 0,065 mm/obr,
- głębokość skrawania: 4,5 mm,
- długość toczenia w głąb materiału: 5mm,
- grubość ścianki oddzielającej kolejne rowki: 5mm,
- prędkość wycofywania ostrza: około 0,8 mm/obr,
- środowisko skrawania: alumol 10% podawany od strony powierzchni natarcia ostrza z natężeniem 0,025 dm<sup>3</sup>/s.

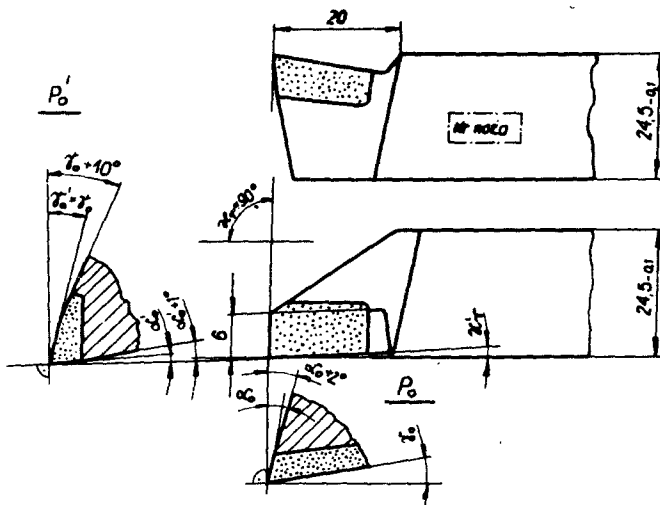
Narzędzia do badań stanowiły handlowe noże przecinaki NNPa 16 x 10mm o szlifowanych powierzchniach części chwytowej i ostrzu o specjalnej geometrii /rys.1/, którego powierzchnie robocze były szlifowane ściernicą diamentową.



Rys.1. Nóż przecinak stosowany w badaniach

Do prób, w których odchyłano kierunek spływu tworzącego się wióra o kąt 15-25° od obrabianej powierzchni stosowano specjalny nóż z powierzchnią natarcia pochyloną dodatkowo pod kątem  $\gamma'_0 = 20^\circ$  /rys.2/. Nóż ten wykonywał niepełny zarys rowka i posiadał zwiększony przekrój części chwytowej dla uniknięcia ugięć pod wpływem sił odporowych, prostopadłych do kierunku posuwu.

Zmienny czynnik badań stanowiła prędkość skrawania /1,18±9,16 m/s/, której wartość określano dla średnicy toczenia odpowiadającej połowie głębokości rowka. Czynnikiem badań była wynikowa chropowatość  $R_a$  obrabio-



Rys.2. Nóż do toczenia z odchyleniem kierunku spływu wióra

nych powierzchni bocznych ścianek rowka, którą określano na podstawie 48 pomiarów, wykonywanych na profilografometrze typu ME10 produkcji Carl-Zeiss-Jena.

W oszacowaniu przedziałów uzyskanych wyników przyjęto poziom istotności  $\alpha = 0,05$ , natomiast w analizie istotności różnic wartości średnich przyjęto  $\alpha = 0,001$ .

## 2.1. Badanie oddziaływania narostu i wióra na stan nierówności obrabianych powierzchni

Próby zostały przeprowadzone dla dwóch przypadków toczenia posuwem poprzecznym:

- toczenia rowków handlowym nożem przecinakiem o specjalnej geometrii ostrza /rys.1/, zapewniającym spływ tworzącego się wióra wzdłuż bocznych ścianek rowka,
- toczenia niepełnego zarysu rowka za pomocą specjalnie ukształtowanego ostrza /rys.2/, odchylającego kierunek spływu wióra od obrabianej powierzchni.

W każdym z tych przypadków przeprowadzono skrawanie ostrzem posiadającym ustabilizowane wartości parametrów charakteryzujących geometrycznie narost oraz ostrzem, na którym parametry te /długość i wysokość narostu/, nie osiągnęły jeszcze pełnej wartości. W pierwszym przypadku czas wstępnego skrawania ostrzem był większy od 30 s [7], natomiast w drugim przypadku był mniejszy od 30 s i wynosił: 25,6 s przy  $v=1,18$  m/s, 6,5 s przy  $v = 4,65$  m/s oraz 4,1 s przy  $v = 7,33$  m/s.

Podczas skrawania z ustabilizowanym narostem chropowatość powierzchni badano na 3-rowku przy  $v = 1,18$  m/s/po czasie wstępnego skrawania 51,2 s/, na 6-rowku przy  $v = 4,65$  m/s oraz na 9-rowku przy  $v = 7,33$  m/s .

Każda próba miała 6 powtórzeń. Uzyskane wyniki pomiarów zestawiono w tabelicy 1 oraz przedstawiono na wykresie /rys.3/.

Tablica 1

Zależność chropowatości obrabianych powierzchni od przypadku skrawania

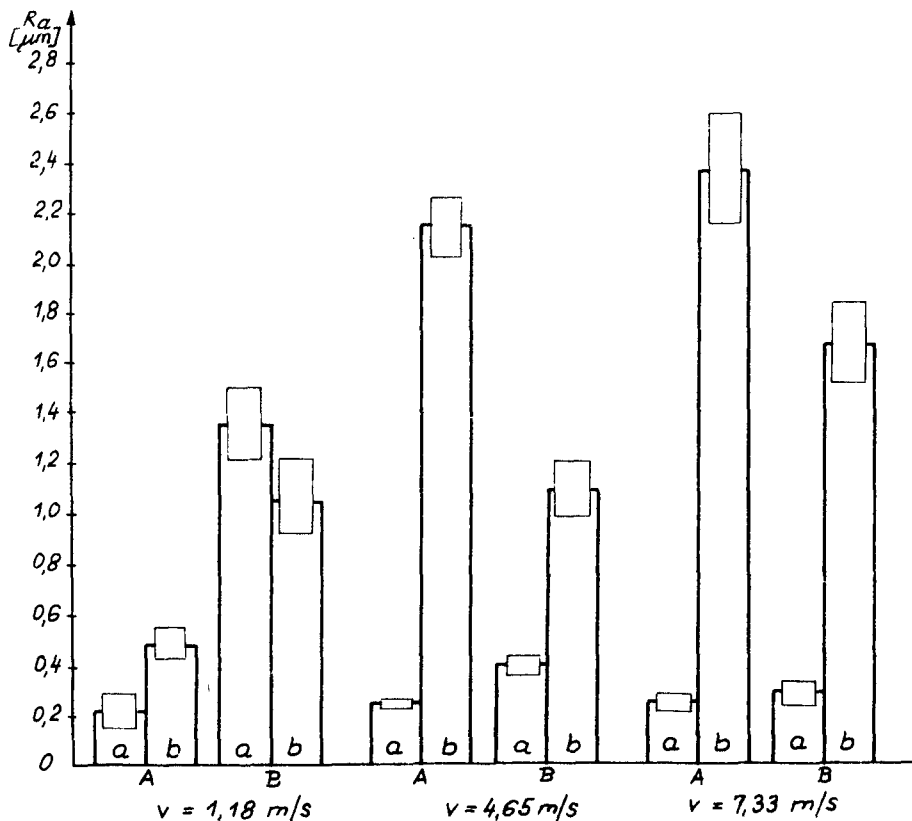
$v$ [m/s]	Przypadek skrawania			
	A		B	
	a	b	a	b
1,18	0,22±0,07	0,48±0,07	1,36±0,15	1,07±0,14
4,65	0,25±0,02	2,14±0,12	0,39±0,03	1,09±0,11
7,33	0,23±0,04	2,37±0,22	0,28±0,06	1,67±0,16

A - skrawanie bez ustabilizowanego narostu,

B - skrawanie z ustabilizowanym narostem,

a - skrawanie z odchyleniem kierunku spływu wióra,

b - skrawanie bez odchylenia kierunku spływu wióra

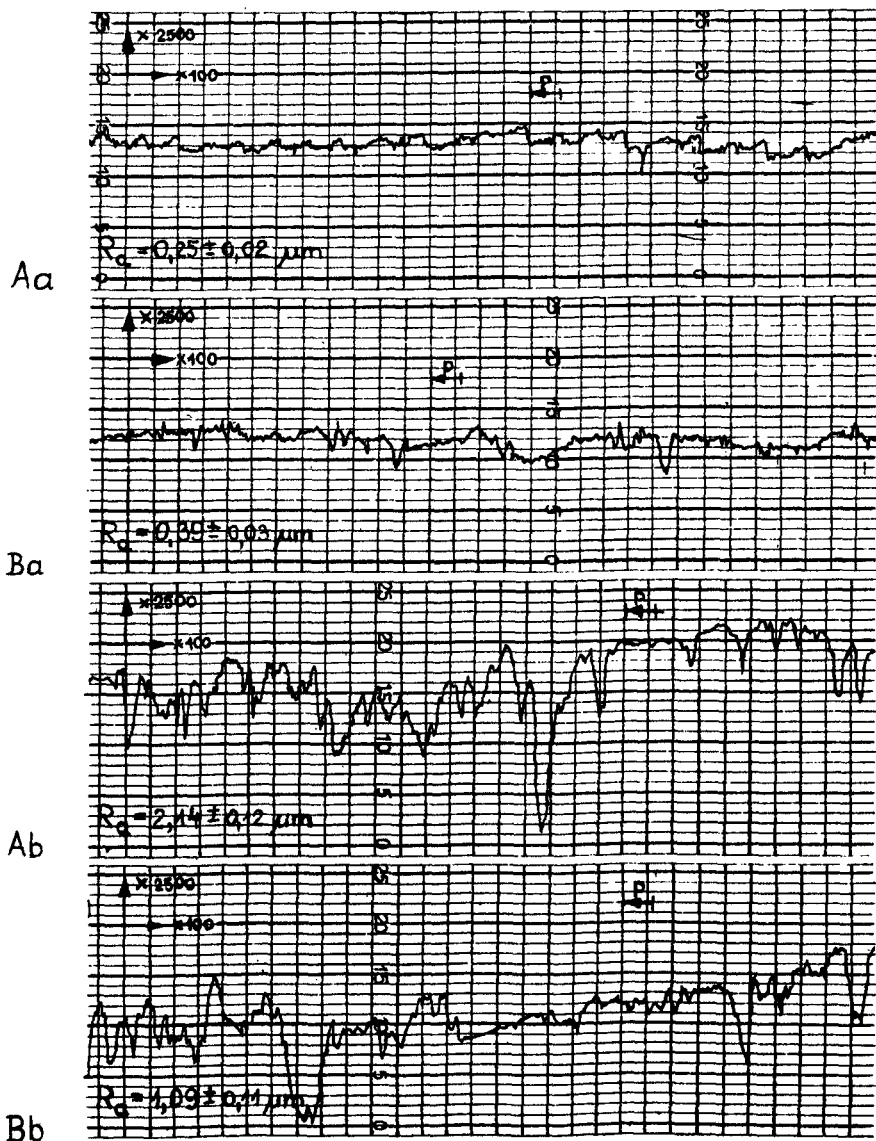


Rys.3. Wpływ oddziaływania wióra i narostu na chropowatość obrabianych powierzchni przy różnych wartościach prędkości skrawania /A - skrawanie bez ustabilizowanego narostu na ostrzu, B-skrawanie z ustabilizowanym narostem, a-skrawanie z odchyleniem kierunku spływu wiórka, b-skrawanie bez odchylenia kierunku spływu wióra/

Na podstawie analizy wyników prób można stwierdzić, że skrawanie bez ustabilizowanego narostu z odchyleniem kierunku spływu wióra od obrabianej powierzchni zapewnia uzyskiwanie gładkich powierzchni niezależnie od stosowanej wartości prędkości skrawania.

Wartość parametru  $R_a$  chropowości nie wykazuje istotnych różnic, gdyż brak oddziaływania narostu i wióra na obrabianą powierzchnię sprzyja zachowaniu na niej stereometryczno-kinematycznych odzworowań ostrza.

Analiza profilogramów tych powierzchni /rys.4/ wykazuje występowanie jedynie nieznacznych skażeń profilu powierzchni, które mogą być spo-



Rys.4. Profilogramy obrabionych powierzchni bocznych ścianek rowka, uzyskane przy  $v = 4,65 \text{ m/s}$

wodowane wytwarzaniem się częściowego narostu na ostrzu noża oraz niezupełnym wyeliminowaniem kontaktu wióra z powierzchnią obrabianego przedmiotu. Oddziaływanie narostu na obrabiane powierzchnie rowka przy odchyłaniu kierunku spływu wióra /na wykresie przypadek Ba/ powoduje nieznaczne skażenia profilu nierówności przy wartości prędkości skrawania 4,65 m/s. Następstwem tych skażeń jest istotny wzrost wartości parametru  $R_a$  chropowatości / $t = 7,825 > t_{0,001} = 3,410$ /.

