

B

AKADEMIA TECHNICZNO - ROLNICZA
im. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
w Bydgoszczy



ZESZYTY NAUKOWE
Nr 17

M E C H A N I K A
(8)

BYDGOSZCZ 1975

AKADEMIA TECHNICZNO - ROLNICZA
im. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
w Bydgoszczy

0. 1976

ZESZYTY NAUKOWE
Nr 17

M E C H A N I K A
(8)

BYDGOSZCZ 1975

REDAKTOR NACZELNY
Zbigniew Kikiewicz

REDAKTOR NAUKOWY
Edward Walicki

REDAKTOR TECHNICZNY
Elżbieta Rubaszkiewicz

Wydano za zgodą
Rektora Akademii Techniczno-Rolniczej
w Bydgoszczy

WYDAWNICTWO UCZELNIANE AKADEMII TECHNICZNO-ROLNICZEJ
W BYDGOSZCZY

Wydanie I. Nakład 200+25+25 egz. Arkuszy wyd. 8,3. Arkuszy druku 6,25. Papier offsetowy kl. III 70 g format B-3. Oddano do druku 30 sierpnia 1975 roku. Druk ukończono w grudniu 1975 roku. Zamówienie nr S/261/75-SC/34.S/5/301. Cena zł 10,-

Wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Poznańskiej
61-821 Poznań, ul. Ogrodowa 11, telefon 554-25

K 12 1/2 5

SPIS TREŚCI

	Str.
Steinborn J., Sendlewski W.: Moduł sprężystości laminatu szklanego jako funkcja naprężeń oraz grubości kształtki pomiarowej	5
Grzebiński M., Wernerowski K.: Tensometryczne badania naprężeń statycznych formy bateryjnej do budownictwa systemu w – 70	19
Walicki E.: Przepływ cieczy lepkiej o zmiennej lepkości w szczelinie między wirującymi powierzchniami obrotowymi	29
Piotrowicz A.: Skład i równania stanu plazmy utworzonej z gazów jedno- i dwuatomowych	39
Szymański M.: Analiza wpływu ciśnienia filtracji i prędkości sita cylindrycznego na intensyfikację procesu konsolidacji wstęgi włóknistej	57
Walicki E.: Przepływ cieczy lepkiej między drgającymi skrętnie powierzchniami stożkowymi	71
Sauter T.: Nowe typy uszczelnień pionowych wałów obrotowych w aparatach ciśnieniowych	81
Jedliński R., Jezierski P.: Zagadnienia dotyczące planowania sieci zakładów zaplecza technicznego rolnictwa i prac w warsztacie naprawczym	91

*Jerzy Steinborn**Włodzimierz Sendlewski*

MODUŁ SPRĘŻYSTOŚCI LAMINATU SZKLANEGO JAKO FUNKCJA NAPRĘŻEŃ ORAZ GRUBOŚCI KSZTAŁTKI POMIAROWEJ

Celem badań przedstawionych w artykule jest prześledzenie oddziaływania wartości naprężeń wywołanych w kształtce oraz jej grubości na wartość modułu sprężystości liniowej w statyczne próbie rozciągania. Zjawisko to opisano ilościowo zależnością określającą wartość modułu sprężystości liniowej w próbie rozciągania jako zmienną cechę materiałową zależną od naprężeń i grubości kształtki pomiarowej.

1. PRZEDMIOT I ZAKRES BADAŃ

Przedmiotem badań była zależność modułu sprężystości liniowej E_G od początkowego przekroju poprzecznego A_0 zróżnicowanego grubością próbki g , przy stałej szerokości próbki b . Rozpatrywano następującą zależność:

$$E_G = f(g)_b = \text{const} \quad (1)$$

Jednocześnie, wobec stwierdzonych w literaturze zależności modułu sprężystości liniowej E_G od poziomu naprężeń rzeczywistych [1, 2] wywołanych w laminacie szklanym, rozpatrywano zależność:

$$E_G = f(\sigma)_g = \text{const} \quad (2)$$

Ścisłe rzecz biorąc, zależności (1) i (2) nie są zależnościami funkcyjnymi, tj. takimi, w których jednej wartości zmiennej niezależnej może odpowiadać kilka wartości zmiennej zależnej i odwrotnie.

Wiadomo bowiem, że nawet przy założeniu identyczności wymiarowej kształtek próbnych prawdopodobieństwo uzyskania dwóch identycznych wartości modułu sprężystości E_G jest teoretycznie mało prawdopodobne, zarówno wskutek statystycznego charakteru samego zjawiska, jak i ciągłości rozpatrywanej zmiennej.

Tak więc przy rozpatrywaniu zależności (1) i (2) mamy do czynienia ze zmienną losową dwuwymiarową, której obszar zmienności wyznaczają dla zależności (1) przedziały zmienności g i E_G , a dla zależności (2) – przedziały zmienności σ oraz E_G .

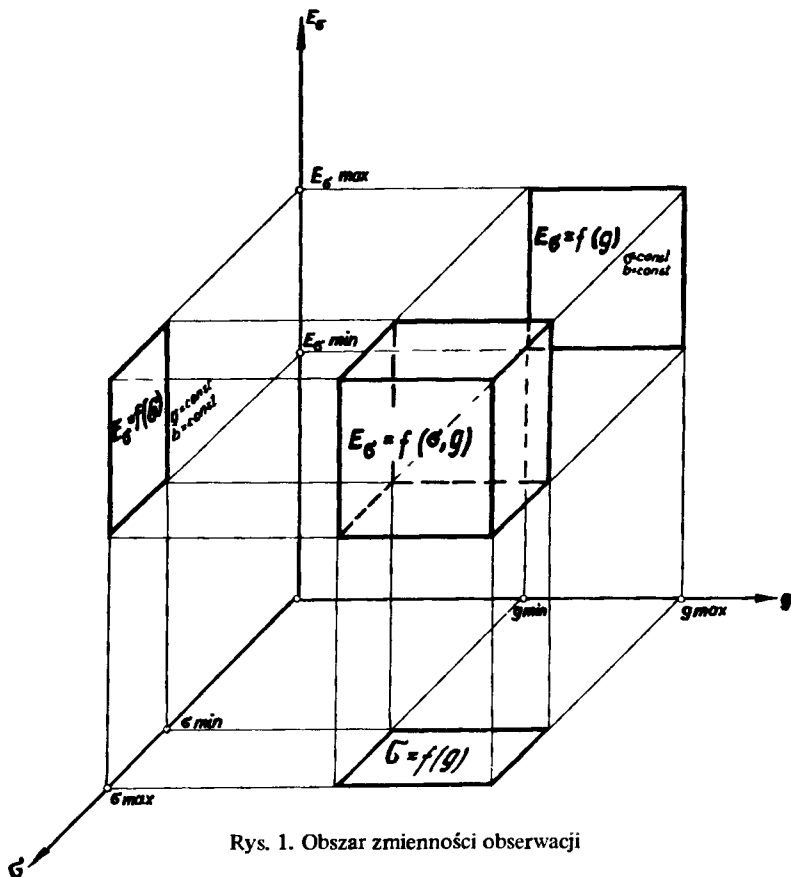
Celem pracy było zbadanie zależności (1) w zakresie wartości g od około 4 mm do około 9 mm, a więc w obrębie wartości praktycznie dopuszczonych normą PN-68/C-89034 w badaniu wytrzymałości tworzyw sztucznych.

Zależność (2) badano w zakresie wartości od około 0,3 R_m kG/cm² do około 0,7 R_m kG/cm². Powyższy zakres naprężeń pomiarowych przyjęto jako sferę najczęściej występujących naprężeń roboczych dla konstrukcji wykonywanych z badanego tworzywa.

Poddane analizie równania ogólne (1) i (2) posłużyły do określenia zależności modułu sprężystości liniowej E_{σ} od dwu zmiennych σ oraz g . Rozpatrzono zależność:

$$E_{\sigma} = f(\sigma, g) \quad b = \text{const} \quad (3)$$

Obszar zmienności obserwacji wynikających z rozpatrywania zależności (3) został przedstawiony na rys. 1 jako zmienna losowa trójwymiarowa.



Rys. 1. Obszar zmienności obserwacji

2. CHARAKTERYSTYKA BADANEGO TWORZYWA

2.1. Materiał doświadczalny

Materiał doświadczalny stanowiły arkusze 500x500x4, 6,5 i 9 mm wykonane z żywicy epoksydowej Epidian 53 utwardzonej trójetyloczteroaminą, zbrojonej matą szklaną o gramaturze 300 g/m². Liczba warstw zbrojenia wynosiła kolejno 5, 9 oraz 13. Zawartość szkła w tworzywie około 32%.

2.2. Technologia produkcji

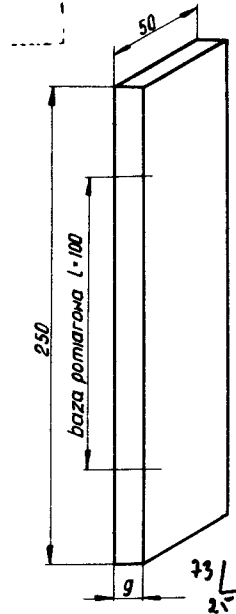
Arkusze wykonano metodą ręcznego formowania (metodą kontaktową).

Utwardzenie realizowano przy zastosowaniu utwardzacza Z-1 (TECZA) według następującego programu:

- a) utwardzanie w temp. 19°C przez 48 godzin,
- b) wygrzewanie:
 - temperatura 40°C – przez 1 godz.
 - temperatura 60°C – przez 2 godz.
 - temperatura 40°C – przez 1 godz.

2.3. Wymiary próbek i metoda ich wyboru

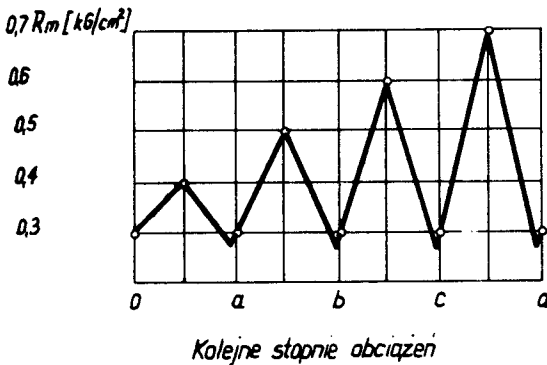
Badania przeprowadzono na próbkach o kształcie i wymiarach przedstawionych na rys. 2. Do badań przygotowano dwie serie próbek po 36 sztuk i jedną serię 30 próbek. Poszczególne serie próbek różniły się jedynie wymiarem grubości. Wartości średnie grubości kształtek wynosiły kolejno: 4,038, 6,782, 9090 mm. Próbkę w ilości podanej wybrano z dysponowanego materiału losowo.



Rys. 2. Wymiary badanych próbek

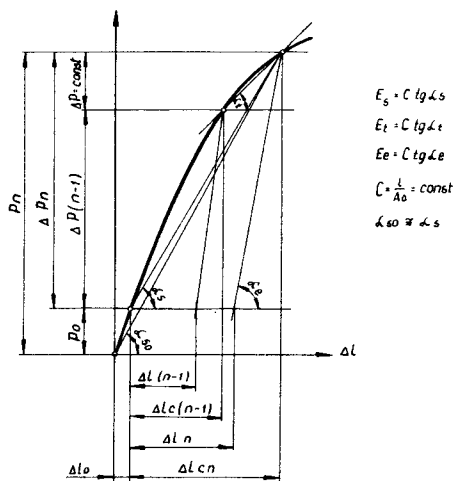
3. METODA OKREŚLENIA MODUŁU SPRĘŻYSTOŚCI LINIOWEJ E_G [5]

Realizując badania wytrzymałościowe i pomiary odkształceń przyjęto odpowiednie dla $\sigma_{min} = 0,3 R_m$ obciążenie wstępne P_0 a następnie obciążano próbki, kolejno wywołując w nich naprężenia 0,4, 0,5, 0,6, 0,7 R_m . Obciążenie próbek zmieniano stopniami. Kolejny stopień obciążenia stosowano po uprzednim odciążeniu (rys. 3).