Zwiększenie prędkości skrawania powyżej tej wartości sprzyja zmniejszeniu narostu na ostrzu i powstaniu tendencji do nieistotnego wzrostu chropowatości / $t=1,398 < t_{0,001} = 3,410$ / . Wpływ narostu w największym stopniu uwidacznia się przy prędkości skrawania 1,18 m/s. Wielokrotnie wzrost wartości parametru  $R_a$  chropowatości wiąże się przypuszczalnie z powstawaniem w tych warunkach narostu I-rodzaju [8] , charakteryzującego się znacznym utwardzeniem. Narost ten powoduje wzrost chropowatości obrabianej powierzchni. Wpływ wióra w tych warunkach nie jest tak znaczny jak wpływ narostu. Oddziaływanie wióra jest dominujące przy wyższych wartościach prędkości skrawania.

Przeprowadzone badania średniej prędkości spływu wióra, określonej z zależności:

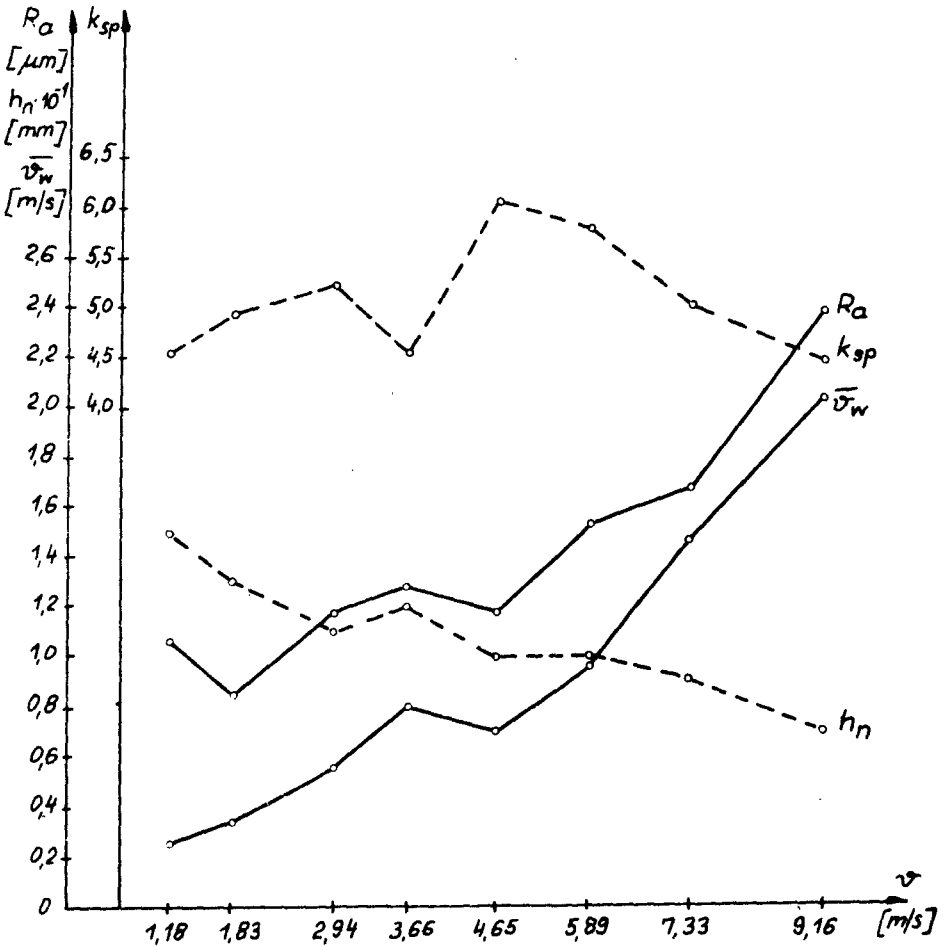
$$V_w = \frac{V}{k_{sp}} \quad /m/s/,$$

wykazały istnienie korelacji pomiędzy chropowatością powierzchni i prędkością spływu wióra w zakresie prędkości skrawania od 1,83 do 9,16 m/s . Związek taki nie występuje pomiędzy chropowatością i wysokością  $h_n$  narostu na powierzchni natarcia ostrza /tab.2, rys.5/.

Tabela 2  
Zestawienie wyników pomiarów chropowatości powierzchni, narostu i wióra w zależności od wartości prędkości skrawania

$v$ [m/s]	$k_{sp}$	$\bar{v}_w$ [m/s]	$h_n$ [mm]	$R_a$ [ $\mu$ m]
1,18	4,58±0,29	0,258	0,15±0,05	1,07±0,14
1,83	4,89±0,27	0,374	0,13±0,02	0,85±0,10
2,94	5,17±0,24	0,569	0,11±0,03	1,19±0,14
3,66	4,57±0,31	0,801	0,12±0,02	1,28±0,15
4,65	6,63±0,42	0,701	0,10±0,04	1,18±0,12
5,89	6,04±0,26	0,975	0,10±0,02	1,51±0,12
7,33	5,00±0,33	1,466	0,09±0,02	1,67±0,16
9,16	4,42±0,27	2,072	0,07±0,03	2,37±0,20

W podanym zakresie wartości prędkości skrawania można przyjąć, że decydująco na chropowatość powierzchni rowka wpływa oddziaływanie wióra.



Rys.5. Zależność chropowatości powierzchni, wysokości narostu oraz prędkości splywu i współczynnika spęczenia wióra od prędkości skrawania

Narost, jak wynika z wykresów na rysunku 4, powoduje w tych warunkach jedynie pewne zmodyfikowanie stanu nierówności, związane przypuszczalnie z hamowaniem splywu wióra, w wyniku którego maleje energia kinetyczna wióra. Daje się to zauważyć szczególnie przy większych wartościach prędkości skrawania  $v \geq 7,33$  m/s/, których stosowanie sprzyja tworzeniu się nieznacznego narostu na ostrzu noża i istnieniu dużych prędkości splywu wióra. Wskutek tego maleje rozpiętość chropowatości  $R_a$  powierzchni w przypadkach skrawania Ab i Bb.



## 3. UWAGI KOŃCOWE

Na podstawie wyników prób uzyskanych przy wcinaniu rowków o zarysie prostokątnym w próbkach ze stopu aluminium do przeróbki plastycznej gatunku PA4N stwierdza się, że stan powstałych nierówności powierzchni rowka jest uzależniony zarówno od intensywności oddziaływania narostu, jak i intensywności oddziaływania wióra.

W zakresie prędkości skrawania stosowanych w warunkach obróbki stopów aluminium, decydujący wpływ na stan nierówności obrabianych powierzchni wykazuje tworzący się wiór. Oddziaływanie wióra jest tym większe im wyższa jest stosowana wartość prędkości skrawania. Oddziaływanie narostu jest szczególnie istotne w zakresie niskich wartości skrawania, sprzyjających tworzeniu się twardego narostu I-rodzaju [8].

Przy wyższych wymaganiach dotyczących stanu powierzchni rowków po obróbce, wzrost intensywności oddziaływania wióra na powierzchnie rowka stanowi główny czynnik ograniczający wydajność procesu skrawania. Z tego względu wydaje się być koniecznym podjęcie prób, których celem będzie ograniczenie oddziaływania wióra poprzez zmniejszenie jego tarcia o powierzchnie rowka, w wyniku zastosowania zwijania wióra w kierunku poprzecznym do jego spływu, lub poprzez obniżanie jego energii kinetycznej, w wyniku zmniejszenia poprzecznego przekroju wióra przy stosowaniu podziału nadadtku obróbkowego.

## LITERATURA

- [1] Bień F.: K nstliche  lfreibek hlschmiermittel. Technische Rundschau, 3, 1970
- [2] Cate C.: Badanie procesu przecinania prętów aluminiowych. Keikindzoku. J. Jap. Inst. Light Metals. 6, 1966
- [3] Feld M.: Obr bka skrawaniem stopów aluminiowych. WNT, Warszawa 1984
- [4] Gary M.: Auswerten von Oberfl chen - Diagrammen. Werkstatt u. Betrieb. 11, 1971
- [5] Hovinga H.J.: The damage caused by the built - up edge. Annals of the CIRP. 2, 1971
- [6] Jaklitsch F.: Influence of cutting efficiency on surface finish. Cutt. Tool Eng. 5, 1969
- [7] Kałużny W.: Ocena wpływu czasu skrawania na rozwój przywar  obrabianego materiału do ostrza narzędzia podczas toczenia rowków w stopach aluminium. Sympozjum - Naukowe problemy konstrukcji, technologii i eksploatacji maszyn. ATR-NOT, Bydgoszcz, 1977
- [8] Latos H.: Badanie wpływu przywierania materiału obrabianego do ostrza narzędzia skrawającego na jakość technologiczną powierzchni przedmiotów ze stopu aluminium. Praca doktorska. Politechnika Krakowska, 1972
- [9] Madera B.: Wpływ wybranych czynników na powstawanie nalepu przy toczeniu stopu Al-Si. Praca doktorska. Politechnika Krakowska, 1984

- [10] Stolarski J., Oczóś K.: Wpływ parametrów obróbki na chropowatość powierzchni przy obróbce stopów aluminium. Mechanik, 12, 1967

INFLUENCE OF CHIP AND BUILT-UP SURFACE ON SURFACE ROUGHNESS  
IN PROCEEDING WITH ALLOYS

Summary

The paper presents some experimental results of investigations influence of the chip and built-up surface on edge on the surface roughness of grooves turned in aluminium alloy grade PA4N. The correlation was found between the surface roughness and the chip kinetic energy and in case of lower cutting speeds also between the surface roughness on the built-up edge.



Jan Łukasiewicz  
Marian Szymański

## BADANIA INSTALACJI DO ODPROWADZANIA SPALIN Z PIECA WANNOWEGO DO TOPIENIA SZKŁA

W artykule przedstawiono metodykę i wyniki badań instalacji odprowadzania spalin z pieca do topienia szkła ołowiowego. W wyniku przenikania do przewodów spalin powietrza z otoczenia ilość spalin wzrasta wzdłuż ich drogi do komina. Szczególnie duży przyrost objętości spalin (29,3%) występuje w płucze gazów. Podano zalecenia do poprawy pracy instalacji.

### 1. WPROWADZENIE

Praca instalacji odprowadzającej spalinę z pieców wannowych do topienia szkła wywiera duży wpływ na bilans energetyczny tych urządzeń oraz przebieg spalania w nich gazu opałowego i emisję zanieczyszczeń do otoczenia. Przeprowadzona w niej regeneracja ciepła od spalin umożliwia odzysk około 46% energii cieplnej doprowadzonej do pieca [1].

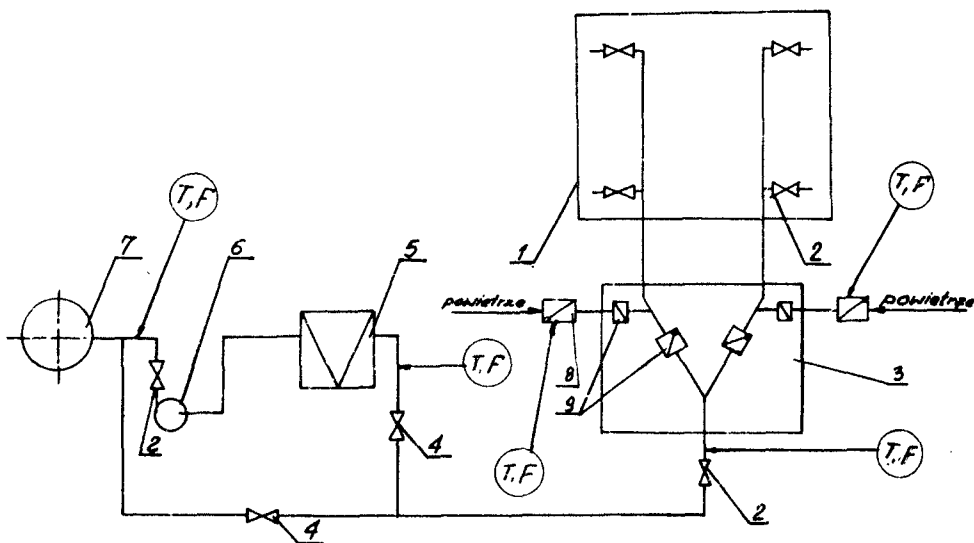
Mając na względzie znaczenie działania tej instalacji dla przebiegu topienia masy szklarskiej przeprowadzono badania pracy takiej instalacji przy piecu wannowym o wydajności 10 Mg/24 h masy szklarskiej, spalającym około 220 m<sup>3</sup>/h gazu opałowego. Objętość spalanego gazu odniesiona jest do warunków normalnych, co w takich przypadkach w treści artykułu uwzględniono stosując symbol m<sup>3</sup>n.

Badania przeprowadzono dla określenia: rzeczywistej ilości spalin odprowadzanych do komina, wartości współczynnika nadmiaru powietrza doprowadzanego do spalania, temperatury spalin oraz opracowania zaleceń i wskazań do usprawnienia pracy pieca wannowego.

### 2. INSTALACJA ODPROWADZENIA SPALIN

Instalację odprowadzenia spalin będącą przedmiotem badań przedstawiono schematycznie na rysunku 1.

Piec wannowy do topienia masy szklarskiej ogrzewany jest gazem opałowym spalonym w palnikach gazowych o dyszach skierowanych do wnętrza komory topliwnej. W komorze tej topi się wsad masy szklarskiej. Stopiona masa przepływa z komory topliwnej do komory wyrobowej, z której czerpana jest do formowania wyrobów szklarskich.



Rys.1. Schemat technologiczno-pomiarowy instalacji odprowadzania spalin z pieca wannowego:  
 1-piec wannowy, 2-zasuwa regulacyjna, 3-zawór rewersyjny, 4-zasuwy odcinające, 5-płuczka gazów, 6-wentylator, 7-kołmin, 8-klapy regulacyjne, 9-klapy odcinające, T- pomiar temperatury, F-pomiar strumienia objętości

Powietrze do spalania gazu opałowego doprowadzane jest do palników z komór regeneracyjnych umieszczonych w dolnej części pieca. Przepływa ono do nich przez układ kanałów i zaworów. Kanały i komory regeneracyjne stosowane są na przemian do odprowadzenia spalin i doprowadzenia powietrza, a zaakumulowane w ich ścianach ciepło pobrane od gorących spalin nagrzewa następnie powietrze. Przepływ czynników sterowany jest automatycznie zaworami rewersyjnymi zainstalowanymi na wlocie do podwójnych kanałów.

Powietrze do komór regeneracyjnych doprowadzane jest przez zawór rewersyjny o sterowanych automatycznie klapach odcinających. Ilość jego regulowana jest ręcznie poprzez ustawienie w określonym położeniu klap regulacyjnych na wlocie powietrza do zaworu.

Spaliny doprowadzane są z pieca przy normalnej jego eksploatacji, przy przepływie wymuszonym, przepływając przez płuczkę gazów i wentylator tłoczący je do komina. Odprowadzenie spalin z zastosowaniem przepływu naturalnego stosowane jest przy trudnościach eksploatacyjnych w układzie z przepływem wymuszonym. Spaliny kierowane są wtedy bezpośrednio do komina, z pominięciem płuczki i wentylatora.

### 3. METODYKA I PRZEBIEG BADAŃ

Badania instalacji odprowadzania spalin przeprowadzono podczas normalnej eksploatacji pieca, stosując metodę pomiarów statystycznych. Pomia-

ry strumieni objętości powietrza dopływającego do pieca poprzez zawór rewersyjny oraz strumieni objętości spalin określono metodą pomiaru prędkości miejscowych, w przekrojach zaznaczonych na schemacie zamieszczonym na rysunku 1. Wartości ciśnień dynamicznych w określonych miejscach przekrojów poprzecznych kanału odprowadzającego, na podstawie których określono prędkości miejscowe, mierzono za pomocą sondy Prandtla o długości 1250 mm, podłączonej do mikromanometru pochylonego, bateryjnego typu M 7b, wykonanego w ICMP Politechniki Łódzkiej. Jako cieczy manometrycznej używano zabarwionego alkoholu etylowego. Gęstość cieczy manometrycznej oznaczono za pomocą wagi Mohra, wykonując wykres zmian gęstości w cieczy w funkcji temperatury. Dokładność pomiaru ciśnienia dynamicznego przy stosowaniu przełożenia mikromanometru 1:20 wynosiła 0,4 Pa.

Strumienie objętości spalin przepływających w kanale odprowadzającym określono na podstawie średniej prędkości przepływu, obliczonej jako średnia arytmetyczna prędkości miejscowych. Prędkości miejscowe powietrza dopływającego do pieca poprzez zawór rewersyjny mierzono w płaszczyźnie wlotów klap regulacyjnych tego zaworu służących do regulowania ilości dopływającego powietrza. Pomiary te przeprowadzono za pomocą termoanemometru ZBS-15 o dokładności klasy 1. Termoanemometrem ZBS-15 mierzono również składowe prędkości prostopadłe do płaszczyzny otworu wyrobowego. Pomiary przeprowadzono w odległości około 1 m od płaszczyzny wlotowej otworu ze względu na zakres temperatury ograniczający pomiary za pomocą tego termoanemometru.

Dla każdego pomiaru ciśnień dynamicznych, prędkości i temperatury przeprowadzono po trzy odczyty mierzonej wielkości, określając jako wartość pomierzoną średnią arytmetyczną tych odczytów.

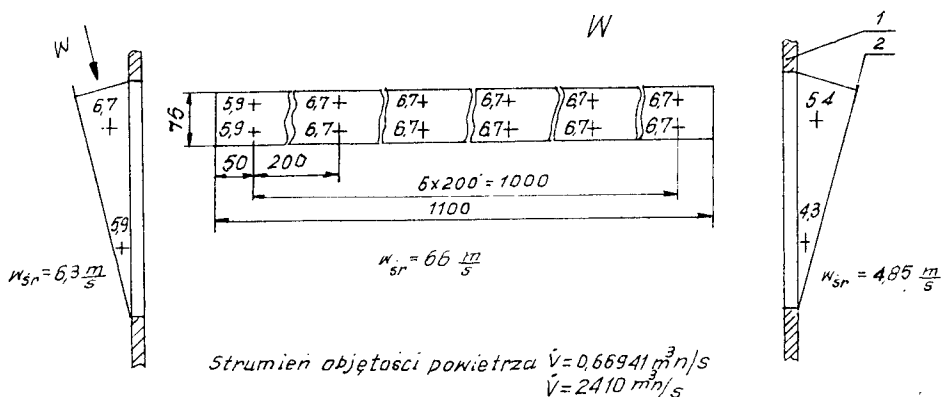
Ilość gazu opałowego zużywanego do ogrzewania komory topliwnej pieca mierzono przepływomierzem zainstalowanym w układzie aparatury kontrolno-pomiarowej badanego pieca po uprzednim skontrolowaniu prawidłowości pomiaru. Przekrój kontrolny w kanale odprowadzającym spaliny obrano w dostatecznej odległości od kolan i zasuw, tak aby przepływ nie był zakłócany oddziaływaniem tych elementów.

#### 4. WYNIKI BADAŃ

Podczas badań piec ogrzewany był gazem opałowym o podanym niżej przez jego dostawcę składzie objętościowym:  $/\text{CH}_4/-95\%$ ,  $/\text{C}_2\text{H}_6/-0,8\%$ ,  $/\text{C}_3\text{H}_8/-1,2\%$ ,  $/\text{C}_4\text{H}_{10}/-0,3\%$ ,  $/\text{C}_5\text{H}_{12}/-0,4\%$ ,  $/\text{CO}/-0,3\%$ ,  $/\text{N}_2/-2,0\%$ ,  $\text{H}_2\text{S}$ -do  $2 \text{ g/m}^3$ ,  $\text{S}$ -do  $4 \text{ g/m}^3$ . Wartość opałowa gazu jest równa  $Q_w = 33496 \text{ kJ/m}^3\text{n}$ . Na podstawie objętościowego składu gazu obliczono teoretyczne zapotrzebowanie powietrza. Jest ono równe  $V_{pt} = 9,7583 \text{ m}^3\text{n pow/m}^3\text{n gazu}$ . Rzeczywiste zapotrzebowanie powietrza do spalania jednostki objętości gazu określono przyjmując według dokumentacji techniczno-ruchowej pieca współczynnik nadmiaru powietrza  $\lambda = 1,2$ . Obliczona na tej podstawie wartość rzeczywistego zapotrzebowania powietrza wynosi  $11,71 \text{ m}^3\text{n pow/m}^3\text{n gazu}$  i jest zgodna z danymi podanymi w dokumenta-

cji techniczno-ruchowej pieca. Obliczoną wartość zapotrzebowania powietrza porównano z wartością pomierzoną oceniając pracę instalacji odprowadzającej spaliny.

Rozkład prędkości przepływu powietrza w szczelinie między korpusem zaworu rewersyjnego a klapą regulacyjną przedstawiono na rysunku 2. Na podstawie pomierzonych wartości prędkości miejscowych obliczono średnią prędkość przepływu powietrza i strumień jego objętości. Wartość tego strumienia przeliczono na warunki normalne i jest ona równa  $2410 \text{ m}^3/\text{h}$ . Powietrze to doprowadzane jest przez regeneratory ciepła do palników gazowych. Jest ono czynnikiem umożliwiającym oddziaływanie na przebieg spalania gazu, gdyż ilości jego można regulować wielkością szczeliny wlotu.



Rys.2. Rozkład prędkości powietrza w szczelinie wlotowej zaworu regulacyjnego: 1-korpus zaworu rewersyjnego, 2-klapa regulacyjna przepływu powietrza

W tabeli 1 przedstawiono wartości parametrów odprowadzanych z pieca spalin mierzone w określonych miejscach instalacji. Spaliny po ochłodzeniu w regeneratory odprowadzane były poprzez zawór rewersyjny i następnie piórkę gazów do komina. Na wlocie do kanału za zaworem rewersyjnym mają one stosunkowo dużą temperaturę dochodzącą do  $593 \text{ K} / 320^\circ\text{C}$ . W przewodach odprowadzających spaliny gazy przepływają ze zbyt dużą prędkością. Wartość jej jest zawarta w granicach  $3,29 \div 4,33 \text{ m/s}$  przy stosowaniu wymuszonego ciągu, a przy ciągu wywołanym jedynie działaniem komina  $3,1 \div 3,46 \text{ m/s}$ . Prędkość przepływu spalin w kanałach nie powinna przekraczać  $1,0 \text{ m/s}$  [1]. Duże prędkości spalin powodują nie tylko zwiększenie oporów przepływu, ale również wzrost emisji zanieczyszczeń do atmosfery w postaci pyłów porrywanych z pieców i ścian kanałów.

Zmiany strumienia objętości spalin odprowadzanych z pieca wannowego świadczą o nieustalonej jego pracy /tab.2/. Ilość spalin mierzona za zaworem rewersyjnym pieca jest znacznie większa niż to wynika z obliczeń

Tabela 1

Parametry przepływu gazów spalinowych w instalacji odprowadzania  
spalin z pieca wanny do wytopu szkła ołowowego

Temperatura w przekrojach kontrolnych przewodów spalin				Średnia prędkość przepływu w prze- krojach kontrolnych przewodów spa - lin w m/s			Uwagi
za zaworem rewersyjnym		przed płuczką		przed kominem:		przed komi- nem	
K	°C	K	°C	K	°C		przed płucz- ką
533	260	461	188	373	100	10,96	12,26
533	260	-	-	-	-	-	-
523	250	459	186	378	105	9,82	12,56
593	320	469	196	389	116	8,78	13,03
593	320	441	168	373	100	8,96	12,25
488	215	-	-	410	137	-	6,71
488	215	-	-	355	82	-	7,05
				411	138	-	6,36
533	260	421	148	376	105	12,52	13,30
569	269	425	152	381	108	10,68	12,95
565	292	411	138	369	96	10,58	15,14
557	264	410	137	371	98	12,58	15,24
559	286	410	137	372	99	11,99	14,33

Praca przy  
wymuszonym  
ciąguPraca przy  
ciągu natu-  
ralnymPraca przy  
wymuszonym  
ciągu



Tabela 2

Wyniki pomiarów ilości spalin odprowadzanych z pieca wannowego do wytopu szkła ołowianego

Nazwa wielkości	Jednostki	Użytkowanie przekroju pomiarowego			Uwagi
		za zaworem rewersyjnym	przed płuczką	przed kominem	
Liczba pomiarów		40	52	52	
Rozstęp pomiarów: $R = V_{\max} - V_{\min}$	$\text{m}^3/\text{n/s}$	$1,820 - 1,471 = 0,349$	$2,444 - 1,322 = 1,122$	$3,063 - 1,402 = 1,661$	
Wartość średnia strumienia spalin	$\text{m}^3/\text{n/s}$ $\text{m}^3/\text{n/h}$	1,644 5918,4	1,907 6965,2	2,363 8506,8	Praca instalacji z ciągiem wymuszonym
Średnie odchylenie standardowe s	$\text{m}^3/\text{n/s}$	0,144	0,358	0,577	
Przedział ufności przy istotności = 0,95	$\text{m}^3/\text{n/s}$	$1,578 \leq V \leq 1,709$	$1,751 \leq V \leq 2,082$	$2,133 \leq V \leq 2,620$	
Liczba pomiarów		8	-	12	
Rozstęp pomiarów	$\text{m}^3/\text{n/s}$	$1,733 - 1,589 = 0,184$	-	$2,203 - 1,786 = 0,417$	Praca instalacji przy ciągu naturalnym
Wartość średnia	$\text{m}^3/\text{n/s}$ $\text{m}^3/\text{n/h}$	1,681 6051,6	-	1,992 7171,2	

przeprowadzonych na podstawie pomiarów ilości doprowadzonego do spalania gazu opałowego oraz powietrza przepływającego do pieca przez zawór rewersyjny. Różnicę tę należy tłumaczyć przepływem powietrza z otoczenia do wnętrza wanny i instalacji odprowadzania spalin przed zaworem rewersyjnym. Przepływa ono w sposób niekontrolowany przez otwory wyrobowe i różnego rodzaju szczeliny w obmurowaniu pieca. O przepływie powietrza do wnętrza pieca przez otwory wyrobowe świadczy pomiar składowej prędkości powietrza, prostopadłej do powierzchni otworu wyrobowego. Wartość jej w odległości 1 m od otworu wyrobowego była równa 0,25 m/s. Powietrze dopływające do pieca ma niską temperaturę w regeneratorze i wpływa ono niekorzystnie na bilans energetyczny pieca.