Rys. 3. Schemat badania modułu sprężystości

Dla poszczególnych kolejnych stopni obciążeń $n = a, b, c, d$ obliczano trzy rodzaje modułów sprężystości (rys. 4):



Rys. 4. Elementy wykresu rozciągania tworzywa dla określenia modułu sprężystości E_{σ}

1° – linii odcięzeń

– stanowiący charakterystykę quasi-sprężystych własności tworzywa

$$E_{e_n} = \frac{\Delta \sigma_n}{\Delta \epsilon_n} \bigg|_0^n = \frac{\Delta P_n}{\Delta l_n} \bigg|_0^n \cdot C, \quad (4)$$

gdzie:

$$C = \frac{1}{A_0} = \text{const.}$$

ΔP_n – przyrost obciążenia kolejnego stopnia,

Δl_n – odkształcenie sprężyste kolejnego stopnia,

l – długość bazy pomiarowej,

A_0 – przekrój początkowy próbki;

2° – linii stycznych

– określający przyrost odkształceń próbki

$$E_{t_n} = \frac{\Delta \sigma}{\Delta \epsilon_c} \bigg|_{n-1}^n = \frac{\Delta P}{\Delta l_c} \bigg|_{n-1}^n \cdot C, \quad (5)$$

gdzie:

$\Delta P = \text{const}$ – wartość przyrostu obciążenia między stopniami,

Δl_c = odkształcenie całkowite kolejnego stopnia;

3° – linii siecznych

– będący miarą sztywności rozciąganej próbki

$$E_{s_n} = \frac{\Delta\sigma_n}{\Delta\epsilon_c} \bigg|_0^n = \frac{\Delta P_n}{\Delta l_c} \bigg|_0^n \cdot C \quad (6)$$

Obliczając dla każdego stopnia naprężeń moduł ważony naprężeniowy wg wzoru:

$$E_{\sigma_n} = \frac{p_{e_n} \cdot E_{e_n} + p_{s_n} \cdot E_{s_n} + p_{t_n} \cdot E_{t_n}}{p_{e_n} + p_{s_n} + p_{t_n}} \quad (7)$$

gdzie:

$$p = \frac{0,1}{S^2} \quad \text{waga rozpatrywanego modułu}$$

$$S^2 \quad \text{wariancja rozpatrywanego modułu.}$$

4. CZĘŚĆ DOŚWIADCZALNA

Badania wytrzymałościowe przeprowadzono na zrywarce typ ZDM-10 produkcji VEB Thüringer Industrierwerk Rauenstein. Pomiaru wydłużenia bezwzględne dokonano przy pomocy tensometru typ MK3, o bazie pomiarowej 30-120 mm, wyposażonego w 2 czujniki zegarowe o działce elementarnej równej 0,01 mm. Badania realizowano przy prędkości rozciągania wynoszącej 6 mm/min.

Po wywołaniu w próbce naprężeń wstępnych $\sigma_0 = \sigma_{\min}$ zerowano czujniki tensometru obciążając próbki według programu podanego na rys. 3. Odczyty kolejnych odkształceń bazy pomiarowej, obliczone wartości określające wymiary geometryczne kształtek pomiarowych, wartości modułów E_e , E_s i E_t oraz wartości poszczególnych modułów ważonych E_G poddano analizie statystycznej.

5. ANALIZA STATYSTYCZNA

Przede wszystkim przeprowadzono analizę, czy istnieje korelacja pomiędzy g i E_G oraz b i E_G na terenie 3 serii kształtek pomiarowych oraz 4 poziomów naprężeń. Dla każdej grupy obserwacji obliczono współczynnik korelacji r oraz weryfikowano go za pomocą testu t° [4]. Wartości r oraz t° przedstawiono w tablicy 1. Weryfikacja współczynników wykazała, że nie stwierdzono korelacji między badanymi zmiennymi w poszczególnych obszarach – co w odniesieniu do problemu merytorycznego oznacza, że grubość g oraz szerokość b kształtek w poszczególnych seriach nie wpływa na analizowane wartości modułu E_G .

W obrębie każdej z wyodrębnionych grup obserwacji badano rozkłady zmiennych, wyznaczając wartość B/mB oraz A/mA [3] przedstawione w tablicy 2. Określone wartości ekscesu i asymetrii oraz ich współczynników pozwoliły uznać, że rozkłady empiryczne mają charakter rozkładów normalnych.

Tablica 1

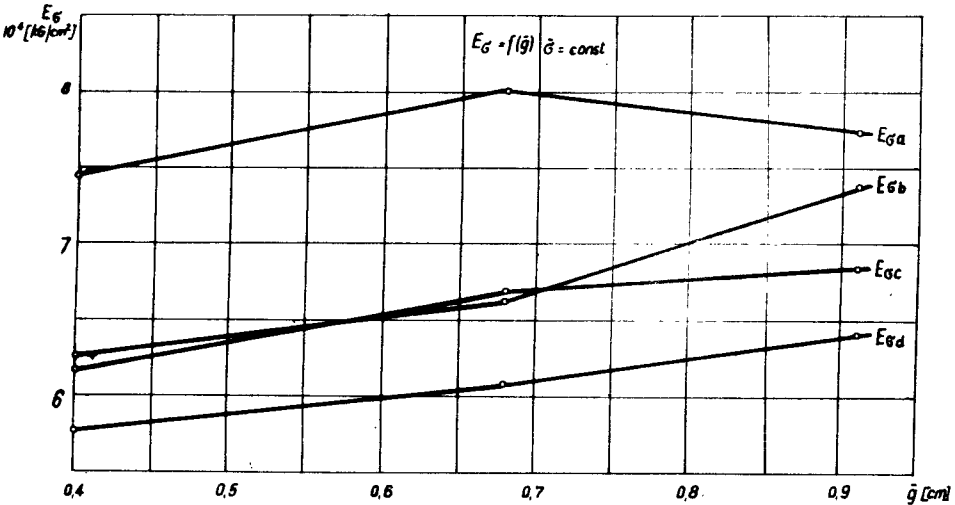
Wielkości statystyczne

Wielkości korelowane	Współczynnik korelacji r	Wartość funkcji testowej t^o	Graniczna wartość funkcji testowej $t_{0,05}$	Liczba par obserwacji n
1	2	3	4	5
E_{σ_a}, g_1	0,1316	0,7022	2,048	30
E_{σ_a}, g_2	-0,0236	0,1376	2,439	36
E_{σ_a}, g_3	0,2666	1,6127	2,439	36
E_{σ_a}, b_1	-0,0161	0,0853	2,048	30
E_{σ_a}, b_2	-0,1759	1,0419	2,439	36
E_{σ_a}, b_3	-0,0351	0,2049	2,439	36
E_{σ_b}, g_1	-0,0165	0,0874	2,048	30
E_{σ_b}, g_2	-0,0259	0,1512	2,439	36
E_{σ_b}, g_3	0,3437	1,8872	2,439	36
E_{σ_b}, b_1	-0,0144	0,0764	2,048	30
E_{σ_b}, b_2	-0,1116	0,6550	2,439	36
E_{σ_b}, b_3	-0,0967	0,5665	2,439	36
E_{σ_c}, g_1	-0,0818	0,4345	2,048	30
E_{σ_c}, g_2	0,3366	1,8817	2,439	36
E_{σ_c}, g_3	0,3898	2,3393	2,439	36
E_{σ_c}, b_1	0,0653	0,3460	2,048	30
E_{σ_c}, b_2	-0,2329	1,3759	2,439	36
E_{σ_c}, b_3	-0,1148	0,6739	2,439	36
E_{σ_d}, g_1	-0,1118	0,5846	2,048	30
E_{σ_d}, g_2	0,3374	1,8887	2,439	36
E_{σ_d}, g_3	0,4039	2,4043	2,439	36
E_{σ_d}, b_1	-0,0500	0,2604	2,048	30
E_{σ_d}, b_2	-0,0958	0,5529	2,439	36
E_{σ_d}, b_3	-0,1244	0,7311	2,439	36

5.1. Analiza statystyczna naprężeniowego modułu sprężystości liniowej jako funkcji grubości próbek

Rozpatrywano zależność korelacyjną (1). Dokonana analiza graficzna sporządzona w oparciu o średnie wartości próbek g i średnie wartości naprężeń rzeczywistych wywołanych w próbkach (rys. 5) wykazała możliwość istnienia zależności prostoliniowej w analizowanych zakresach zmienności g i σ o postaci

$$E_{\sigma} = a + b \cdot g. \quad (8)$$



Rys. 5. Naprężeniowy moduł sprężystości jako funkcja grubości próbki

Wobec stwierdzenia, że interpretacja liniowa współzależności między modułem ważonym a grubością kształtki pomiarowej możliwa jest w układzie normalnym, najbardziej prawdopodobną prostą wyznaczono metodą najmniejszych kwadratów. Sprawdzone, czy w rozważanej populacji (obejmującej nieskończoną ilość prób) rzeczywiście istnieje zależność (1), której miarą jest współczynnik korelacji $r_{g, E_{\sigma}}$. Dla stwierdzenia istotności korelacji przeprowadzono weryfikację hipotezą zerową [4]

$$H_0: \rho = 0.$$

Weryfikację przeprowadzono przyjmując funkcję testową

$$t^{\circ} = \frac{r \sqrt{n-2}}{\sqrt{1-r^2}}, \quad (10)$$

dla poziomu istotności $\alpha = 0,05$ oraz stopni swobody $\nu = n-2$.

5.2. Analiza statystyczna naprężeniowego modułu sprężystości liniowej jako funkcji poziomu naprężeń rzeczywistych

Rozpatrywano zależność korelacyjną (2). Wstępna analiza graficzna sporządzona w oparciu o średnie wartości naprężeń i średnie wartości grubości próbek (rys. 6)

Tablica 2

Wielkości statyczne

Seria	Parametr	A/mA	B/mB	Seria	Parametr	A/mA	B/mB	Seria	Parametr	A/mA	B/mB	Seria	Parametr	A/mA	B/mB
I	g	1,178	0,744	II	E_{ec}	0,302	0,707	III	E_{sc}	0,222	1,070	I	E_{σ_a}	1,176	1,015
	b	2,359	0,838		E_{ed}	0,468	0,748		E_{σ_b}	0,075	0,651				
	F_{e_a}	1,475	1,042		E_{s_a}	2,088	0,211		E_{σ_c}	0,116	0,398				
	F_{e_b}	0,519	0,923		E_{s_b}	1,083	0,172		E_{σ_d}	0,681	0,360				
	E_{ec}	0,408	0,216		E_{s_c}	0,708	0,555		E_{σ_a}	2,379	1,002				
	F_{ed}	2,194	1,377		E_{s_d}	0,656	1,044		E_{σ_b}	1,084	0,146				
	E_{s_a}	1,199	1,052		E_{t_a}	1,237	0,085		E_{σ_c}	0,379	1,120				
	E_{s_b}	0,361	0,853		E_{t_b}	0,211	0,206		E_{σ_d}	0,027	1,143				
	E_{s_c}	0,100	0,073		E_{t_c}	0,396	0,273		E_{σ_a}	1,883	0,270				
	E_{s_d}	0,052	0,021		E_{t_d}	0,586	0,427		E_{σ_b}	0,572	0,869				
	E_{t_a}	0,974	1,299		g	0,145	1,376		E_{σ_c}	0,383	1,269				
	E_{t_b}	0,750	0,483		b	2,200	0,172		E_{σ_d}	0,486	1,041				
	E_{t_c}	1,253	0,341		F_{e_a}	1,918	0,336		E_{σ_a}	1,883	0,270				
	E_{t_d}	0,636	0,425		F_{e_b}	0,252	1,199		E_{σ_b}	0,572	0,869				
	g	1,139	1,169		E_{ec}	0,628	1,469		E_{σ_c}	0,383	1,269				
	b	2,910	2,557		E_{ed}	0,560	1,092		E_{σ_d}	0,486	1,041				
F_{e_a}	2,908	1,817	E_{s_a}	1,958	0,227	E_{σ_a}	1,883	0,270							
F_{e_b}	0,956	0,042	E_{s_b}	0,544	1,015	E_{σ_b}	0,572	0,869							

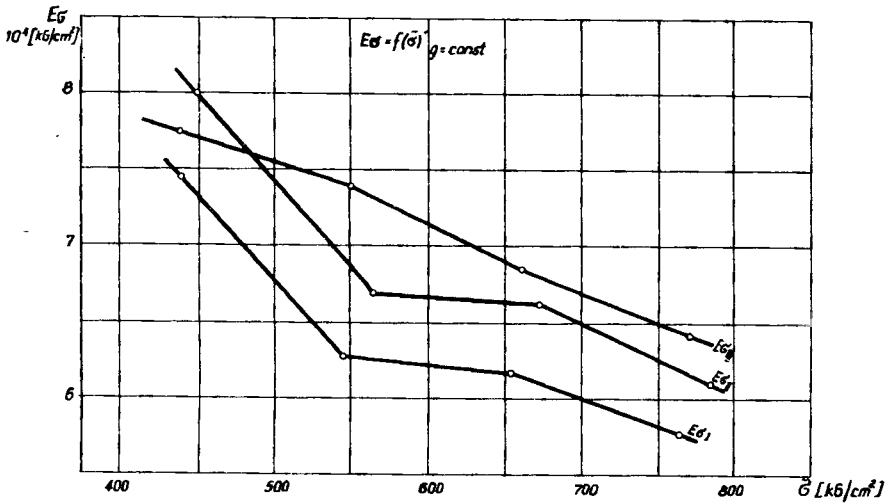
upoważnia, z uwagi na kształt krzywych, do przedstawienia zależności prostoliniowej o postaci

$$E_{\sigma} = a + b \cdot \sigma. \quad (11)$$

Równanie określono i sprawdzono współzależność cech posługując się związkami jak w punkcie 5:1.