Ilość powietrza doprowadzonego do pieca przez zawór rewersyjny zapewnia spalanie gazów wypływających z palników przy współczynniku nadmiaru powietrza równym  $\lambda = 1,206$ . Wartość współczynnika nadmiaru powietrza dla pieców wannowych jest równa  $1,1 \pm 1,3$  [1].

Z zestawienia wyników pomiarów ilości spalin odprowadzanych do komina wynika, że ilość ich wzrasta w kierunku przepływu od pieca do komina /tab.5/

Tabela 3

Bilans powietrza i gazów spalinowych dla badanej instalacji odprowadzania spalin z pieca wannowego przy pracy z wymuszonym przepływem spalin

Nazwa wielkości	Jednostki	Wartość	Udział w spalinach odprowadzanych z płuczki do komina
Średnie zużycie gazu opałowego	$m^3n/h$	204,7	
Rzeczywista /pomierzona/ ilość powietrza doprowadzanego przez zawór rewersyjny do palników gazowych	$m^3n/h$	2410,0	
Rzeczywisty współczynnik nadmiaru powietrza	-	1,206	
Ilość spalin powstająca ze spalania gazu przy $\lambda = 1,206$ /obliczona/ $V_{so}$	$m^3n$	3170,4	37,3%
Ilość gazów odprowadzanych z pieca /pomierzona/ $V_{sr}$	$m^3n$	5918,4	
Ilość powietrza dopływająca przez otwory wyrobowe i nieszczelności $V_p = V_{sr} - V_{so}$	$m^3n$	2748,0	32,3%
Ilość powietrza dopływająca do kanałów spalin na odcinku między zaworem rewersyjnym i płuczką	$m^3n$	946,8	11,1%
Ilość gazów doprowadzanych do spalin w płuczce	$m^3n$	1638,6	19,3%

Świadczy to o przenikaniu z otoczenia do instalacji powietrza, które mieszając się ze spalinami zwiększa ich strumień objętości.

Znaczny wzrost strumienia objętości gazów /około 19,3%/ występuje zwłaszcza w płuczce gazów oczyszczających je z pyłów. Strumień gazów o stosunkowo wysokiej temperaturze dochodzącej, jak wykazały pomiary do 469 K /196°C/, doprowadzanych do płuczki powoduje odparowanie pewnej ilości wody. Wytworzona para wodna zwiększa objętość spalin.

Drugim czynnikiem wywołującym przyrost strumienia objętości spalin przy przepływie przez płuczkę są gazy rozpuszczone w wodzie, a wydzielające się przy odparowywaniu i wzroście temperatury wody w płuczce.

Trzecim czynnikiem mogącym powodować przyrost strumienia objętości spalin w płuczce jest powietrze przepływające przez ewentualne szczeliny do jej wnętrza z otoczenia.

Przy pracy instalacji z zastosowaniem ciągu naturalnego wytwarzanego działaniem komina spaliny przepływają do komina bez oczyszczenia w płuczce. Temperatura ich przed kominem jest znacznie wyższa niż przy stosowaniu ciągu wymuszonego i wynosi 410 K /137°C/. Temperatura spalin wypływających z płuczki wynosi około 375 K /100°C/. W płuczce gazów odprowadzane są więc od spalin znaczne ilości ciepła.

## 5. WNIOSKI

Spaliny odprowadzane z pieca wannowego po ochłodzeniu w regenerato-rze mają temperaturę dochodzącą za zaworem rewersyjnym do 593 K /320°C/. Unoszą więc ze sobą duże ilości ciepła. W instalacji odprowadzania spalin między zaworem rewersyjnym a płuczką, winien znajdować się wymiennik do rekuperacji ciepła unoszonego przez spaliny. Obniżenie ich temperatury i związane z tym zmniejszenie objętości właściwej spalin umożliwi zmniejszenie przepływu ich w kanałach, a tym samym zmniejszenie oporów przepływu i emisji zanieczyszczeń do otoczenia.

Strumień objętości spalin wzrasta w kierunku przepływu do komina od pieca, w wyniku przenikania przez szczeliny powietrza z otoczenia. Znaczny wzrost jego wartości następuje przy przepływie przez płuczkę gazów, co powodowane jest odparowaniem wody w płuczce, wydzielaniem się gazów z wody i przenikaniem do wnętrza płuczki powietrza z otoczenia.

W badanej instalacji odprowadzania spalin strumień ich objętości wzrasta w płuczce o 29,3%. Wzrost wartości strumienia objętości spalin powoduje zwiększenie zużycia energii przez wentylatory transportujące spaliny do komina.

Dla poprawienia gospodarki energetycznej pieca należy ograniczyć ilość powietrza dopływającego do jego wnętrza przez otwory wyrobowe, co można osiągnąć przez stosowanie w komorze wyrobowej możliwie małej wartości podciśnienia oraz zainstalowanie zasuw do zamykania aktualnie niewykorzystywanych otworów wyrobowych. W części topliwnej wanny korzystnym dla zmniejszenia strat energetycznych oraz zmniejszenia ilości porywanych cząstek wsadu byłoby utrzymanie niewielkiego nadciśnienia.

## LITERATURA

- [1] Praca zbiorowa: Technologia szkła. Arkady, Warszawa 1972
- [2] Szymański M., Łukasiewicz J.: Badania i ocena instalacji odprowadzania spalin z wanien szklarskich do wytopu szkła ołowiowego w Hucie Szkła w Inowrocławiu. /praca niepublikowana/ Bydgoszcz 1989

THE INVESTIGATE OF INSTALATION OF DRAINING OF FUMESSES  
FROM BATHY FURNACE FOR DROWNING GLASS

Summary

There is a presentation of methods and investigations results of installation for draining off fumeses from furnace for drowning lead glass. In the result of penetration to the fuels of fumes an air from surroundings the quantit of fumes along their way to flue is growing op. In particular the increment of fumes capacity is big in glass washer. It is 19,3%. The recommendations for improvement work of installation were given.



Stanisław Smarzyński  
Maigorzata Trepczyńska

## BADANIA NAD ZGRZEWANIEM TARCIOWYM PÓLFABRYKATÓW NA NARZĘDZIA SKRAWAJĄCE

W pracy przedstawiono wyniki badań nad łączeniem stali konstrukcyjnej ze stalą narzędziową oraz stali konstrukcyjnej ze stalą szyb - kotnącą metodą zgrzewania tarciowego. Otrzymane półfabrykaty przeznaczone na narzędzia skrawające trzpieniowe /wiertła, rozwiertarki, frezy itp./, wykonane jako kombinacje połączonych stali NC6+45 oraz SW7M+55, poddawano różnym wariantom obróbki cieplnej w celu poprawy wytrzymałości na skręcanie w miejscu łączenia. Dla uzyskanych połączeń wykonano badania metalograficzne makro- i mikroskopowe, badania twardości oraz wytrzymałości na skręcanie i zginanie.

### 1. CEL BADAŃ

Celem przeprowadzonych badań było ustalenie optymalnych parametrów zgrzewania tarciowego oraz sposobu obróbki cieplnej uzyskanych połączeń, zdolnych do pokonania oporów skrawania, wynikających z normalnej pracy narzędzi w ustalonych warunkach produkcyjnych.

### 2. PROGRAM BADAŃ

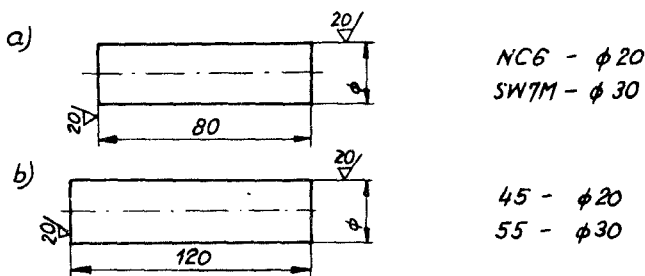
Badano następujące zestawy; pręt  $\phi$  20 ze stali narzędziowej do pracy na zimno NC 6, łączony z prętem  $\phi$  20 ze stali węglowej konstrukcyjnej wyższej jakości 45, pręt  $\phi$  30 ze stali szybkokotnącej SW7M łączony z prętem  $\phi$  30 ze stali węglowej konstrukcyjnej wyższej jakości 55.

Przyjęto, że z wykonanych półfabrykatów zrobione będą następujące narzędzia do obróbki skrawaniem:

- ze stali narzędziowej stopowej do pracy na zimno NC6-gwintowniki, rozwiertaki i frezy,
- ze stali SW7M - wiertła, rozwiertaki i frezy, od których wymaga się określonej wytrzymałości na skręcanie, wynikającej z oporów skrawania.

Wymiary próbek przygotowanych do zgrzewania przedstawiono na rysunku 1.

Parametry zgrzewania tarciowego zostały ustalone na podstawie literatury oraz na podstawie prób. Próby wstępnego ustalenia parametrów były oparte na pomiarze skrócenia części po zgrzewaniu oraz wyglądu wypłytki.



Rys.1. Wymiary próbek do zgrzewania

Ustalone parametry zgrzewania tarcowego przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1

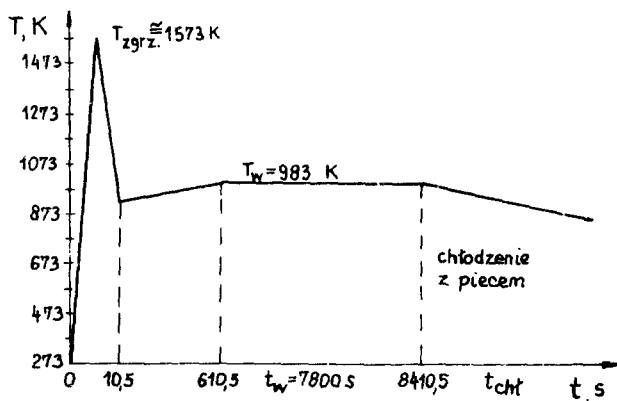
## Stosowane parametry zgrzewania

Gatunek stali	Prędkość obrotowa, rad/s	Siła tarcia N	Czas tarcia S	Siła spęczenia N	Czas spęczenia S
NC6+45	152	28000	8,5	42000	2
SW7M+55	152	40000	25	45000	3

## A. Łączenie stali NC6+45

## Wariant I

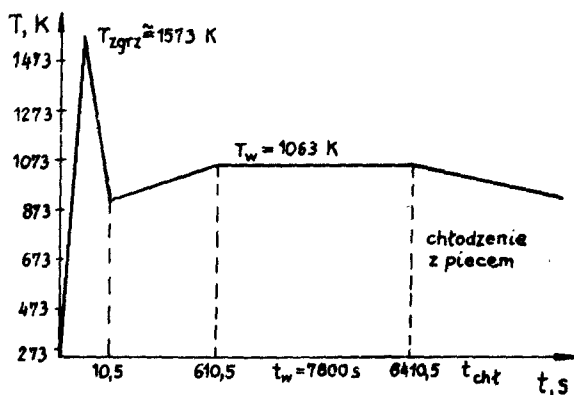
Bezpośrednio po zgrzewaniu, próbki umieszczone w piecu o temperaturze 893 K. Następnie temperaturę podniesiono do 983 K, w ciągu 600 sekund. Po osiągnięciu tej temperatury próbki wygrzewano przez okres 7800 sekund. Próbki stygły wraz z piecem /rys.2/.



Rys.2. Wykres obróbki cieplnej stali NC6+45-wariant I

## Wariant II

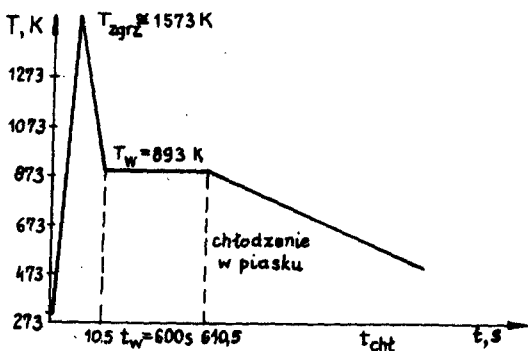
Bezpośrednio po zgrzewaniu próbki umieszczono w piecu /893 K/. Następnie temperaturę pieca podniesiono do 1063 K, w ciągu 600 sekund. Po osiągnięciu tej temperatury próbki wygrzewano przez 7800 sekund. Próbki stygły wraz z piecem /rys.3/.



Rys.3. Wykres obróbki cieplnej stali NC6+45-wariant II

## Wariant III

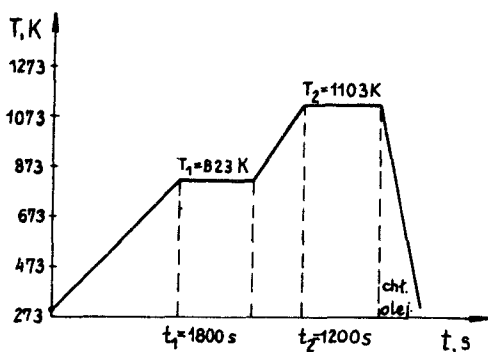
Bezpośrednio po zgrzewaniu próbki umieszczono w piecu o temperaturze 893 K i wygrzewano przez 600 sekund. Po umieszczeniu w skrzynce z piaskiem próbki powoli stygły /rys.4/ do temperatury otoczenia.



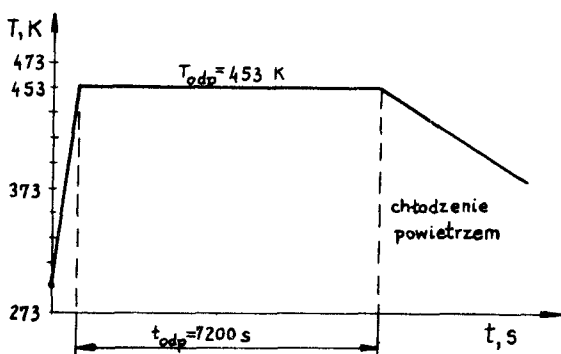
Rys.4. Wykres obróbki cieplnej stali NC6+45-wariant III

Wszystkie próbki przeznaczone do badań na zginanie i skręcanie poddawano hartowaniu i odpuszczaniu w cyklu /jak na rysunkach 5 i 6/, w warunkach zbliżonych do produkcyjnych.





Rys.5. Wykres obróbki cieplnej stali NC6+45 - hartowanie



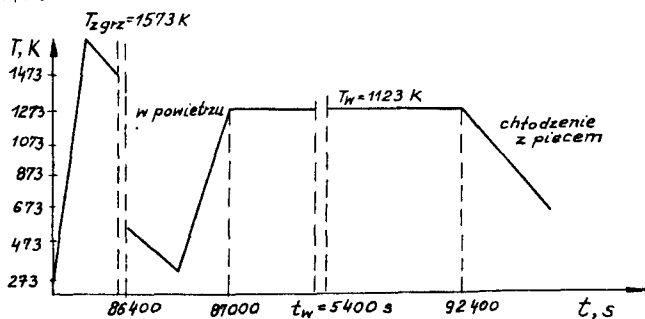
Rys.6. Wykres obróbki cieplnej stali NC6+45 - odpuszczanie

#### B. Łączenie stali SW7M+55

W przypadku połączenia stali SW7M+55 nie ograniczono się tylko do obróbki cieplnej po zgrzewaniu, lecz zastosowano różne kombinacje zgrzewania i obróbki cieplnej.

##### Wariant I'

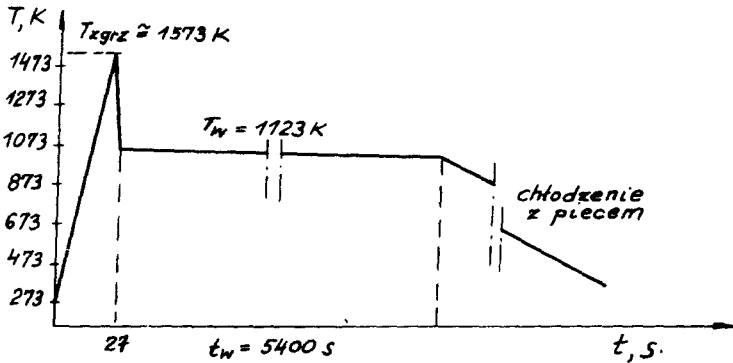
Po zgrzewaniu próbki stygły w powietrzu, następnie umieszczono je w piecu o temperaturze 1123 K, wygrzewano 5400 sekund i chłodzono wraz z piecem /rys.7/.



Rys.7. Wykres obróbki cieplnej stali SW7M+55 - wariant I'

## Wariant II'

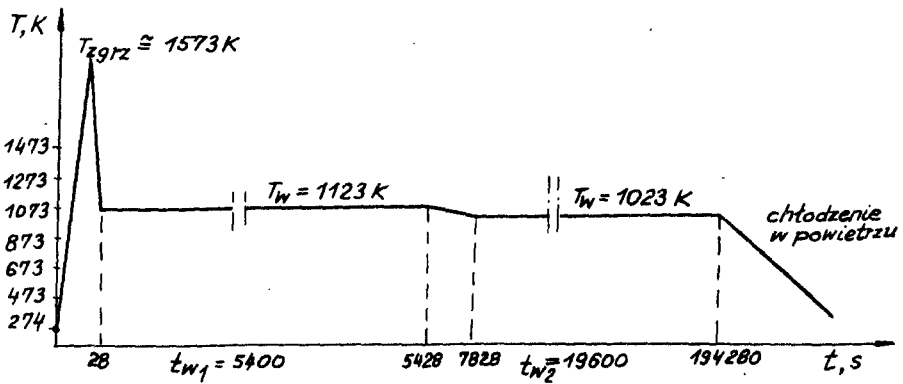
Próbki bezpośrednio po zgrzaniu /bez chłodzenia/ poddano obróbce cieplnej, jak w wariacie I' /rys.8/.



Rys.8. Wykres obróbki cieplnej stali SW7M+55 - wariant II'

## Wariant III'

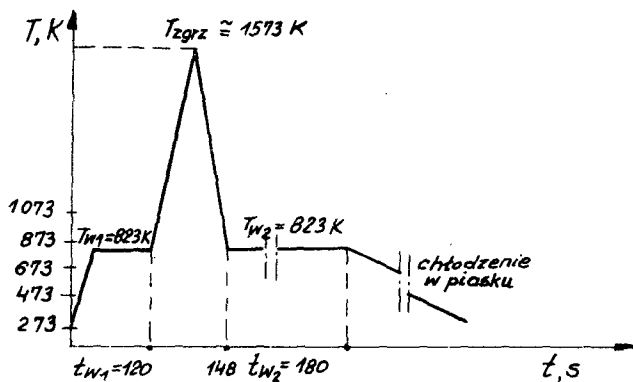
Bezpośrednio po zgrzaniu próbki umieszczono w piecu o temperaturze 1123 K, wygrzewano przez 5400 sekund, następnie obniżono temperaturę do 1023 K i wygrzewano 11600 sekund. Po tym czasie próbki po wyjęciu z pieca stygły na wolnym powietrzu /rys.9/.



Rys.9. Wykres obróbki cieplnej stali SW7M+55 - wariant III'

## Wariant IV'

Bezpośrednio przed zgrzewaniem, elementy składowe próbki umieszczono w piecu o temperaturze 823 K i wygrzewano 120 sekund. Następnie wykonano zgrzewanie w stanie na gorąco przy nie zmienionych parametrach. Bezpośrednio po zgrzaniu próbki umieszczono w piecu o temperaturze 823 K i wygrzewano 180 sekund. Po tym czasie próbki umieszczono w suchym piasku do całkowitego ostygnięcia /rys.10/.

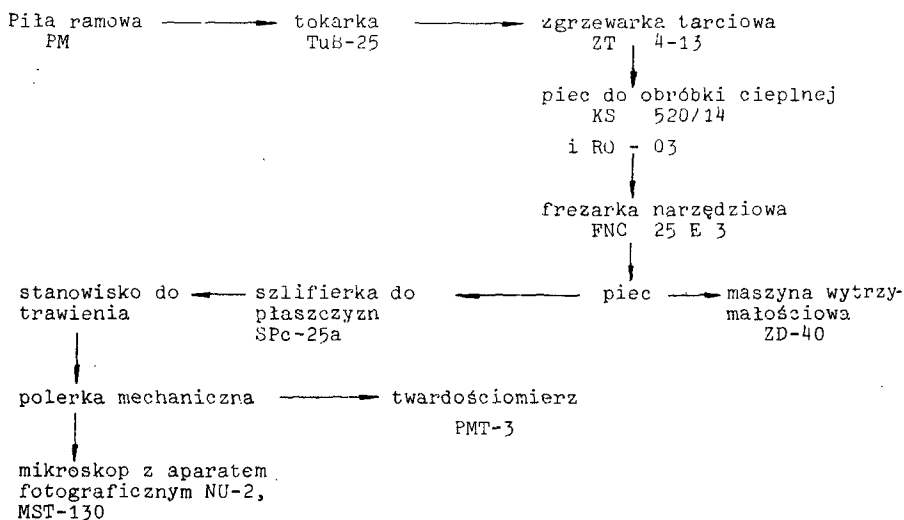


Rys.10. Wykres obróbki cieplnej stali SW7M+55-wariant IV

Uzyskane w ten sposób próbki nie były poddawane dalszym zabiegom cieplnym, jakie przeprowadza się w warunkach produkcyjnych w celu uzyskania narzędzi.

### 3. STANOWISKO BADAWCZE

W celu przeprowadzenia badań zaprojektowano i wykorzystano stanowisko badawcze przedstawione na rysunku 11.



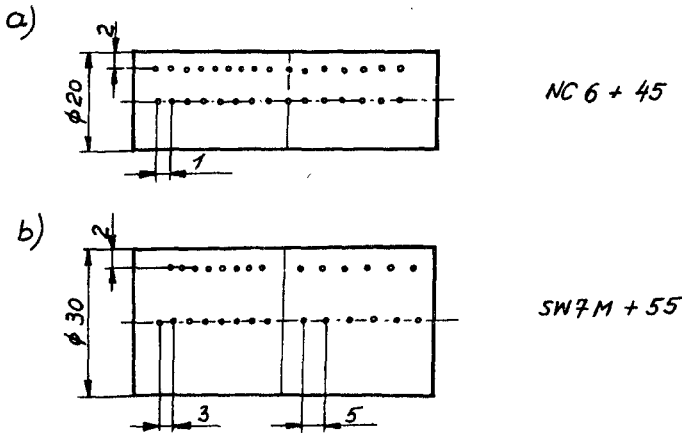
Rys.11. Stanowisko badawcze - schemat blokowy

Wstępną ocenę wykonanych próbek przeprowadzono na podstawie analizy wzrokowej: kształtu i wielkości wyplwyki, współosiowości łączonych elementów, oraz pomiaru skrócenia.

Płaszczyzny zglądów przygotowano na szlifierce do płaszczyzn, a następnie próbki szlifowano na papierach ściernych o malejącej ziarnistości, oznaczonych 100, 150, 240 i 320. Próbki do zdjęć makroskopowych trawiono w przypadku połączenia SW7M+55 odczynnikiem Marble'a, zaś NC6+45 odczynnikiem Adlera i obserwowano je pod mikroskopem stereoskopowym oraz fotografowano.