5.3. Korelacyjne równania liniowe $E_{\sigma} = f(\sigma) \bar{g} = \text{const}$, $E_{\sigma} = f(g) \bar{\sigma} = \text{const}$

Równania korelacyjne wyznaczono w oparciu o poszczególne wartości zmiennych, otrzymując kolejno:



Rys. 6. Naprężeniowy moduł sprężystości jako funkcja poziomu naprężenia

$$E_{\sigma I} = f(\sigma) \bar{g} = 0,4038 \text{ cm}, \quad E_{\sigma I} = (9,10 - 0,00\sigma) \cdot 10 \text{ kG/cm}^2, \quad (11^I)$$

$$E_{\sigma II} = f(\sigma) \bar{g} = 0,6782 \text{ cm}, \quad E_{\sigma II} = (9,66 - 0,01\sigma) \cdot 10^4 \text{ kG/cm}^2, \quad (11^{II})$$

$$E_{\sigma III} = f(\sigma) \bar{g} = 0,9090 \text{ cm}, \quad E_{\sigma III} = (9,90 - 0,00\sigma) \cdot 10^4 \text{ kG/cm}^2, \quad (11^{III})$$

$$E_{\sigma III} = f(g) \bar{\sigma}_a = 441,20 \text{ kG/cm}^2, \quad E_{\sigma_a} = (7,27 + 0,74g) \cdot 10^4 \text{ kG/cm}^2, \quad (8^I)$$

$$E_{\sigma_b} = f(g) \bar{\sigma}_b = 551,42 \text{ kG/cm}^2, \quad E_{\sigma_b} = (5,23 + 2,29g) \cdot 10^4 \text{ kG/cm}^2, \quad (8^{II})$$

$$E_{\sigma_c} = f(g) \bar{\sigma}_c = 661,80 \text{ kG/cm}^2, \quad E_{\sigma_c} = (5,64 + 1,36g) \cdot 10^4 \text{ kG/cm}^2, \quad (8^{III})$$

$$E_{\sigma_d} = f(g)\bar{\sigma}_d = 772,11 \text{ kG/cm}^2, \quad E_{\sigma_d} = (5,15 + 1,42g) \cdot 10^4 \text{ kG/cm}^2. \quad (8^{IV})$$

Jedynie w przypadku testowania współczynnika korelacji $V_g, E_\sigma = 0,14$ otrzymano dla $t_o < t_{o,0,5}$ potwierdzenie hipotezy zerowej $H_o: \rho = 0$, co pozwalałoby wnioskować o braku korelacji.

Tablica 3

Wielkości statyczne

Wielkości korelowane	Współczynnik korelacji r	Wartość funkcji testowej t°	Graniczna wartość funkcji testowej $t_{0,05}$	Liczba par obserwacji n
1	2	3	4	5
E_{σ_I}, σ	-0,59	7,82	1,981	119
$E_{\sigma_{II}}, \sigma$	-0,63	9,48	1,977	142
$E_{\sigma_{III}}, \sigma$	-0,61	9,11	1,977	144
E_{σ_a}, g	-0,14	1,36	1,982	102
E_{σ_b}, g	0,58	7,03	1,982	102
E_{σ_c}, g	0,44	4,81	1,9825	101
E_{σ_d}, g	0,46	5,19	1,983	100

Wobec zaprzeczenia tej hipotezie w pozostałych przypadkach uznaje się to odstępstwo jako przypadkowe (tabl. 3).

5.4. Korelacyjne równanie liniowe $E_\sigma = f(\sigma, g)$

Na podstawie analizy równań korelacyjnych (8) i (10) wykazano istnienie zależności modułu sprężystości liniowej E_σ jako zmiennej zależnej od zmiennych niezależnych σ oraz g .

W oparciu o to przystąpiono do określenia równania korelacyjnego o zapisie (3) poprzez interpretację liniową wartości współczynników a oraz b określanych równaniami (8^I–8^{IV}) o zapisie

$$E_\sigma = (a + b \cdot g) \cdot 10^4 \text{ kG/cm}^2.$$

Analizę graficzną funkcji $a = f(\bar{\sigma})$ oraz $b = f(\bar{\sigma})$ przedstawiono na rys. 7.

5.4.1. Interpretacja liniowa zależności $b = f(\bar{\sigma})$

Na podstawie analizy graficznej (rys. 7) wykazano podobieństwo z funkcją $y = ae^{bx} + ce^{dx}$. Badana zależność została przedstawiona metodą anamorfozy [1] jako prostoliniowa. Otrzymano dla niej współczynnik korelacji $r_{b,\bar{\sigma}} = 1,0000$. Wobec

stwierdzenia, że $t^{\circ} = 22\,925,5135 > 4,303 = t_{0,05}$ dla $\nu = n-2 = 2$ uznano, że zależność korelacyjna o zapisie ogólnym

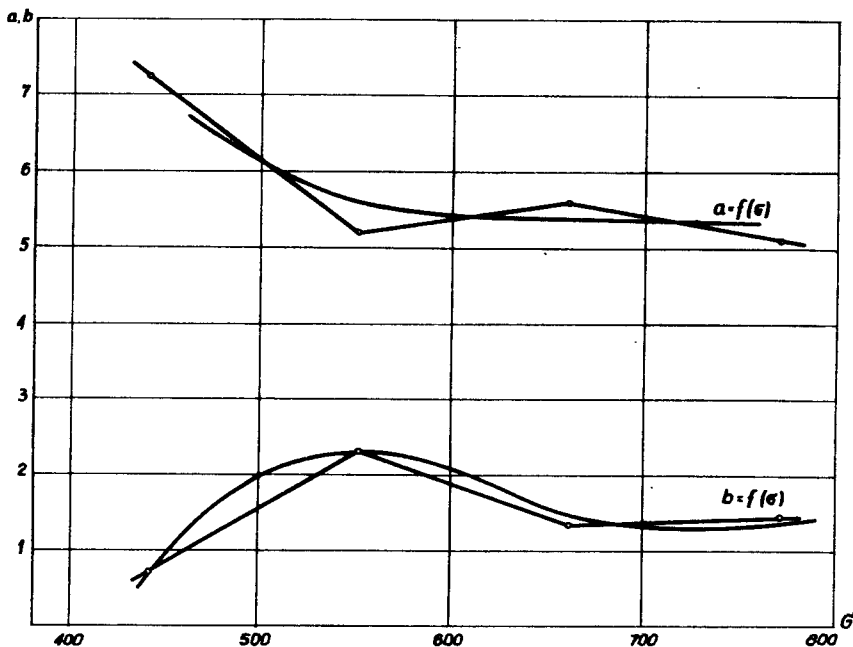
$$b = f(\bar{\sigma}) \quad (12)$$

o postaci

$$y = a \cdot e^{bx} + c \cdot e^{dx} \quad (13)$$

posiada równanie uogólnione

$$b = 4,3385 \cdot e^{-0,0052\sigma} - 0,1454 \cdot 10^{-15} \cdot e^{-0,0868\sigma} \quad (14)$$



Rys. 7. Analiza graficzna funkcji $a=f(\sigma)$, $b=f(\sigma)$

5.4.2. Interpretacja liniowa zależności $a = f(\bar{\sigma})$

Wykazane na podstawie analizy graficznej (rys. 7) podobieństwo z funkcją $y = c + ax^b$ [1] pozwoliło metodą anamorfozy przedstawić badaną zależność jako prostoliniową. Określono wartość współczynnika korelacji $r_{b,\bar{\sigma}} = -0,8104$. Wobec stwierdzenia, że $t^{\circ} = 1,9562 < 4,303 = t_{0,05}$ dla $\nu = n-2 = 2$ uznaje się brak korelacji między a oraz σ . Wobec powyższego można uznać z 5% ryzykiem błędu, że zależność $a = f(\bar{\sigma}) = \text{const}$. Dowiedziono w ten sposób słuszności sformułowanej hipotezy o braku oddziaływania $\bar{\sigma}$ na wartość współczynnika a , co sprowadza się do określenia odpowiedniej wartości średniej. Wobec powyższego

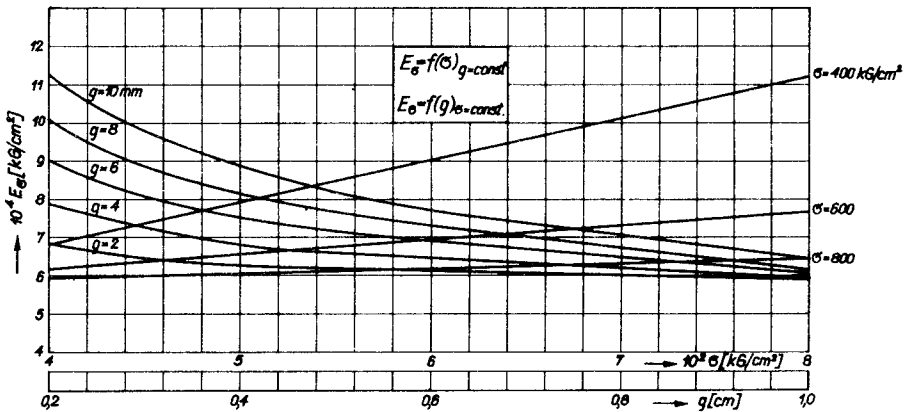
$$a = f(\bar{\sigma}) = 5,8225 = \text{const.} \quad (15)$$

5.5. Uogólniona postać równania korelacyjnego

W oparciu o analizę statystyczną otrzymano dla równania (8) następującą postać uogólnionego równania korelacyjnego

$$E_{\sigma} = 58225 + (43385 \cdot e^{-0,00525\sigma} - 1454 \cdot 10^{15} \cdot e^{-0,08688\sigma}) \cdot g \text{ kG/cm}^2 \quad (16)$$

Graficzne przedstawienie zależności (16) obrazuje rys. 8.



Rys. 8. Zależność $E_{\sigma} = f(\sigma) / g = \text{const}$ i $E_{\sigma} = f(g) / \sigma = \text{const}$

6. WNIOSKI

Przedstawione w artykule pomiary i obliczenia potwierdziły założenie, że moduł sprężystości liniowej E_{σ} jest zmienną losową trójwymiarową, określoną zależnością

$$E_{\sigma} = f(\sigma, g)_b = \text{const}$$

Oznacza to, że w rozpatrywanych przydzielach g oraz σ moduł sprężystości liniowej E_{σ} jest zmienną cechą materiałową zależną od dwóch cech niezależnych g i σ . Daje to podstawę do sformułowania następujących wniosków:

a) Mimo porównania kształtek pomiarowych różniących się wymiarem grubości jedynie 2,25 raza, zaobserwowano istotne oddziaływanie tego parametru na uzyskiwane wartości E_{σ} .

b) Naprężenia rzeczywiste wywołane w próbce, różniące się o $\Delta\sigma = 110 \text{ kG/cm}^2$ w zakresie najczęściej występujących naprężeń roboczych, wynoszącym $(0,3-0,7)R_m$, w sposób istotny oddziałują na uzyskiwane wartości E_{σ} .

c) Uogólnione równanie korelacyjne zmiennej cechy materiałowej E_{σ} ma postać:

$$E_{\sigma} = 58225 + (43385 \cdot e^{-0,00525\sigma} - 1454 \cdot 10^{15} \cdot e^{-0,08688\sigma}) \cdot g \text{ kG/cm}^2$$

Równanie powyższe obowiązuje dla badanego zakresu zmienności cech niezależnych g oraz σ .

d) Moduł sprężystości liniowej E_{σ} określony jako istotnie zmienna cecha materiałowa dla badanego tworzywa wymaga określenia normą obowiązującej metodyki jej wyznaczania, ze szczególnym uwzględnieniem specyficznych własności różnych rodzajów tworzyw.