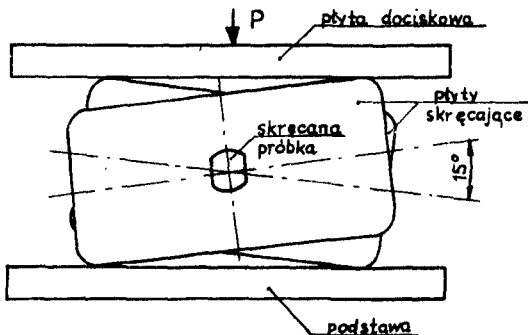
Po wykonaniu zdjęć makroskopowych te same próbki poddano dalszemu szlifowaniu na papierach 400, 500, 600 i 800, a następnie polerowano i trawiono Nitaliem, w celu ujawnienia struktury mikroskopowej. Trawione powierzchnie badano pod mikroskopem metalograficznym NU-2, przy powiększeniu 100 i 250 razy oraz fotografowano.

W celu określenia twardości w obszarze zgrzewania przeprowadzono pomiary metodą Vickersa, zgodnie z PN-74/H-04360. Schematy pomiaru twardości przedstawiono na rysunku 12.



Rys.12. Schemat pomiaru makrotwardości

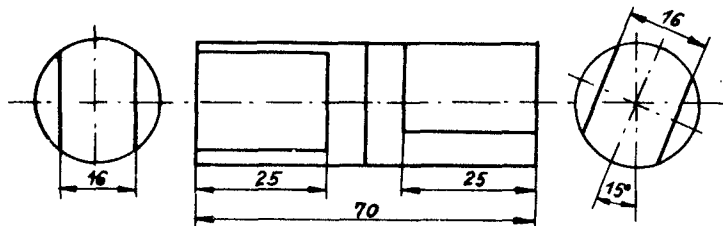
Badanie wytrzymałości na zginanie przeprowadzono na uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej ZD-40, zgodnie z PN-78/M-69720, zaś do badania wytrzymałości na skręcanie wykorzystano specjalne oprzyrządowanie /rys.13/.



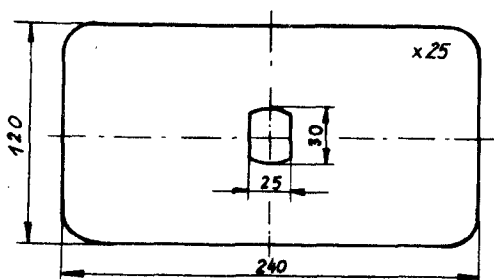
Rys.13. Schemat próby skręcania.

Przed badaniami wytrzymałościowymi usunięto wypływkę na tokarce TUB-25.

Na rysunku 14 przedstawiono próbkę przygotowaną do skręcania, zaś rysunek 15 ukazuje płytę skręcającą próbkę.



Rys.14. Próbkę do badań wytrzymałościowych na skręcanie



Rys.15. Płyta do skręcania próbek

#### 4. WYNIKI BADAŃ

##### A. Łączenie stali NC6+45

Wszystkie próbki posiadały prawidłowo ukształtowane złącze, z regu - larną wypływką po obu stronach zgrzeiny. W złączu nie ujawniono wad makro - skopowych. Strefa wpływu ciepła była widoczna w różnym stopniu na poszczegól - nych próbkach, co jest rezultatem odmiennych wariantów obróbki cieplnej.

W przypadku I wariantu obróbki cieplnej, materiał rodzimy stali NC6 charakteryzował się pasmowym rozłożeniem węglików wtórnych na tle perlitu. W strefie wpływu ciepła węgliki te uwidaczniają linie pynięcia na tle drobnego perlitu. Na skutek przekształtowania stali NC6, w powstałym złą - czu można zaobserwować węgliki wtórne w osnowie perlitycznej. Graniczą one z odwęgloną warstwą stali 45, która przechodzi następnie w strukturę fer - rytyczno-perlityczną o równoosiowych ziarnach. Strefa wpływu ciepła stali 45 charakteryzuje się pasmowym układem ziaren w strukturze ferrytyczno-per - litycznej, który zgodny jest z gradientem temperatury. Materiał rodzimy stali 45 charakteryzuje się strukturą perlityczno-ferrytyczną o pasmowym układzie ziaren.

W przypadku II wariantu, mikrostruktura stali NC6 w strefie wpływu ciepła to węgliki przybierające kształt wydłużonych ziaren na tle ścisłego perlitu. W powstałym złączu perlityczna struktura stali NC6 /z nielicznymi wydzieleniami węglików/ jest wynikiem szwkiego chłodzenia hamującego wy -

dzielenie składnika przedeutektoidalnego. Graniczą z nią pasmowo rozłożone ziarna ferrytu i drobnoziarnistą strukturą perlityczno-ferrytyczną stali 45. W strefie wpływu ciepła stali 45 zaobserwowano strukturę perlityczno-ferrytyczną o równoosiowym ziarnie.

Wpływ III wariantu obróbki cieplnej na mikrostrukturę stali NC6 i 45. Mikrostruktura stali 45 charakteryzuje się siatką ferrytu na tle perlitu. W stali NC6 jej drobnoziarnistość i równoosiowość świadczy o zajściu przekryształizowania w tej strefie. W złączy widoczna jest struktura perlityczno-cementytowa stali NC6 /gdzie wydzielenia cementytu na granicach ziarn tworzą nieciągłą siatkę/ oraz struktura perlityczno-ferrytyczna stali 45. Ferryt stanowi siatkę na granicach ziaren perlitycznych. Zwiększona zawartość perlitu świadczy o szybkim chłodzeniu, które hamuje wydzielenia ferrytu. W strefie wpływu ciepła stali 45 widoczna siatka ferrytyczna na granicach quasi-perlitu stopniowo zanika i pozostaje struktura quasi-perlitu.

Mikrostruktura hartowanej i odpuszczanej próbki według III wariantu obróbki cieplnej przedstawia się niemal analogicznie, jak w pozostałych wariantach. W stali NC6 widoczne są węgliki wtórne na tle martenzytu odpuszczonego, zaś w stali 45 struktura perlityczno-ferrytyczna.

Zmiany twardości stali w zależności od odległości od zgrzeiny określiłono w badaniach makrotwardości złączy. W przypadku I wariantu obróbki cieplnej wartości twardości mieszczą się w granicach  $230 \div 245$  HV dla stali NC6,  $165 \div 177$  HV dla stali 45 przy pomiarze w osi próbki oraz 198 HV w złączy. W odległości  $8 \cdot 10^{-3}$  m od osi próbki twardość mieści się w granicach  $236 \div 260$  HV dla stali NC6,  $170 \div 188$  HV dla stali 45 oraz 214 HV w złączy.

Dla II wariantu obróbki cieplnej twardość w osi próbki wynosi  $236 \div 260$  HV dla stali NC6,  $190 \div 198$  HV dla stali 45 i 198 HV w złączy. W odległości  $8 \cdot 10^{-3}$  m od osi próbki wartości twardości dla stali NC6 zawierają się w granicach  $244 \div 275$  HV, dla stali 45 -  $190 \div 197$  HV, a w złączy twardość równa jest 197 HV.

W przypadku III wariantu obróbki cieplnej pomiary twardości wynoszą dla stali NC6:  $223 \div 267$  HV, dla stali 45:  $184 \div 242$  HV i 244 HV w złączy dla pomiarów dokonanych w osi próbki. W odległości  $8 \cdot 10^{-3}$  m od osi próbki pomiary dla stali NC6 mieszczą się w granicach  $268 \div 299$  HV, dla stali 45:  $190 \div 242$  HV zaś w złączy twardość równa jest 270 HV.

W wyniku hartowania i odpuszczania próbek poddanych uprzednio zabiegom obróbki cieplnej, wyniki makrotwardości uległy zmianie. I tak w przypadku wariantu I obróbki cieplnej wynosiły one w osi próbki  $250 \div 280$  HV dla stali NC6,  $237 \div 249$  HV dla stali 45 i 235 HV w zgrzeinie. W odległości  $8 \cdot 10^{-3}$  m od osi próbki wyniki były następujące: dla stali NC6  $258 \div 289$  HV, dla stali 45:  $238 \div 260$  HV i 247 HV w zgrzeinie.

II wariant obróbki cieplnej oraz hartowanie i odpuszczanie doprowadziło do następujących wyników makrotwardości. Dla stali NC6 mieściły się one w granicach  $272 \div 280$  HV, dla stali 45:  $237 \div 250$  HV oraz 247 HV w złączy przy pomiarze w osi próbki. Pomiary dokonane w odległości  $8 \cdot 10^{-3}$  m od osi próbki wynosiły:  $290 \div 295$  HV dla stali NC6,  $248 \div 265$  HV dla stali 45 oraz 268 HV w zgrzeinie.

Hartowanie i odpuszczanie próbek poddanych III wariantowi obróbki cieplnej wywołało dla pomiaru w osi próbki następujące wyniki ma-

krotwardości - dla stali NC6: 286+315 HV, dla stali 45: 240+268 HV oraz w zgrzeinie 242 HV. W odległości  $8 \cdot 10^{-3}$  r. od osi próbki pomiary makrotwardości wynosiły: 301+329 HV dla stali NC6, 240+260 HV dla stali 45 oraz 250nV w złączu.

Wyniki przeprowadzonych w trakcie badań prób wytrzymałościowych na zginanie przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2

Wyniki badań wytrzymałościowych na zginanie dla połączenia stali NC6+45

Wariant	Nr próby	Sila gnąca P, N	Moment gnący $M_{\max}$ , Nm	Wytrzymałość na zginanie $\sigma$ g, MPa	Średnia $\sigma$ g, MPa
wariant I po hartowaniu i odpuszczeniu	1	26500	993,75	1242	1221
	2	25100	941,25	1177	
	3	26200	982,50	1228	
	4	26000	975,00	1219	
	5	25700	963,75	1205	
	6	26800	1005,00	1256	
wariant II po hartowaniu i odpuszczeniu	1	25000	937,50	1172	1160
	2	24600	922,50	1153	
	3	24500	918,75	1148	
	4	24800	930,00	1163	
	5	25000	937,50	1172	
	6	24600	922,50	1163	
wariant III po hartowaniu i odpuszczeniu	1	22100	828,75	1036	1010
	2	21200	795,00	994	
	3	21900	821,25	1027	
	4	21700	813,75	1017	
	5	21500	806,25	1008	
	6	20900	783,75	979	

W trakcie przeprowadzonych badań wytrzymałościowych na skręcanie, przy kącie skręcania  $15^{\circ}$  próbki uzyskały tylko odkształcenie sprężyste. Nie zachodziło zniszczenie próbek.

#### B. Łączenie stali SW7M+55

Proces zgrzewania tarcowego stali SW7M ze stalą 55 wywołuje pęknięcia w materiale stali SW7M oraz w osi złącza.

I' wariant obróbki cieplnej nie likwiduje pęknięć, które można zaobserwować wzdłuż osi złącza na makrostrukturze próbki poddanej temu zabiegowi. Wyraźne pęknięcia w miejscu tworzenia się wypłytki zaobserwowano na próbce poddanej II' wariantowi obróbki cieplnej. Także III' i IV' wariant obróbki

cieplnej nie zlikwidowały pęknięć. Występują one wzdłuż całej zgrzeiny .

Struktura złącza zgrzanego tarciovo bez obróbki cieplnej: po stronie stali SW7M widoczne jest wyraźne pęknięcie w strukturze martenzytu, zaś stal 55 zachowała strukturę perlityczno-ferrytyczną. Mikrostruktura stali SW7M to węgliki ledeburytyczne na tle ferrytycznym.

Mikrostruktura próbek poddanych I' wariantowi obróbki cieplnej jest następująca. Mikrostruktura stali SW7M to węgliki i ferryt. W miarę zbliżania się do zgrzeiny występują w stali SW7M węgliki z martenzytem i bainitem, a potem pasmo martenzytu z węglnikami. Graniczy ono z pasmem ferrytu w stali 55, które następnie przechodzi w strukturę ferrytyczno-perlityczną, a następnie w perlityczno-ferrytyczną.

Mikrostruktura materiału rodzimego stali SW7M próbki poddanej II' wariantowi obróbki cieplnej składa się z węglików i ferrytu. W powstałym złączu struktura ta graniczy z perlitem, który następnie przechodzi w strukturę perlityczno-ferrytyczną. W mikrostrukturze stali 55 wystąpiła struktura pasmowa perlityczno-ferrytyczna.

III' wariant obróbki cieplnej nie wniósł zmian w strukturze stali SW7M. Natomiast w strukturze złącza od strony stali SW7M pojawiły się martenzyt i węgliki, następnie bainit i martenzyt. Po stronie stali 55 ujawniło się pasmo ferrytu, które sąsiaduje ze strukturą perlityczno-ferrytyczną.