Literatura

1. Bretsznajder S.: Zagadnienia projektowania procesów przemysłu chemicznego – matematyczne i matematyczno-fizyczne metody projektowania. PWT, Warszawa 1956.
2. Broś J.: Zagadnienia oznaczania własności mechanicznych fenolowych tworzyw wzmocnionych tkaniną bawełnianą w próbie rozciągania. Rozprawy inżynierskie 1,14. PWN, Warszawa 1966.
3. Leontjew N.L.: Тeхника статистических вычислений. Гослесбумиздат, Москва 1961.
4. Oktaba W.: Elementy statystyki matematycznej i metodyka doświadczalnictwa. PWN, Warszawa 1966.
5. Steinborn J.: Ocena metod wyznaczania modułu sprężystości liniowej laminatu epoksydowo-szklanego. Krajowe Sympozjum nt. „Rozwój teorii i techniki przetwórstwa, obróbki oraz stosowanie tworzyw zbrojonych. Bydgoszcz 1973.

THE GLAS LAMINATE MODULUS OF ELASTICITY AS
A FUNCTIEN STREES AND THICKNESS OF MEASUREMENT MOULDER

Summary

The dependences determining the vaule of the elengat elasticity modulus in the tension test as a veriable material quality conditioned by stresses and thickness of measurement moulder have been described in the paper.

МОДУЛЬ УПРУГОСТИ ЭПОКСИДНО-СТЕКЛЯННОГО ЛАМИНАТА,
КАК ФУНКЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ И ТОЛЩИНЫ ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ ОБРАЗЦОВ

Р е з ю м е

В статье представлена зависимость определяющая величину модуля упругости линейной при растяжении как изменяемую способность материала зависящую от напряжений и толщины измерительных образцов.

Marian Grzesiński

Krzysztof Wernerowski

TENSOMETRYCZNE BADANIE NAPRĘŻEŃ STATYCZNYCH FORMY BATERYJNEJ DO BUDOWNICTWA SYSTEMU W-70

W pracy przeprowadzono ogólną analizę stanu technicznego form bakteryjnych do systemu W-70 i stwierdzono konieczność przeprowadzenia badań naukowych w tej dziedzinie. Zastosowano metodę tensometrii oporowej. Na podstawie wyników pomiarów naprężeń statycznych opracowano szereg wniosków.

1. WSTĘP

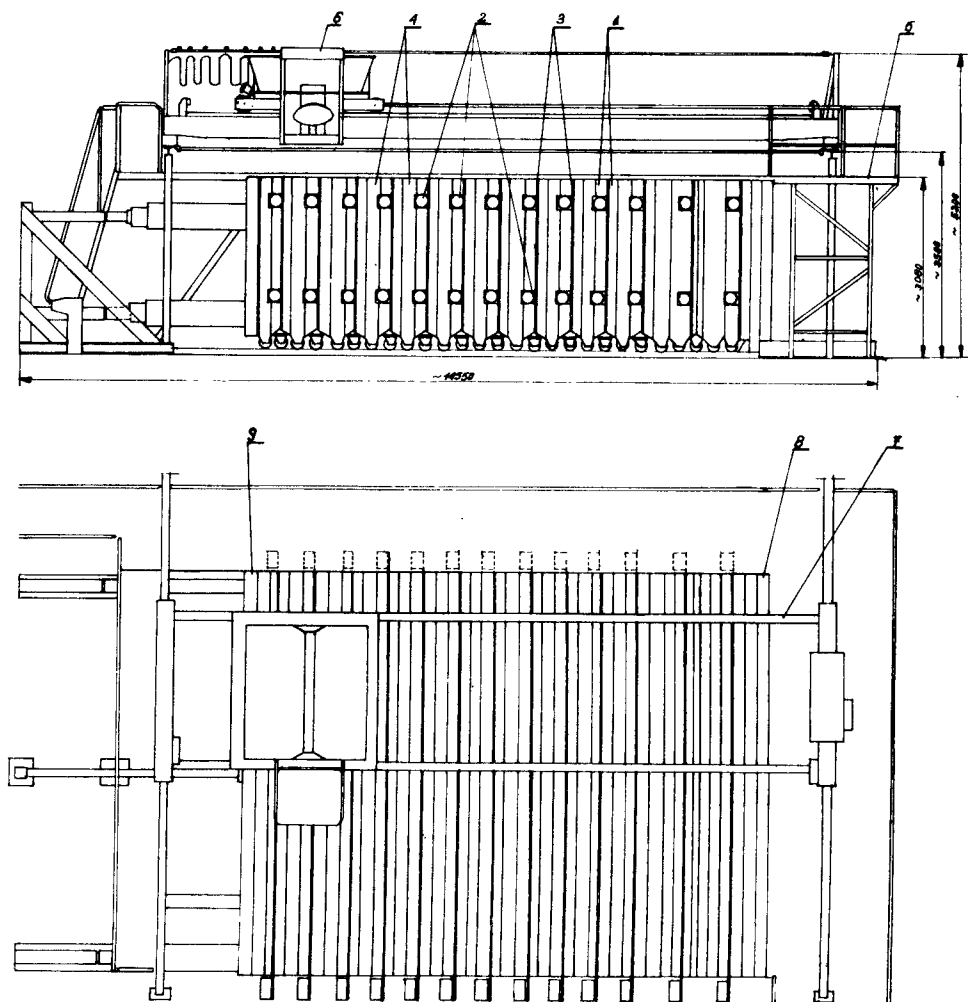
Dynamiczny program rozwoju budownictwa stał się jednym z podstawowych kierunków rozwoju gospodarczego kraju. Ocenia się, że do 1990 roku trzeba zbudować około 7,5 mln nowych mieszkań (obecnie na 100 mieszkań przypada 117 rodzin).

Podstawą rozwoju uprzemysłowionego budownictwa jest produkcja maszyn wibracyjnych i oprzyrządowania.

Podstawowym wyposażeniem wytwórni poligonowych i „fabryk domów” jest forma bakteryjna (rys. 1) przeznaczona do produkcji elementów ścian wewnętrznych budynków mieszkalnych systemu W-70, o grubości 150 mm. Wyprodukowane do chwili obecnej w kraju i za granicą formy bakteryjne (których konstrukcja i produkcja jeszcze nie jest dostatecznie opanowana), nie gwarantują odpowiedniej jakości formowanych elementów prefabrykowanych, gdyż występują duże odchyłki wymiarowe tych elementów, co rzutuje z kolei na znacznie większe zużycie betonu oraz bezpieczeństwo wznoszonych wielopiętrowych budynków. Przyjęty przez budownictwo zakres stypizowania i prefabrykacji elementów, założona jakość elementów w połączeniu z wymuszonym montażem mają zapewnić dużą dokładność robót budowlanych i gotowość wykończeniową budynku po montażu.

Produkowane obecnie formy bakteryjne W-70, których cena wynosi około 4 mln złotych, nie gwarantują uzyskania założonych przez projektantów wymiarów i dokładności. W związku z tym powstaje znaczna ilość braków oraz obniżenie założonej wydajności formy, co z kolei powoduje duże straty w postaci cementu, stali jak również pracochłonności. Niedociągnięcia te w sposób zasadniczy wpływają na koszty budownictwa mieszkaniowego. Z dotychczas wyprodukowanej formy do pracy ciągłej udział braków elementów wynosi około 40%. Średnia cena jednego prefabrykowanego elementu wynosi 1300 złotych.

Zasadniczym elementem formy bakteryjnej kształtującym elementy budowlane są kasety robocze. Wykonane one muszą być szczególnie starannie, ponieważ od ich jakości



Rys. 1. Forma bateryjna o pracy ciągłej do płyt wewnętrznych systemu W-70: 1 – kasety robocze; 2 – wibratory; 3 – płyty wibracyjne; 4 – kasety grzewcze; 5 – pomost; 6 – zasypnik; 7 – tor zasypnika; 8 – płyta oporowa; 9 – płyta dociskowa

zależy jakość powierzchni ścian wewnętrznych. Dopuszczalne błędy ich wykonania są następujące:

- | | |
|--|-------------------|
| – falistość blach, pokrycia w płaszczyźnie pionowej i poziomej | – 1,0 mm/1000 mm, |
| – odchyłki od prostoliniowości: | |
| a) w płaszczyźnie poziomej | – 2,0 mm, |
| b) w płaszczyźnie pionowej | – 1,5 mm, |
| – różnice pomiaru przekątnych | – 5,0 mm, |
| – wichrowatość | – 5,0 mm, |

Dopuszczalne odchyłki płyty dociskowej i płyty oporowej są następujące:

- wichrowatość – 5,0 mm,
- prostoliniowość (tylko wypukłość):
 - a) na długości – 2,0 mm,
 - b) na wysokości – 1,5 mm,

Dopuszczalne odchyłki płyty wibracyjnej:

- falistość w płaszczyźnie pionowej i poziomej – 1,0 mm/1000 mm,
- odchyłki od prostoliniowości:
 - a) na długości – 2,0 mm,
 - b) na wysokości – 1,5 mm,

Elementy produkowane w formie bateryjnej posiadają nieustabilizowane wymiary oraz często znaczne odchylenia od wymiarów nominalnych; dla przykładu podamy, że grubość wyprodukowanych elementów w 50% posiada zbyt duże odchyłki osiągające wartości od -9 do +9 mm.

Stwierdzono, że nie przeprowadzono szerszych badań naukowych w zakresie wytrzymałości form bateryjnych.

W celu ustalenia naprężeń statycznych przeprowadzono tensometryczne badania w warunkach eksploatacji, w Wytwórni Żelbetowych Elementów Prefabrykowanych w Nowogrodzie Bobrzańskim.

2. TECHNIKA POMIARU NAPRĘŻEŃ

Ustalenie wielkości występujących naprężeń statycznych w punktach oznaczonych na rys. 2 i 3 dokonano przy pomocy elektrycznej tensometrii oporowej [1]. Wykorzystano tu różnice oporności czujników tensometrycznych, powstałe na skutek wydłużenia drutów przyklejonych do badanej konstrukcji, która odkształca się pod wpływem obciążeń.

Związek między względną zmianą oporności i odkształceniem jednostkowym określa nam wzór

$$\frac{\Delta R}{R} = \epsilon \cdot K, \quad (1)$$

gdzie:

R – opór elektryczny początkowy,

ΔR – przyrost oporu,

$$\epsilon = \frac{\Delta L}{L} \quad \text{– odkształcenie jednostkowe,}$$

K – stała tensometru.