Dla IV' wariantu obróbki cieplnej struktura materiału rodzimego stali SW7M oraz stali 55 nie uległa zmianie. W mikrostrukturze złącza po strukturze węglkowo-ferrytycznej pojawił się trostyt, a następnie martenzyt odpuszczony w stali SW7M. Pasma ferrytu i granicząca z nim struktura perlityczno-ferrytyczna występują w złączu po stronie stali 55.

Aby określić zmiany, jakie nastąpiły w twardości złącza po obróbce cieplnej, dokonano pomiaru makrotwardości w zależności od odległości od zgrzeiny.

W próbcie, dla której nie dokonano obróbki cieplnej wyniki makrotwardości mieściły się w granicach 713+927 HV dla stali SW7M, oraz 236+280 HV dla stali 55 w przypadku pomiaru w osi próbki. W odległości  $13 \cdot 10^{-3} \text{ m}$  od osi próbki wynosiły one od 660+891 HV dla stali SW7M, i 246+299 HV dla stali 55.

Dla I' wariantu obróbki cieplnej wyniki pomiaru twardości mieściły się w granicach 199+299 HV dla stali SW7M i 172+188 HV dla stali 55 przy pomiarze w osi próbki. W odległości  $13 \cdot 10^{-3} \text{ m}$  od zgrzeiny dla stali SW7M wynosiły 210+244 HV, a dla stali 55: 158+185 HV.

W przypadku II' wariantu obróbki cieplnej pomiar w osi próbki dla stali SW7M wynosił 274+532 HV, a dla stali 55: 155+167 HV. W odległości  $13 \cdot 10^{-3} \text{ m}$  od osi próbki wyniki mieściły się w granicach 401+623 HV dla stali SW7M oraz 155+192 HV dla stali 55.

Dla III' wariantu obróbki cieplnej wyniki w osi próbki dla stali SW7M wynosiły 203+306 HV, dla stali 55: 192+223 HV, zaś w odległości  $13 \cdot 10^{-3} \text{ m}$  od osi próbki dla stali SW7M mieściły się w granicach 223+516 HV, a dla stali 55: 157+203 HV.



W IV' wariantcie obróbki cieplnej uzyskano następujące wyniki makro - twardości. Dla stali SW7M mieściły się one w granicach 172+280 HV, dla stali 55 w granicach 153+185 HV w osi próbki oraz dla stali SW7M pomiędzy 223+280 HV, i dla stali 55 pomiędzy 164+178 HV w odległości  $13 \cdot 10^{-3}$  mm.

Wyniki badań wytrzymałości na skręcanie zostały przedstawione w tabeli 3.

Tabela 3

Wyniki próby wytrzymałości na skręcanie  
połączenia SW7N+55

Wariant	Nr próby	Kąt skręcenia $\varphi_0$	Sila daN	Moment skręcający daN	Napężenie styczne $\tau_s$ $\frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$	Miejsce pęknięcia próbki
Bez obróbki cieplnej	1	-	-	-	-	zgrzeina
	2	-	-	-	-	zgrzeina
	3	-	-	-	-	zgrzeina
I'wariant obróbki cieplnej	1	-	-	-	-	zgrzeina
	2	-	-	-	-	zgrzeina
	3	-	-	-	-	zgrzeina
II'wariant obróbki cieplnej	1	30	2650	318	61,9	-
	2	30	2600	312	60,8	-
	3	30	2550	306	59,6	-
III'wariant obróbki cieplnej	1	30	2200	264	51,4	-
	2	30	2200	264	51,4	-
	3	30	2250	270	52,6	-
IV'wariant obróbki cieplnej	1	-	-	-	-	zgrzeina
	2	-	-	-	-	zgrzeina
	3	-	-	-	-	zgrzeina

## 5. PODSUMOWANIE

A - dla łączenia stali NC6+45

1. Wyniki badań potwierdzają możliwość produkcji narzędzi skrawają - cych w formie zgrzewanych tarciowo części roboczych i chwytowych, wykonanych z różnych stali.
2. Najkorzystniejsze własności mechaniczne zapewnia wyżarzanie izo - termiczne poniżej temperatury  $A_{C1}$ , przeprowadzone bezpośrednio po zgrzewaniu tarciowym.
3. Zastosowana technologia zgrzewania oraz wykonana po zgrzewaniu ob - róbka cieplna nadaje połączeniom odpowiednią wytrzymałość na skrę - canie i zginanie. Badania makro- i mikroskopowe potwierdzają wy - soką jakość uzyskanych połączeń.

B - dla połączenia stali SW7M+55

1. Uzyskane wyniki badań nie doprowadziły do ustalenia jednoznacznych wniosków.
2. Obróbka cieplna po zgrzewaniu tarciovym poprawiła własności mechaniczne złącza, jednak nie uzyskano rozwiązania w pełni zadowalającego.
3. Należy kontynuować badania nad innymi wariantami obróbki cieplnej, które powinny doprowadzić do uzyskania złącza bez pęknięć.

INVESTIGATION ON FRICTIONAL WELDING OF SEMI-MANUFACTURED PRODUCTS  
FOR MACHINING TOOLS

Summary

The paper presents the results of junction tests on the constructional-tool and the constructional-high speed steel performed by frictional welding manner. The semi-finished products assigned for tanged machining tools/ borers, reamers, milling-cutters etc./ were manufactured as a combinations of the connected NC6+45 and SW7M+55 steels. Then they undergone various heat treatments in order to improve a torsional strength at the welded joint. In aim to obtain welded joints a macro and microscopic metallographic examination hardness tests and torsional and bending strength tests were carried out.



Tadeusz Sęk  
Edmund Dulcet

STRATY KONSERWANTU PRZY DODAWANIU DO ZIELONKI  
PODCZAS ZBIORU

W pracy przedstawiono metodykę oraz wyniki badań nad wpływem miejsca dodawania konserwantu do zielonki w sieczkarni zbierającej na wielkość jego strat. Stwierdzono, że miejsce dodawania konserwantu do zielonki w sieczkarni zbierającej wpływa w istotny sposób na wielkość jego strat.

1. WSTĘP

Przy dodawaniu konserwantu do zielonek w czasie jej zbioru niezmiernie ważne, ze względu na wielkość występujących strat konserwantu, jest miejsce jego dodawania w maszynie zbierającej [8,10]. Dysze wylotowe urządzeń dozujących montowane są obecnie w różnych miejscach sieczkarni zbierających. Spotyka się mocowanie dyszy wylotowej /dysz/ przed zespołem rozdrabniającym [3,7,9], w zespole rozdrabniającym [12], w kanale wylotowym, najczęściej w dolnej jego części lub na końcu kanału przed końcówką sterującą [1,6,13].

Na dzień dzisiejszy brak jest doniesień omawiających wpływ miejsca dodawania konserwantu do zielonki w sieczkarni zbierającej na wielkość jego strat [4,8,10].

2. CEL I METODYKA BADAŃ

Celem pracy jest określenie wpływu miejsca dodawania konserwantu do zielonki w sieczkarni zbierającej na wielkość jego strat. Do rozwiązania tego problemu postawiono hipotezę roboczą, która podlegała weryfikacji i posłużyła do sformułowania zadań w dalszej części pracy.

H i p o t e z a: Miejsce dodawania konserwantu do zielonki w sieczkarni zbierającej wpływa w istotny sposób na wielkość jego strat. Zweryfikowanie hipotezy roboczej umożliwi dalszy postęp w technice dodawania konserwantów.

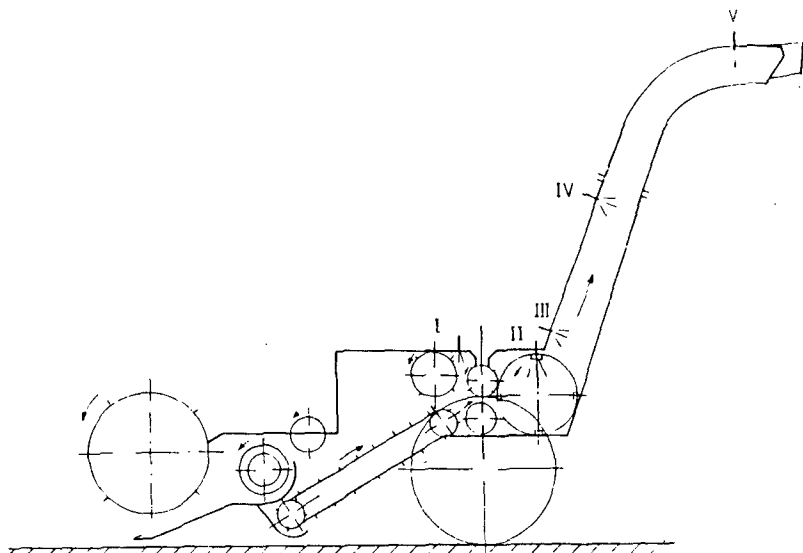
W badaniach jako konserwant użyto benzoosan sodu w stanie płynnym. Materiałem roślinnym zastosowanym w badaniach była koniczyna czerwona I pokosu w fazie: początek kwitnienia. Charakterystykę koniczyny przedstawiono w tabeli 1.

Charakterystyka koniczyny czerwonej

Nazwa zbieranego materiału	Wymiary wałków szerokość x wysokość mm x mm	Masa 1 metra bieżącego wałka kg	Zawartość suchej masy %	Średnia długość łodyg przed rozdrobnieniem mm	Średnia długość łodyg po rozdrobnieniu mm
Koniczyna czerwona	1000 x 170 ÷ 175	3,0	24,84	539	25,0

Wielkość strat benzoesu sodu określono w oparciu o oznaczenie ilościowe kwasu benzoowego metodą spektrofotometryczną [5] w reprezentatywnych próbkach zielonek pobranych z 12 różnych miejsc przyczepy.

Do badań użyto agregat ciągnik - przyczepiana sieczkarnia zbierająca z nadbudowanym ciśnieniowym urządzeniem dozującym do konserwantów płynnych i zagregatowaną z nią przyczepą skrzyniową z nadstawkami burtowymi. Dyszę wylotową urządzenia dozującego montowano kolejno w pięciu różnych miejscach sieczkarni zbierającej /rys.1/. Agregat poruszał się ze stałą prędkością



Rys.1. Miejsce dodawania konserwantu do zielonki w sieczkarni zbierającej; I-przed zespołem wałków ugniatających, II-do zespołu rozdrabniającego, III-w dolnej części kanału wylotowego sieczkarni, IV-w środkowej części kanału wylotowego, V-w górnej części kanału wylotowego sieczkarni

kością 1,65 m/s (5,93 km/godz.). Dla obliczonej wydajności zbioru dobrano dyszę wylotową dozownika, której wydajność dozowania wynosiła 4 kg benzoesu

sodu na tonę zielonki [11]. Wskaźnik nierównomierności wydajności dozowania dla dobranej dyszy nie przekraczał 1%.

Przystępując do badań przygotowano wałek materiału roślinnego. Prace te objęły skoszenie koniczyny oraz ręczne ułożenie wałka koniczyny o długości 100 m na betonowym torze, tak aby charakteryzował się równą wysokością i szerokością oraz równomiernym rozłożeniem masy na całej jego długości. Następnie uruchomiono agregat, wyłączając również dozownik i przejeżdżano odcinek pomiarowy z ustaloną wcześniej prędkością, mierząc czas przejazdu odcinka pomiarowego. Następnie na przyczepę nakładano ramkę dzielącą powierzchnię podłogi na 12 równych części, z których to pobierano reprezentatywne próbki przeznaczone dla ilościowego oznaczania zawartości kwasu benzoowego. Pozostałą część zielonki zebrano z przyczepy i zakiszono w doświadczalnym zbiorniku /hermetycznie zamkniętym/ o pojemności 100 dcm<sup>3</sup>, poddając ją dokładnemu ugnieceniu. Po zakończeniu tych czynności zmieniano kolejno miejsca zamocowania dyszy wylotowej w sieczkarni zbierającej i tok badań powtarzano. Badania przeprowadzono w trzech powtórzeniach. Zakiszono również zbiornik zielonki bez konserwantu.

Po 80 dniach od momentu zakiszania zielonek, z każdego zbiornika pobierano reprezentatywną próbkę kiszonki. W każdej z prób dokonano następujących oznaczeń:

- zawartość kwasów tłuszczowych - mlekowy, octowy, masłowy;
- pH;
- zawartość N-amoniakalnego;
- zawartość alkoholu;
- zawartość suchej masy.

Oceny jakości kiszonki dokonywano wykorzystując skalę Fliega, zmodyfikowaną przez Zimmera [11].

### 3. WYNIKI I ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

Wyniki oznaczeń zawartości benzoesu sodu w próbkach zielonki przedstawiono w tabeli 2. Analiza danych zawartych w tabeli 2 wykazała, że w stosunku do ilości zadanej /4,00 g benzoesu sodu na kilogram koniczyny/ największe straty konserwantu wystąpiły w przypadku dodawania go do zielonki w środkowej i górnej części kanału wylotowego - 34% i 33%. Natomiast dodawanie konserwantu do zielonki w obrębie działania zespołu rozdrabniającego /umiejscowienie dyszy wylotowej I, II, III/ spowodowało, że straty konserwantu są dużo mniejsze i wynoszą:

- 11,7% - dodawanie konserwantów przed zespołem walców ugniatających,
- 11,2% - dodawanie konserwantu do zespołu rozdrabniającego,
- 18,0% - dodawanie konserwantu w dolnej części kanału wylotowego.

Można to wytłumaczyć tym, że wprowadzając konserwant do środkowej czy górnej części kanału wylotowego sieczkarni podlega on intensywnemu zawirowaniu i rozpyleniu na krople o różnej średnicy. Część rozpylonego konserwantu, szczególnie krople o mniejszej średnicy zostają porwane przez

Tabela 2

Zawartość benzoosanu sodu w próbkach zielonki z koniczyzny czerwonej w gramach na kilogram zielonki<sup>x</sup>

Miejsce dodawania konserwantu /umiejscowienie dyszy wylotowej/	Numer kolejny próbki-zawartość benzoosanu sodu w gramach na kilogram zielonki												Średnia arytmetyczna $\bar{x}_1$ /g/kg/
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
I	3,276	3,750	4,120	3,183	3,320	4,025	3,850	4,112	3,320	3,010	3,184	3,225	3,5313
II	4,158	4,135	3,110	3,525	3,080	3,718	3,197	3,324	3,838	4,160	3,110	3,265	3,5517
III	2,914	3,105	4,120	2,895	3,290	3,130	3,120	3,617	2,940	4,038	3,013	3,191	3,2811
IV	2,615	3,825	2,327	2,414	1,820	2,107	3,987	2,765	2,005	3,674	2,893	2,208	2,7200
V	3,424	2,838	2,891	1,480	3,462	1,538	1,812	2,416	3,310	3,190	2,990	2,846	2,6831

<sup>x</sup> Dane zawarte w tabeli są średnią arytmetyczną dwóch równoległych oznaczeń nie różniących się między sobą więcej niż 0,01%.

stumień powietrza i wyrzucone przez niego na zewnątrz bez pokrycia zielonki. Natomiast wprowadzenie konserwantu do zielonki w obręb działania zespołu rozdrabniającego powoduje, że konserwant pokrywa zielonkę zanim dotrze on do kanału wylotowego. Z tego powodu nie będzie tak intensywnego rozpylenia konserwantu, nastąpi natomiast lepsze pokrycie i związanie go z zielonką.

Chcąc uzyskać odpowiedź na pytanie, czy miejsce dodawania konserwantu do zielonki w siewkarni zbierającej wpływa w istotny sposób na wielkość jego strat, otrzymane wyniki badań poddano analizie statystycznej, wykorzystując program AWAR napisany na maszynie cyfrowej SM-4. Zakres analizy obejmował statystykę podstawową /średnią arytmetyczną, odchylenie standardowe, współczynnik zmienności dla każdego miejsca dodawania konserwantu i dla całości/ oraz analizę wariancji, w celu uzyskania odpowiedzi na pytanie czy występują różnice między wielkościami strat benzoesu sodu zależnie od miejsca dodawania go do zielonki w siewkarni zbierającej.

Wobec stwierdzenia bardzo istotnej różnicy średnich  $\alpha = 0,9999$  wykonano obliczenia - test rozstępu Duncana w celu stwierdzenia, między którymi miejscami dodawania konserwantów do zielonki są różnice w wielkościach strat konserwantu i na jakim poziomie istotności. Wyniki obliczeń testu rozstępu Duncana przedstawiono graficznie na rys.2. Wyniki oceny jakości kiszzonek przedstawiono w tabeli 3.

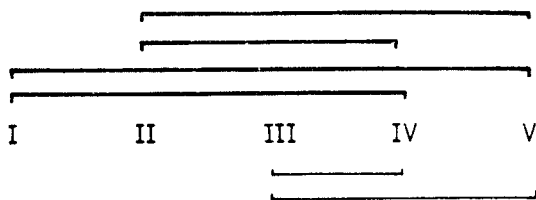
Tabela 3

## Ocena jakościowa kiszzonek z koniczyny czerwonej

Grupa kiszzonek -miejsce dodawania konserwantów/umiejscowienie dyszy wylotowej/	Sucha masa	pH	N-NH <sub>3</sub> w N- ogólnym %	Alko - hol	Zawartość kwasów/ %/			Ocena wg skali Fliega -Zimera punktów
					mleko- wy	octowy	masiowy	
I	28,04	4,85	4,65	0,00	2,90	1,28	0,00	84-bardzo dobra
II	27,14	4,80	5,33	0,00	3,14	1,18	0,00	91-bardzo dobra
III	28,10	4,85	6,18	0,00	2,98	1,14	0,00	91-bardzo dobra
IV	26,21	5,05	8,98	0,00	1,98	1,17	0,00	74-dobra
V	27,49	5,02	7,23	0,00	2,15	1,05	0,00	81-bardzo dobra
VI-kontrolna /bez konserwantu/	25,83	5,05	11,24	0,00	1,74	1,08	0,00	72-dobra

Jak wynika z danych zawartych w tabeli 3, zawartość suchej masy w procesie kiszenia uległa podwyższeniu we wszystkich grupach kiszzonek w stosunku do kiszzonek kontrolnej. Wartość pH kiszzonek wynosiła od 4,80 do 5,05. Przy czym wyższa wartość pH /5,05 i 5,02/ występowała w tych grupach /IV, V/, w których straty konserwantu były największe. Na uwagę zasługuje wyrażony w procentach poziom azotu amoniakalnego w stosunku do azotu ogólne-





Rys.2. Graficzne przedstawienie wyników testu Duncana: I,II,III,IV,V - miejsca dodawania konserwantu /umiejscowienie dyszy wylotowej/,  
 ——— - poziom istotności różnic  $\alpha = 0,01$ ,  
 ——— - poziom istotności różnic  $\alpha = 0,05$

go w kiszonkach sporządzonych w poszczególnych grupach. Wskaźnik ten, będący miernikiem stopnia rozkładu białka w paszy, kształtował się najkorzystniej w kiszonkach sporządzonych w I,II,III grupie doświadczalnej. Stwierdzono brak zawartości alkoholu we wszystkich kiszonkach. Suma kwasów organicznych w poszczególnych kiszonkach kształtowała się różnie i tak: dla pierwszych trzech grup /I,II,III/ wynosiła ona od 4,12 do 4,32% - różnice niewielkie. Natomiast w IV grupie wynosiła ona 3,15%, a w V grupie 3,2%, przy 2,82% w kiszonce kontrolnej. Nie stwierdzono zawartości kwasu masłowego. Najwyższa zawartość kwasu mlekowego /od 2,90% do 3,14%/ oraz najkorzystniejszy wzajemny stosunek kwasów mlekowego i octowego stwierdzono w kiszonkach I,II,III grupy. Znalazło to swój wyraz w ocenie punktowej - uzyskały najwyższą notę punktową i zostały sklasyfikowane jako bardzo dobre. Rezultaty uzyskane w wyniku przeprowadzenia analizy jakości kiszonek sporządzonych z dodatkiem benzoenu sodu wykazują, że najwyższą jakość kiszonek uzyskano tam, gdzie straty konserwantu były najmniejsze /umiejscowienie dyszy wylotowej I,II,III/.

#### 4. PODSUMOWANIE

Analiza wyników badań wykazała, że miejsce dodawania konserwantu do zielonki wpływa na wielkość jego strat. Największe, znaczne straty benzoenu sodu wystąpiły w przypadku dodawania go do zielonki w środkowej /34%/ i końcowej /33%/ części kanału wylotowego. Natomiast dodawanie konserwantu do zielonki w obręb działania zespołu rozdrabniającego dało straty dużo mniejsze /11,7; 11,2; 18%/.

Na zagadnienie wielkości strat konserwantów zwracał uwagę Kuzmickij [8], który podał, że dodawanie ich do zielonki w czasie zbioru roślin siewkarnią zbierającą powoduje, że część z nich uchodzi wraz ze strumieniem powietrza do atmosfery powodując zanieczyszczenie środowiska naturalnego. Nie określił jednak wielkości tych strat.

Równie ważnym zagadnieniem jest fakt, że tak duże straty konserwantów mogą być przyczyną nieudania się kiszonek, gdyż jak stwierdzają Tarnow [14], Podkowska [11], skuteczność działania konserwantów uzależniona jest

między innymi od dodania ich w ściśle określonej ilości w zależności od rodzaju konserwowanych roślin.

Uzyskane wyniki badań wskazują, że w celu dostarczenia do konserwowanych roślin wymaganej ilości konserwantu należałoby tę ilość powiększyć o wielkość występujących strat.

Wyniki ocen jakości uzyskanych kiszzonek wykazały również, że najwyższą ocenę punktową według skali Fliega-Zimmera uzyskały kiszzonki /84; 91; 91 punktów/, w których straty konserwantu były najmniejsze.

## 5. WNIOSKI

1. Stwierdzono istotny wpływ miejsca dodawania konserwantu do zielonki w sieczkarni zbierającej na wielkość jego strat. Najmniejsze straty uzyskano dodając konserwant do zielonki przy pewnych miejscach określonych doświadczalnie, tj. dodając go przed lub do zespołu rozdrabniającego sieczkarni /11,7% i 11,2%/.
2. Najwyższą ocenę punktową wg skali Fliega-Zimmera uzyskały kiszzonki, w których straty konserwantu były najmniejsze.

## LITERATURA

- [1] Białowiecki J.: Współczesne kierunki w technologii konserwowania pasz zielonych w Holandii. IBMER, Warszawa 1986
- [2] Burjanow: Agregat dla zakładki silosa. Technika w sielskom chozjajstwie, 8, 1986
- [3] Colzani G., Santorio G.: Contributo alla realizzazione di un dosatore di prodotti chimici integrativi e conservativi per falcia-trinciacaricatrici. Istituto Sperimentale per la Meccanizzazione Agricola, Roma 1981
- [4] Dulcet E.: Badania stanowisko-laboratoryjne oraz polowe urządzeń do dodawania preparatów chemicznych. CPBR 10.17/II. Prace ATR, Bydgoszcz 1989
- [5] Encyclopedia of industrial chemical analysis. New York-London-Sydney-Toronto. Edited by Foster Dee Snell and Clifford. Vol. 7, 1968
- [6] Grochowicz J., Swiło R.: Metoda i technika utrwalania wilgotnego ziarna ciekłymi konserwantami. Postępy Nauk Rolniczych 3, 1978
- [7] Harrison P.H.: Treatment of Forage with Sulphur Dioxide in a Forage Harvester. Transactions of the ASAE, Vol. 28 /3/, 1985
- [8] Kuzmickij J.W.: Technologija zakładki senaza i silosa s wniesieniem chemiczeskich konserwantow. Sbornik Naucznych Trudow. Sielskochoz. Bie-loruska Akad. 131, 1985
- [9] Maskowa H., i wsp. Aplikace konserwacnich Pripravku pri Vyrobe Obejmovych Krimiv. Zemedelska Technika 26, 1980

- [10] Pirkelmann H.: Flüssige Sillermittel gleichmässig verteilen. DLG-Mitteilungen 11, 1976
- [11] Podkówka W.: Nowoczesne metody kiszenia pasz. PWRiL, Warszawa 1979
- [12] Raymond W.F.: Conservation and feeding of forage Crops. The Agricul - tural Engineer Autumn, 1976
- [13] Roszkowski A.: Mechanizacja zbioru i konserwacji pasz zielonych. PWRiL, Warszawa 1979
- [14] Tarnow M.T.: Chemiczeskoje konserwirowanije Kormow. Klos, Moskwa 1964

INVESTIGATIONS OF THE CONSERVANT WASTES RATE DUE TO THE WAY  
OF FEEDING IN INTO SOILAGE WITH A USE OF HARVESTING CUTTER

Summary

This study has presented methods and results of the investigations on influence of the conservant feeding place into soilage on its wastes rate while harvesting with a cutter. It has been found out that conservant feeding place into soilage considerably affects its wastes rate.

**Biblioteka Główna ATR  
w Bydgoszczy**

GZ	1006 35 1992
----	-----------------