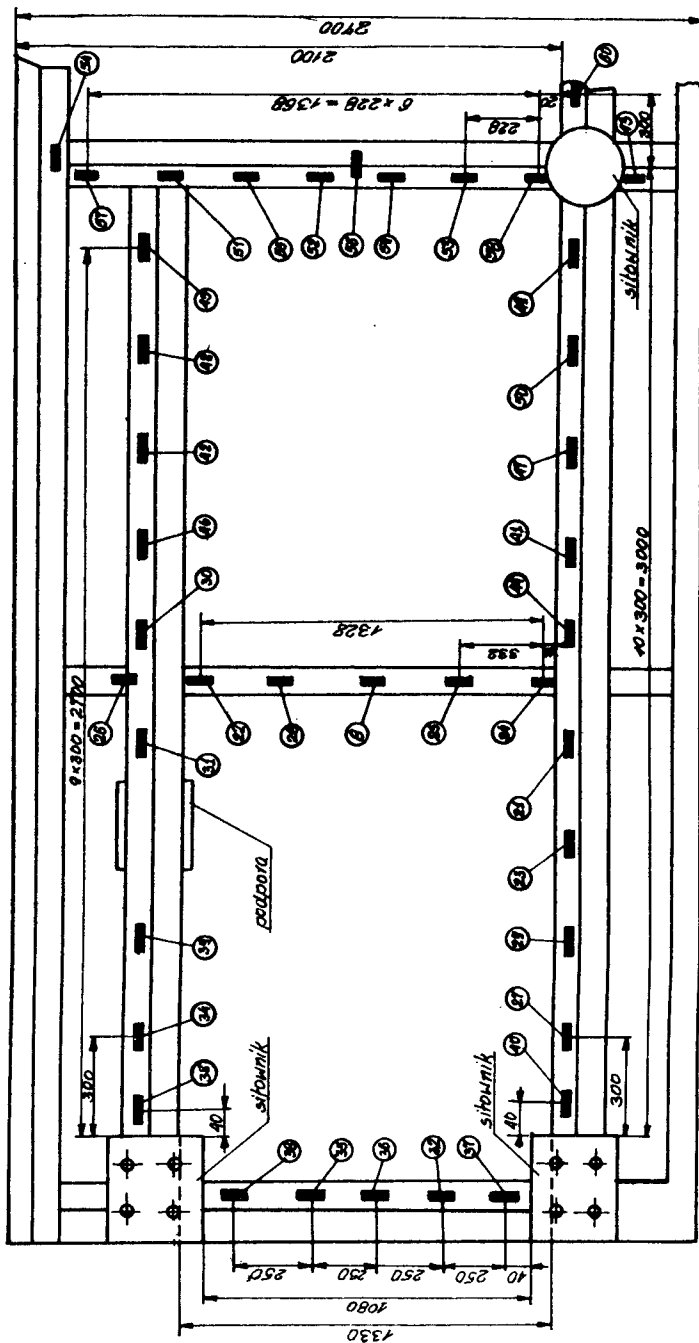
Zgodnie z wzorem na naprężenie

$$\sigma = \epsilon \cdot E \quad (2a)$$

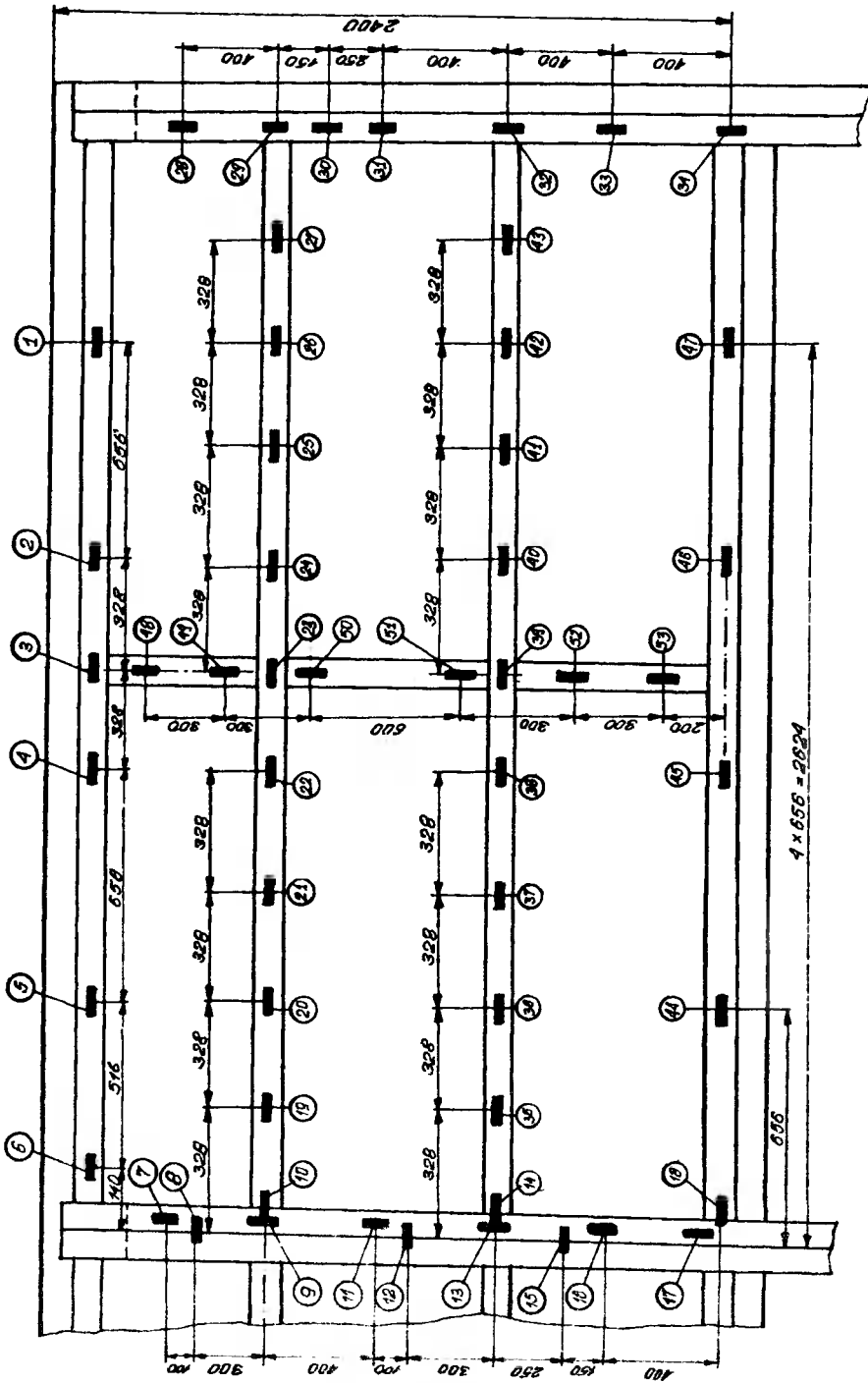
Otrzymujemy wzór w postaci roboczej

$$\sigma = \frac{\Delta R}{R} \cdot \frac{E}{K} \quad \text{kG/cm}^2, \quad (2b)$$

gdzie: E – stała sprężystości (do obliczeń przyjęto $E = 2,1 \cdot 10^6$ kG/cm²).



Rys. 2. Rozmieszczenie tensometrów na płycie oporowej



Rys. 3. Rozmieszczenie tensometrów na płycie dociskowej

Do pomiarów użyto 10-kanałowego mostka do badań statycznych typ TT-3 oraz czujników tensometrycznych typu RL 120/10 o następujących parametrach:

$$K = 2,15 \text{ (współczynnik czułości użytych tensometrów),}$$

$$R = 121,8 \pm 0,2 \Omega.$$

Kilkakrotne pomiary umożliwiły wyznaczenie dokładnych wartości średnich.

3. OMÓWIENIE SPOSOBU POMIARU NAPRĘŻEŃ PŁYTY OPOROWEJ ORAZ PŁYTY DOCISKOWEJ

Czujniki na płycie oporowej rozmieszczono na prawej połowie od poprzecznej osi symetrii płyty oporowej. Badanie przeprowadzono w dwu stanach naprężeń:

- stan „a” – forma napełniona – nie spięta śrubami – działanie siłownika wyłączone;
- stan „b” – forma napełniona – pod działaniem siłownika – śrubami, pełne obciążenie robocze.

Na płycie oporowej (rys. 2) rozmieszczono 53 tensometry. Wyniki pomiaru wydłużeń i zestawienie naprężeń podano w załączonych zestawieniach. Na płycie dociskowej (rys. 3) rozmieszczono 40 tensometrów. Warunki pomiarów były identyczne, jak przy badaniu płyty oporowej. Wyniki badań zestawiono w tablicach 1 i 2 na str. 25–28.

4. WNIOSKI

Z pomiarów tensometrycznych wynikają następujące wnioski o charakterze ogólnym i szczegółowym.

a) Naprężenia występujące w płycie oporowej i zespole dociskowym powodują odkształcenia płyt i mają istotny wpływ na kształtowanie płaskości powierzchni elementów prefabrykowanych, gdyż kasety i płyty formujące są elementami mało sztywnymi i układają się w kierunkach odkształceń płyty oporowej i dociskowej.

b) Największe naprężenia ściskające ($1069 \text{ kG/cm}^2 = 104,76 \text{ MN/m}^2$) wykazał czujnik nr 18 umieszczony na spoinie łączącej belki dolne w środkowej części płyty oporowej.

c) Badania tensometryczne wykazały, że na skutek wadliwej konstrukcji występuje załamanie dwóch skrzydeł wzdłuż poprzecznej osi symetrii płyty oporowej.

d) Na belkach wzdłużnych części środkowej płyty dociskowej występują duże naprężenia rozciągające, dochodzące do 800 kG/cm^2 .

e) Pod wpływem znacznych naprężeń płyta dociskowa w czasie eksploatacji posiada wypukłość skierowaną na zewnątrz formy bateryjnej.

Literatura

1. Roliński Z.: Zarys elektrycznej tensometrii oporowej. WNT, Warszawa 1966.
2. Shanley F.R.: Strength of Materials. McGraw – Hill Book Company, Inc., New York 1957.
3. Styburski W.: Przetworniki tensometryczne, konstrukcja, projektowanie, użytkowanie. WNT, Warszawa 1971.

Tablica 1

Zestawienie wyników pomiaru wydłużeń oraz naprężeń w płycie oporowej
 formy bateryjnej W-70

Nr tensometru	„b” śr.	„a” śr.	ϵ ‰	kg/cm ²
1	2	3	4	5
1	13.294	13.252	+ 0.042	+ 88.5
2	13.434	13.373	+ 0.052	+ 109.2
3	11.299	11.212	+ 0.087	+ 182.7
4	12.545	12.450	+ 0.095	+ 199.5
5	12.521	12.505	+ 0.016	+ 33.6
6	12.370	12.302	+ 0.068	+ 142.8
7	12.529	12.281	+ 0.348	+ 730.8
8	12.566	12.835	-0.259	- 564.9
9	12.809	12.547	+ 0.262	+ 550.2
10	12.450	12.520	-0.070	- 147.0
11	12.788	12.388	+ 0.400	+ 840.0
12	13.325	13.540	-0.215	- 451.5
13	15.691	15.345	+ 0.346	+ 726.6
14	12.404	12.534	-0.130	- 273.0
15	14.944	14.077	-0.133	- 279.3
16	14.692	14.505	+ 0.187	+ 392.7
17	14.900	14.875	+ 0.025	+ 52.2
18	12.942	13.451	-0.509	- 1069.0
19	13.845	13.725	+ 0.120	+ 252.0
20	13.700	13.521	+ 0.179	+ 376.0
21	13.344	13.134	+ 0.210	+ 441.0
22	12.935	12.751	+ 0.184	+ 386.4
23	10.221	10.118	+ 0.103	+ 216.3
24	12.447	12.263	+ 0.184	+ 386.4
25	12.962	12.882	+ 0.080	+ 168.0
26	12.951	12.830	+ 0.112	+ 235.2

c.d. tablicy 1

1	2	3	4	5
27	13.014	12.967	+ 0.047	+ 98.7
28	13.137	13.010	+ 0.127	+ 266.7
29	12.442	12.350	+ 0.092	+ 193.2
30	11.127	10.995	+ 0.232	+ 487.2
31	11.353	11.211	+ 0.142	+ 298.2
32	11.310	11.180	+ 0.130	+ 273.0
33	12.602	12.540	+ 0.062	+ 120.2
34	12.927	12.905	+ 0.022	+ 46.2
35	13.012	12.870	+ 0.142	+ 298.2
36	12.962	12.776	+ 0.186	+ 390.6
37	12.822	12.625	+ 0.197	+ 413.7
38	13.305	13.130	+ 0.175	+ 367.5
39	12.908	12.895	+ 0.013	+ 27.3
40	13.327	13.210	+ 0.117	+ 245.7
41	13.145	13.065	+ 0.080	+ 168.0
42	13.147	13.094	+ 0.053	+ 111.3
43	13.175	13.175	0	0
44	12.652	12.571	+ 0.081	+ 170.1
45	12.672	12.477	+ 0.195	+ 409.5
46	13.155	13.042	+ 0.113	+ 237.3
47	12.728	12.669	+ 0.059	+ 123.0
48	12.545	12.460	+ 0.085	+ 178.5
49	12.408	12.245	+ 0.163	+ 342.3
50	13.032	12.802	+ 0.230	+ 483.0
51	13.432	13.164	+ 0.268	+ 562.8
52	12.672	12.461	+ 0.211	+ 443.1
53	13.737	13.610	+ 0.127	+ 266.7

Tablica 2

Zestawienie wyników pomiaru wydłużeń oraz naprężeń w płycie dociskowej
formy bateryjnej W-70

Nr tensometru	„b” śr.	„a” śr.	ϵ ‰	kG/cm ²
1	2	3	4	5
24	11.515	11.551	- 0.036	- 75.6
30	11.460	11.145	+ 0.315	+ 661.5
46	12.235	11.936	+ 0.299	+ 627.9
48	12.335	12.010	+ 0.325	+ 682.5
42	12.901	12.570	+ 0.331	+ 695.1
44	12.378	12.111	+ 0.267	+ 560.7
41	11.955	11.672	+ 0.383	+ 804.3
47	12.075	11.792	+ 0.283	+ 594.3
50	11.902	11.628	+ 0.310	+ 651.0
49	11.863	11.592	+ 0.271	+ 569.1
43	11.505	11.507	- 0.002	- 4.2
54	11.822	11.516	+ 0.306	+ 642.6
57	11.112	11.107	+ 0.005	+ 10.5
51	11.262	11.232	+ 0.30	+ 63
55	11.390	11.440	- 0.050	- 105.1
52	10.795	10.757	+ 0.038	+ 78.8
59	11.555	11.540	+ 0.015	+ 31.5
56	10.896	10.910	- 0.014	- 29.4
53	11.743	11.722	+ 0.021	+ 44.1
58	10.760	10.745	+ 0.015	+ 31.5
60	11.765	11.465	+ 0.300	+ 630
33	11.534	11.545	- 0.011	- 23.1
36	11.997	12.075	- 0.078	- 163.8
32	11.590	11.605	- 0.015	- 31.5
37	12.580	12.583	- 0.003	- 6.3

c.d. tablicy 2

1	2	3	4	5
38	13.063	13.020	+ 0.043	+ 90.3
34	12.505	12.387	+ 0.118	+ 447.8
39	12.877	11.700	+ 0.177	+ 371.7
31	12.485	12.200	+ 0.285	+ 498.5
40	12.460	12.460	0	0
26	11.347	11.410	- 0.063	- 132.3
22	12.052	12.000	+ 0.052	+ 109.2
28	12.615	12.557	+ 0.058	+ 121.8
8	14.450	14.480	- 0.30	- 63.0
25	11.593	11.560	+ 0.033	+ 69.3
27	11.967	11.879	+ 0.088	+ 184.8
29	11.685	11.540	+ 0.145	+ 304.5
23	12.600	12.397	+ 0.203	+ 426.3
21	11.443	12.159	+ 0.284	+ 596.4

EXTENSOMETRIC TESTS OF STATICAL STRESSES OF BATTERY MOULD FOR BUILDING SYSTEM W-70

Summary

A general analysis of battery moulds technical condition for system W-70 has been carried out and discovered the necessity of scientific research engagement in this field. The resisting extensometry method has been used. A lot of corollaries have been elaborated on the grounds of results of statical stresses calculations.

ТЕНЗОМЕТРИЧЕСКОЕ ИСПЫТАНИЕ СТАТИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ФОРМ БАТЕРЕЙНОЙ ДЛЯ СТРОИТЕЛЬСТВА СИСТЕМЫ В-70

Резюме

Произведен общий анализ технического состояния форм батарейных к системе В-70, причем установлена необходимость проведения научных исследований в этой области. Применен метод тензометрии омического сопротивления. На основании результатов измерений статических напряжений, разработан ряд предложений.

Edward Walicki

PRZEPŁYW CIECZY LEPKIEJ O ZMIENNEJ LEPKOŚCI W SZCZELINIE MIĘDZY WIRUJĄCYMI POWIERZCHNIAMI OBROTOWYMI

W pracy wyprowadzono wzory określające takie parametry laminarnego, stacjonarnego przepływu lepkiej nieściśliwej cieczy w szczelinie między wirującymi powierzchniami obrotowymi, jak składowe prędkości V_x , V_θ , V_y oraz ciśnienie p .

Do rozważań przyjęto zlinearyzowane równania ruchu lepkiej cieczy o zmiennej lepkości dla osiowo-symetrycznego przepływu w odpowiednio przyjętym krzywoliniowym ortogonalnym układzie współrzędnych x , θ , y .

Otrzymane ogólne rozwiązanie równań ruchu zilustrowano przykładem przepływu cieczy o stałej lepkości.

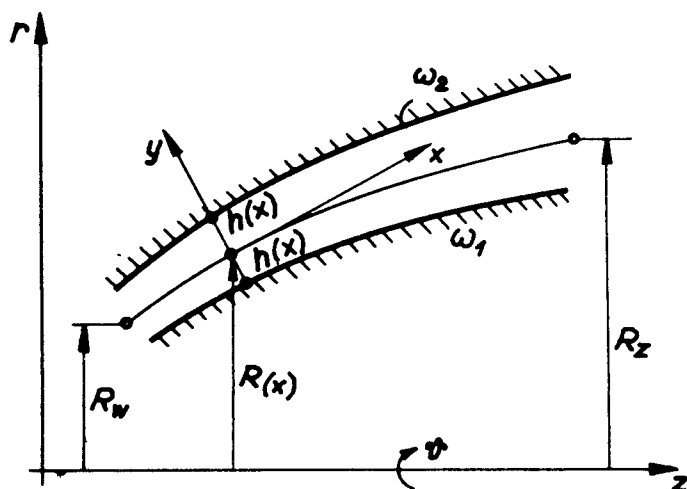
1. WSTĘP

Ustalony laminarny przepływ lepkiej cieczy w szczelinie między wirującymi powierzchniami obrotowymi był wielokrotnie badany teoretycznie i doświadczalnie. Zainteresowanie tym przepływem wynika z możliwości jego szerokich zastosowań praktycznych zarówno w badaniach przepływowych maszyn wirnikowych, jak i w teorii ślizgowych łożysk wzdłużnych.

W pracach [1, 5, 6, 8, 9, 11–13, 15, 16, 19] zbadano przepływ między wirującymi płaskimi tarczami. Prace [17, 18, 20] zawierają teoretyczną analizę przepływu lepkiej cieczy w szczelinie między wirującymi powierzchniami stożkowymi [17], lub opis zjawisk przepływowych bezpośrednio w łożyskach stożkowych [18, 20]. W pracy [4] omówiono przepływ lepkiego gazu w szczelinie między nieruchomą i wirującą powierzchnią stożkową stanowiącymi model stożkowego łożyska gazowego. W pracach [2, 3] rozważono bardziej ogólne zagadnienie przepływu lepkiej cieczy w szczelinie między powierzchniami obrotowymi.

Autorzy większości cytowanych prac ujmują zagadnienie przepływu w szczelinie między wirującymi tarczami w oparciu o równanie warstwy przyściennej (lub o równania zbliżone do równań warstwy przyściennej) dopuszczające istnienie rozwiązań samopodobnych. Jedynie w pracach [4, 8, 18, 20, 21] rozważane zagadnienie przepływu między wirującymi tarczami [8], powierzchniami stożkowymi [4, 12, 18] oraz powierzchniami obrotowymi rozwiązano przy użyciu uproszczonych, zlinearyzowanych równań ruchu cieczy lepkiej.

W pracach [2, 3] rozwiązano zagadnienie przepływu cieczy lepkiej w szczelinie między wirującymi [3] i nieruchomymi [2] powierzchniami obrotowymi. Kształt powierzchni obrotowych opisany jest funkcjami spełniającymi pewne warunki dopuszczające istnienie rozwiązań samopodobnych dla równań warstwy przyściennej.



Rys.1.

Celem tej pracy jest podanie w postaci ogólnej rozwiązania zlinearyzowanych równań ustalonego przepływu cieczy lepkiej przewodzącej ciepło – o zmiennej lepkości będącej funkcją temperatury między wirującymi powierzchniami obrotowymi o dowolnym kształcie (rys. 1).

2. RÓWNANIA RUCHU

Ustalony przepływ cieczy lepkiej przewodzącej ciepło opisany jest następującym układem równań ruchu [8]:

$$\operatorname{div} \bar{V} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{d\bar{V}}{dt} = -\operatorname{grad} p + \operatorname{Div} \pi, \quad (2)$$

$$\rho C_V \frac{dT}{dt} = \operatorname{div} (\lambda \operatorname{grad} T) + [\operatorname{div} (\pi \bar{V}) - \bar{V} \operatorname{Div} \pi], \quad (3)$$

gdzie:

$$\pi = \mu \begin{vmatrix} 2\epsilon_1 & \theta_3 & \theta_2 \\ \theta_3 & 2\epsilon_2 & \theta_1 \\ \theta_2 & \theta_1 & 2\epsilon_3 \end{vmatrix},$$

jest tensorem deformacji elementu cieczy. Równań tych użyjemy do zbadania przepływu ustalonego cieczy w szczeliny między powierzchniami obrotowymi o poziomej osi symetrii (rys. 1), z których wewnętrzna wiruje z prędkością kątową ω_1 , a zewnętrzna – z prędkością kątową ω_2 .

Wprowadźmy w tym celu krzywoliniowy układ współrzędnych x, ϑ, y , przy czym oś x niech będzie skierowana wzdłuż linii symetrii południkowego przekroju szczeliny, a oś y – prostopadle do linii symetrii szczeliny.

Element długości łuku w przyjętym układzie współrzędnych określa wzór [7]:

$$ds^2 = dx^2 + R^2(x)d\vartheta^2 + dy^2,$$

gdzie: $R(x)$ – odległość od osi obrotu.

Zatem współczynniki Lamégo będą równe

$$H_x = 1; \quad H_\vartheta = R(x); \quad H_y = 1.$$

Zakładając, że grubość szczeliny $h(x)$ spełnia warunek $h(x) \ll R(x)$ możemy przedstawić równania ruchu cieczy lepkiej w przyjętym układzie współrzędnych krzywoliniowych [10] dla osiowej symetrii w postaci:

$$\frac{1}{R} \frac{\partial(RV_x)}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} = 0, \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \rho \left(V_x \frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_x}{\partial y} - \frac{R'}{R} V_\vartheta^2 \right) = - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu(T) \left[\frac{\partial^2 V_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} + \right. \\ \left. + \frac{R'}{R} \frac{\partial V_x}{\partial x} - \frac{R''}{R} V_x - \frac{R'^2}{R^2} V_x \right] + \frac{\partial \mu(T)}{\partial T} \left[2 \frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial V_x}{\partial x} + \right. \\ \left. + \frac{\partial T}{\partial y} \left(\frac{\partial V_y}{\partial x} + \frac{\partial V_x}{\partial y} \right) \right], \quad (5) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho \left(V_x \frac{\partial V_\vartheta}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_\vartheta}{\partial y} + \frac{R'}{R} V_x V_\vartheta \right) = \mu(T) \left[\frac{\partial^2 V_\vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_\vartheta}{\partial y^2} + \right. \\ \left. + \frac{R'}{R} \frac{\partial V_\vartheta}{\partial x} - \frac{R''}{R} V_\vartheta - \frac{R'^2}{R^2} V_\vartheta \right] + \frac{\partial \mu(T)}{\partial T} \left[\frac{\partial T}{\partial x} \left(\frac{\partial V_\vartheta}{\partial x} - \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{R'}{R} V_\vartheta \right) + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial V_\vartheta}{\partial y} \right], \quad (6) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho \left(V_x \frac{\partial V_y}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_y}{\partial y} \right) = - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu(T) \left[\frac{\partial^2 V_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2} + \right. \\ \left. + \frac{R'}{R} \frac{\partial V_y}{\partial x} \right] + \frac{\partial \mu(T)}{\partial T} \left[\frac{\partial T}{\partial x} \left(\frac{\partial V_x}{\partial y} + \frac{\partial V_y}{\partial x} \right) + 2 \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial V_y}{\partial y} \right], \quad (7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho C_v \left(V_x \frac{\partial T}{\partial x} + V_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial x} \left[R \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \\ \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \mu(T) \left\{ 2 \left[\left(\frac{\partial V_x}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{R'}{R} V_x \right)^2 + \left(\frac{\partial V_y}{\partial y} \right)^2 \right] + \right. \\ \left. + \left(\frac{\partial V_\vartheta}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial V_x}{\partial y} + \frac{\partial V_y}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial V_\vartheta}{\partial x} - \frac{R'}{R} V_\vartheta \right)^2 \right\}; \quad (8) \end{aligned}$$

przecinkiem oznaczono tutaj pochodną względem zmiennej x . Poczynione wyżej założenie, że $h(x) \ll R(x)$ pozwala, po dokonaniu odpowiednich przejść asymptotycz-

nych [4, 8, 18] wynikających z oszacowania poszczególnych składników, sprowadzić równania (5)–(8) do układu równań liniowych:

$$-\rho \frac{R'}{R} V\vartheta^2 + \frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu(T) \frac{\partial V_x}{\partial y} \right], \quad (9)$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left[\mu(T) \frac{\partial V\vartheta}{\partial y} \right] = 0, \quad (10)$$

$$\frac{\partial p}{\partial y} = 0, \quad (11)$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \mu(T) \left(\frac{\partial V\vartheta}{\partial y} \right)^2 = 0; \quad (12)$$

równanie ciągłości (4) pozostaje bez zmiany.

Równań tych użyjemy do zbadania przepływu określonego w tytule pracy.

3. CAŁKI RÓWNAŃ RUCHU

Rozwiązania równań ruchu powinny spełniać następujące warunki brzegowe:

$$V_x(x_1 \pm h) = 0, \quad (13)$$

$$V\vartheta(x_1 - h) = R(x) \omega_1, \quad V\vartheta(x_1 + h) = R(x) \omega_2 \quad (14)$$

$$V_y(x_1 \pm h) = 0. \quad (15)$$

Na wlocie i wylocie ze szczeliny powinny być spełnione warunki brzegowe dotyczące ciśnienia:

$$p = p_w \quad \text{dla} \quad x = x_w, \quad (16)$$

$$p = p_z \quad \text{dla} \quad x = x_z; \quad (17)$$

gdzie przez x_w – oznaczono współrzędną wlotu na linii symetrii przekroju południkowego szczeliny, a przez x_z – współrzędną wylotu na tej linii.

Dla temperatury przyjmujemy warunek izotermiczności ścianek, co analitycznie wyrazić można warunkiem

$$T(x, \pm h) = T_0. \quad (18)$$

Z równań ruchu wynika, że ciśnienie nie zmienia się w poprzek szczeliny i jest funkcją tylko zmiennej x :

$$p = p(x). \quad (19)$$

Zlinearyzowany układ równań opisujący przepływ cieczy w szczelinie można rozbić na dwa niezależne od siebie układy. Pierwszy obejmuje równania (4) i (9) i zawiera $V_x(x, y)$, $V_y(x, y)$ oraz $p(x)$; drugi układ zawiera $V_\vartheta(x, y)$ oraz $T(x, y)$ i obejmuje równania (10) i (12). Całkując równania (10) i (12) względem zmiennej y i wyznaczając stałe całkowania z warunków brzegowych (14) i (18) otrzymamy:

$$V\vartheta = R(x) \frac{\omega_1 \phi_1(x, h) - \omega_2 \phi_1(x, -h) - (\omega_1 - \omega_2) \phi_1(x, y)}{\phi_1(x, h) - \phi_1(x, -h)}, \quad (20)$$

$$T = T_0 + \psi_1(x) [\phi_2(x, h) - \phi_2(x, h)] - [\phi_3(x, y) - \phi_3(x, h)] \quad (21)$$

gdzie oznaczono:

$$\phi_1(x, y) = \int_0^y \frac{d\tau}{\mu(T)}, \quad \phi_2(x, y) = \int_0^y \frac{d\tau}{\lambda(T)},$$

$$\phi_3(x, y) = \int_0^y \frac{dt}{\lambda(T)} \int_0^t \mu(T) \left[\frac{\partial V\vartheta(x, \tau)}{\partial \tau} \right]^2 d\tau,$$

$$\psi_1(x) = \frac{\phi_3(x, h) - \phi_3(x, -h)}{\phi_2(x, h) - \phi_2(x, -h)}.$$

Następnie całkując równanie ciągłości (4) względem zmiennej y w granicach od $-h$ do $+h$ uwzględniając warunki brzegowe (13) i (15) dostaniemy

$$\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial x} R \int_{-h}^h V_x dy + V_y \Big|_{-h}^h = 0,$$

$$\int_{-h}^h V_x dy = \frac{C}{R(x)}; \quad (22)$$

tutaj C jest dowolną stałą całkowania.

Podstawiając wartość składowej prędkości V_y z wzoru (20) do równania (9) otrzymamy po scałkowaniu i uwzględnieniu warunku brzegowego (13) oraz zależności (19)

$$V_x = \left\{ \phi_4(x, y) - \phi_4(x, h) + \psi_2(x) [\phi_1(x, h) - \phi_1(x, y)] \right\} \frac{dp}{dx} - \rho \frac{R'}{R} \left\{ \phi_5(x, y) - \phi_5(x, h) + \psi_3(x) [\phi_1(x, h) - \phi_1(x, y)] \right\}, \quad (23)$$

gdzie oznaczono:

$$\phi_4(x, y) = \int_0^y \frac{t dt}{\mu(T)}, \quad \phi_5(x, y) = \int_0^y \frac{dt}{\mu(T)} \int_0^t \left[V\vartheta(x, \tau) \right]^2 d\tau,$$

$$\psi_2(x) = \frac{\phi_4(x, h) - \phi_4(x, -h)}{\phi_1(x, h) - \phi_1(x, -h)}, \quad \psi_3(x) = \frac{\phi_5(x, h) - \phi_5(x, -h)}{\phi_1(x, h) - \phi_1(x, -h)}.$$

Po uwzględnieniu zależności (23) we wzorze (22) i po wykonaniu całkowania znajdziemy

$$p = Q(x) + \frac{[F(x) - Fz] \cdot Gw - [F(x) - Fw] Gz}{Fw - Fz}; \quad (24)$$

tutaj przyjęto oznaczenia:

$$Q(x) = \frac{R' \left\{ \int_{-h}^h \phi_5(x, y) dy - 2h \phi_5(x, h) + \psi_3(x) [2h \phi_1(x, h) - \int_{-h}^h \phi_1(x, y) dy] \right\} dx}{R \left\{ \int_{-h}^h \phi_4(x, y) dy - 2h \phi_4(x, h) + \psi_2(x) [2h \phi_1(x, h) - \int_{-h}^h \phi_1(x, y) dy] \right\}}$$

$$F(x) = \int \frac{dx}{R \left\{ \int_{-h}^h \phi_4(x, y) dy - 2h \phi_4(x, h) + \psi_2(x) [2h \phi_1(x, h) - \int_{-h}^h \phi_1(x, y) dy] \right\}}$$

$$F_z = F(x_z), \quad F_w = F(x_w),$$

$$Q_z = Q(x_z), \quad Q_w = Q(x_w),$$

$$G_z = p_z - Q_z, \quad G_w = p_w - Q_w.$$

Biorąc pod uwagę wynik (24) w zależności (23) otrzymamy dla składowej prędkości V_x ostateczne wyrażenie w postaci wzoru:

$$\begin{aligned} V_x = & \left\{ \phi_4(x, y) - \phi_4(x, h) + \psi_2(x) [\phi_1(x, h) - \phi_1(x, y)] \right\} Q'(x) + \left\{ \phi_4(x, y) - \right. \\ & \left. - \phi_4(x, h) + \psi_2(x) [\phi_1(x, h) - \phi_1(x, y)] \right\} \frac{G_w - G_z}{F_w - F_z} F'(x) - \\ & - \frac{\rho R'}{R} \left\{ \phi_5(x, y) - \phi_5(x, h) + \psi_3(x) [\phi_1(x, h) - \phi_1(x, y)] \right\}. \end{aligned} \quad (25)$$

Podstawiając powyższe wyrażenie do równania ciągłości (4), a następnie całkując otrzymane równanie względem zmiennej y otrzymamy wyrażenie dla składowej prędkości V_y :

$$\begin{aligned} V_y = & -\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{G_w - G_z}{F_w - F_z} R F' \int \left\{ \phi_4(x, y) - \phi_4(x, h) + \psi_2(x) [\phi_1(x, h) - \right. \right. \\ & \left. \left. - \phi_1(x, y)] \right\} dy + R Q' \int \left\{ \phi_4(x, y) - \phi_4(x, h) + \psi_2(x) [\phi_1(x, h) - \phi_1(x, y)] \right\} dy - \right. \\ & \left. - \rho R' \int \left\{ \phi_5(x, y) - \phi_5(x, h) + \psi_3(x) [\phi_1(x, h) - \phi_1(x, y)] \right\} dy \right). \end{aligned} \quad (26)$$

Wyprowadzone wyżej wzory (20), (21), (24), (25) oraz (26) stanowią rozwiązanie zagadnienia spręcyżowanego w tytule pracy.

4. UWAGI KOŃCOWE

Aby znaleźć ogólne rozwiązanie przepływu cieczy dla μ i λ zależnych od temperatury należy najpierw rozwiązać dwa różniczkowo-całkowe równania (20) oraz (21) dla nieznanymi funkcji $V_\phi(x, y)$, i $T(x, y)$; następnie należy wprowadzić zależności dla tych funkcji do pozostałych wzorów określających parametry przepływu. Ponieważ równania (20) i (21) jest bardzo trudno rozwiązać, w praktyce stosuje się różne przybliżenia.

Na przykład w pracy [17], badając przepływ gazu w szczelinie między powierzchniami stożkowymi, zastosowano linearyzację zależności $\mu(T)$ w odniesieniu do rozkładu temperatur uzyskanego z rozwiązania przy założeniu, że $\mu = \text{const}$. Oczywiście możliwe są również inne przybliżenia. Dla określonego kształtu wirujących powierzchni dogodnie jest stosować metody numeryczne w celu wyznaczenia parametrów przepływu.

Zauważymy, że przy założeniu $\mu = \text{const}$, $\lambda = \text{const}$. zależności (20), (21), (24), (25) oraz (26) przyjmują postać:

$$V\vartheta = \frac{R}{2} \left[(\omega_1 + \omega_2) - (\omega_1 - \omega_2) \frac{y}{h} \right], \quad (27)$$

$$T = T_0 - \frac{\mu R^2 (\omega_1 - \omega_2)^2}{8 \lambda h^2} (y^2 - yh), \quad (28)$$

$$\rho = -\frac{\rho R^2 \Omega^2}{8} + \frac{[A(x) - A_z] B_w - [A(x) - A_w] B_z}{A_w - A_z}, \quad (29)$$

$$V_x = \frac{1}{2\mu} \frac{B_w - B_z}{A_w - A_z} \frac{y^2 - h^2}{h^3 R} - \rho \frac{R R'}{4\mu} \left[\frac{5y^4 - 6h^2 y^2 + h^4}{60h^2} (\omega_1 - \omega_2)^2 - \frac{y^3 - h^2 y}{3h} (\omega_1^2 - \omega_2^2) \right], \quad (30)$$

$$V_y = -\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \frac{1}{6\mu} \frac{B_w - B_z}{A_w - A_z} \frac{y^3 - 3h^2 y}{h^3} + \rho \frac{R^2 R'}{4\mu} \left[\frac{y(y^2 - h^2)^2}{60h^2} (\omega_1 - \omega_2)^2 - \frac{(y^2 - h^2)^2}{12h} (\omega_1^2 - \omega_2^2) \right] \right\}; \quad (31)$$

tutaj oznaczono:

$$A(x) = \int \frac{dx}{R(x) h^3(x)},$$

$$A_w = A(x_w), \quad A_z = A(x_z);$$

$$B_w = p_w - \rho \frac{\Omega^2}{8} R_w^2, \quad B_z = p_z - \rho \frac{\Omega^2}{8} R_z^2;$$

$$R_w = R(x_w), \quad R_z = R(x_z);$$

$$\Omega = \frac{1}{5} (\omega_1 - \omega_2)^2 + (\omega_1 + \omega_2)^2.$$

Otrzymane wyżej wzory są identyczne z wzorami wyprowadzonymi w pracy [21].

Literatura

1. Adams R.G., Rice W.: Experimental Investigation of the Flow Between Corotating Disks, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 37, No 3, Sept. 1970, pp. 844-849.
2. Alister McK.W., Rice W.: "Flows Between Stationary Surfaces of Revolution, Having Similarity Solutions", Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 39, No 2, June 1972, pp. 345-350.
3. Alister McK.W., Rice W.: "Throughflows Between Rotating Surfaces of Revolution, Having Similarity Solutions", Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 37, No 4, Dec. 1970, pp. 924-930.

4. Apanasewicz S., Kazimierski Z., Lewandowski J., Szaniawski A.: The Flow of the Gas Layer Between Two Conical Surfaces", Fluid Dynamics Transactions, Vol. 5, p. II, PWN, Warszawa, 1971.
5. Boyd K.E., Rice W.: Laminar Inward Flow of an Incompressible Fluid Between Rotating Disks With Full Periphera Admission, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 35, No 2, June 1968, pp. 229-237.
6. Comolet R.: Petites turbines à air sur palier à air, Société Hydrotechnique de France, IX-èmes Journées de l'Hydraulique, Paris 1966, Question II, Rapport No 8 b-1.
7. Dorfman L.A.: Gidrodinamicheskoje soprotiwlenije i tiepłootdacza wraszczajuszczichsja tieł, GIF-ML, Moskwa 1960.
8. Golubew A.J.: Sowremiennyje upłotnienija wraszczajuszczichsja wałow, Maszgiz, Moskwa 1963.
9. Göttwald F., Vieweg R.: Berechnung und Modeliversuche an Wasser- und Luftlagern, Z. Angew. Physik, Bd. II, St. 11, 1950, z. 437-443.
10. Koczin N.E., Kibiel J.A., Roze W.W.: Tieoreticzeskaja gidromechanika, cz. II, GIF-ML, Moskwa 1963.
11. Kreith F., Viviani H.: Laminar Source Flow Between Two Parallel Coaxial Disks Rotating at Different Speeds, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 34, No 3, Sept. 1967, pp. 541-547.
12. Matsch L., Rice W.: An Asymptotic Solution for Laminar Flow of an Incompressible Fluid Between Rotating Disks, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 35, No 1, March 1968, pp. 155-159.
13. Peube J-L., Kreith F.: Écoulement permanent d'un fluide visqueux incompressible entre deux disques parallèles en rotation, J. Mecanique, Vol. 5, No 2, Juin 1966, pp. 260-281.
14. Prosnak W.: Mechanika płynów, t. I, PWN, Warszawa, 1970.
15. Rice W.: An Analytical and Experimental Investigation of Multiple Disk Pumps and Compressors, Journal of Engineering for Power, Trans. ASME, Series A, Vol. 85, No 3, July 1963, pp. 191-200.
16. Rice W.: An Analytical and Experimental Investigation of Multiple Disk Turbines, Journal of Engineering for Power, Trans. ASME, Series A, Vol. 87, No 1, Jan. 1965, pp. 29-36.
17. Rice W., Alister McK.W.: Laminar Throughflow of Newtonian Fluid Between Coaxial Rotating Cones, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 37, No 1, March 1970, pp. 210-212.
18. Szaniawski A.: Przepływ lepkiej cieczy nieściśliwej w szczelinie łożyska ślizgowego. Prace IPPT, PAN 15/1970.
19. Vannerus T.: Rotierende Scheiben für Luftvorwärmer mit geblasenwirkung. Allg. Warmetechn., vol. 6, 1955, s. 251-262.
20. Walicki E.: Nośność stożkowego łożyska ślizgowego. Zeszyty Naukowe WSI Bydgoszcz, Mechanika, z. 4, 1973.
21. Walicki E.: Przepływ cieczy lepkiej w szczelinie między wirującymi powierzchniami obrotowymi. Mechanika Teoretyczna i Stosowana, 12, 1, 1974.

THROUGHFLOW OF THE VISCOUS INCOMPRESSIBLE FLUID
- WITH VARIABLE VISCOSITY - IN A SLOT BETWEEN
ROTATING SURFACES OF REVOLUTION

Summary

This work contains formulae which define such parameters of the steady laminar throughflow of the viscous incompressible fluid in a slot between rotating surfaces of revolution, as: velocity components v_x , v_θ , v_y and pressure p .

The linearised equations of motion of the viscous fluid flow – with variable viscosity – for axial symmetry in the intrinsic curvilinear orthogonal coordinate system x, ϑ, y are used. Given general solution of the equations of motion has been illustrated by example of fluid flow with constant viscosity.

ТЕЧЕНИЕ ВЯЗКОЙ НЕСЖИМАЕМОЙ ЖИДКОСТИ – С ПЕРЕМЕННОЙ ВЯЗКОСТЬЮ
– В ЗАЗОРЕ МЕЖДУ ВРАЩАЮЩИМИСЯ ПОВЕРХНОСТЯМИ ВРАЩЕНИЯ

Р е з ю м е

В работе выведены формулы определяющие также параметры ламинарного, стационарного течения вязкой несжимаемой жидкости в зазоре между вращающимися поверхностями вращения как: составляющие скорости v_x, v_ϑ, v_y и давление p . Применяются линеаризованные уравнения движения вязкой жидкости – с переменной вязкостью – для осесимметрического течения в системе криволинейных ортогональных координат: x, ϑ, y . Полученные общие решения уравнений движения проиллюстрированы примером течения жидкости с постоянной вязкостью.

Andrzej Piotrowicz

SKŁAD I RÓWNANIA STANU PLAZMY UTWORZONEJ Z GAZÓW JEDNO- I DWUATOMOWYCH

W pierwszym z zamierzonej serii trzech artykułów podano sposób określania składu plazmy i wyprowadzono zależności pomiędzy jej termicznymi parametrami stanu. Wywody zilustrowano przykładem liczbowym dotyczącym plazmy argonowej.

1. WSTĘP

W przeciągu ostatnich kilkunastu lat w wielu procesach technicznych rozpowszechniło się stosowanie substancji zwanej plazmą.

W najogólniejszym przypadku plazma stanowi gazowy roztwór różnorodnych i różnokrotnych, dodatnich i ujemnych jonów atomowych i drobinowych, swobodnych elektronów oraz atomów i drobin obojętnych.

Właściwości fizyczne plazmy zdecydowały o jej przydatności. W technice wykorzystuje się tzw. plazmę niskotemperaturową (od kilku do kilkudziesięciu tysięcy stopni Kelvina). Najczęściej stosowane urządzenia plazmowe, to:

- cezowe przetworniki ciepła na energię elektryczną [1, 15, 18],
- palniki, piece i chemiczne reaktory plazmowe [9, 12, 14],
- pompy elektromagnetyczne i asynchroniczne silniki plazmowe [11, 22],
- generatory magnetohydrodynamiczne (MHD) [2, 3, 19] zwane też magnetogazo- lub magnetoplazmodynamicznymi.

Zapotrzebowanie na plazmę stale się zwiększa. Trwają prace nad konstruowaniem coraz wydajniejszych plazmowych reaktorów chemicznych i generatorów MHD o coraz większej mocy. Ocena efektywności urządzeń plazmowych wymaga m.in. znajomości podstaw termodynamiki plazmy.

Autor zamierza w serii trzech artykułów (niniejszy jest pierwszym z nich) podać te elementy termodynamiki plazmy, których znajomość jest potrzebna do dokonania bilansu energetycznego i egzergetycznego najbardziej pospolitego urządzenia wykorzystującego plazmę – elektrodowego palnika plazmowego. Przykład bilansu palnika zostanie podany w ostatnim artykule.

2. TWORZENIE PLAZMY

Wraz z podwyższeniem temperatury substancji następuje stopniowy rozpad jej drobin na atomy, a atomów na jony i swobodne elektrony, czyli dysocjacja i jonizacja termiczna. W ten sposób powstaje nowa jakościowo substancja mogąca przewodzić elektryczność.

Jest nią gazowy roztwór cząstek o dodatnim ładunku elektrycznym (jonów), o ładunku ujemnym (elektronów) oraz niezdysonowanych drobin, niezjonizowanych atomów i jonów ujemnych powstałych w procesach rekombinacji. Roztwór taki, zgodnie z definicją podaną w punkcie 1, nazywa się plazmą. Substancję macierzystą, z której powstała plazma, można nazwać plazmogenem.

Skład plazmy jest funkcją jej parametrów termicznych i – w pewnych warunkach – funkcją natężenia zewnętrznego pola elektrycznego lub magnetycznego.

Możliwy do mierzenia efekt dysocjacji i jonizacji większości substancji gazowych uwidacznia się dopiero przy temperaturze kilku tysięcy stopni Kelvina, nieosiągalnej na drodze zwykłego podgrzania. Generowanie plazmy uzyskuje się nie przez termiczne podgrzewanie plazmogenu, lecz na skutek wydzielania w nim ciepła Joule'a, tj. przez przemianę energii pola elektrycznego w energię wewnętrzną gazu.

Przy umiarkowanych gęstościach plazmogenu transformacja energii pola elektrycznego w energię wewnętrzną, czyli przemiana uporządkowanego ruchu cząstek w chaotyczny, prawie w pełni przebiega w przestrzeniach przyelektrodowych urządzeń plazmotwórczych. Przestrzeń pomiędzy elektrodami wypełnia plazma, którą można uważać za gaz zjonizowany termicznie [4 17]. Jest to tzw. plazma termiczna.

Masa jonu różni się tak znacznie¹ od masy elektronu, że w obecności zewnętrznego pola, przy małej gęstości i w procesie nie adiabatycznym prowadzi to do rozwarstwienia plazmy z powodu różnych średnich prędkości jej cząstek.

Przy zwiększaniu gęstości wpływ zewnętrznego pola staje się pomijalny, a zwiększa się wpływ mikropól wokół jonów i elektronów. Działanie sił elektrostatycznych pomiędzy cząstkami powoduje zmniejszenie energii wewnętrznej i ciśnienia plazmy.

3. JAKOŚCIOWA KLASYFIKACJA RÓŻNYCH POJĘĆ PLAZMY

W celu umożliwienia termodynamicznego opisu plazmy wyodrębnia się kilka jej modeli:

– plazma idealna – szczególny przypadek plazmy termicznej – składa się z cząstek² o objętości równej zeru (punkty materialne). Gęstość plazmy idealnej jest tak duża, że na skutek częstych zderzeń nie może w niej nastąpić rozwarstwienie i na tyle mała, że wpływ sił międzycząstkowych (Van der Waalsa i Coulomba) można pominąć³. Plazma idealna pozostaje w stanie równowagi termodynamicznej;

– plazma kulombowska – składa się również z cząstek punktowych i jest szczególnym przypadkiem plazmy termicznej. Gęstość jej jest o tyle większa od gęstości

¹ Masa elektronu jest równa $1/1836,5$ masy protonu [2].

² Pod pojęciem cząstki w przypadku plazmy rozumie się drobinę, atom, jon drobinowy lub atomowy i swobodny elektron.

³ Na tym kończy się analogia pomiędzy plazmą idealną a gazem doskonałym. W wieloatomowych drobinach gazu doskonałego nie występują drgania atomów. W drobinowych cząstkach plazmy idealnej, ze względu na jej temperaturę, oscylacji atomów pomijać nie można.

plazmy idealnej, że działania międzycząstkowych sił elektrostatycznych pominąć nie można. Powodują one zmniejszenie ciśnienia oraz energii wewnętrznej, entalpii i entropii o tzw. poprawki kulombowskie. Wpływ sił elektrostatycznych należy uwzględnić wtedy, gdy powoduje on zmniejszenie energii wewnętrznej plazmy co najmniej o 1% [7]. Plazma kulombowska podobnie jak idealna znajduje się w stanie równowagi termodynamicznej.

Zgodnie z zasadą zachowania liczby ładunków ogólny ładunek elektryczny plazmy idealnej i kulombowskiej jest równy zeru. Można więc uważać je za substancje quasi-neutralne.

Quasi-neutralność (czyli prawie neutralność) oznacza obojętność elektryczną plazmy o dostatecznie dużej objętości lub w dostatecznie długich odcinkach czasu. Objętości oraz odcinki czasowe, w których przejawia się quasi-neutralność wyraża się przez tzw. przestrzenną i czasową wielkość rozdzielenia ładunków [8].

Oba omówione rodzaje plazmy cechuje niezbyt duża gęstość. Teoretyczne ustalenie wielkości termodynamicznych plazmy o dużej gęstości nie jest jeszcze możliwe. Stan jej, zwany zwyrodniałym (stąd „plazma zwyrodniała”), bada się wyłącznie metodami doświadczalnymi.

Wystarczająco wiernym modelem plazmy stosowanej w większości procesów technicznych jest niskotemperaturowa plazma idealna [2, 6, 19, 23]. Jej więc poświęcona jest dalsza część pracy.

4. SKŁAD PLAZMY I JEGO SZCZEGÓLNE PRZYPADKI

W wyodrębnionej ilości roztworu dowolnych gazów każdemu stanowi termicznemu odpowiada określony stan równowagi.

Stan równowagi chemicznej charakteryzują niezmiennie udziały reagentów w roztworze. Pomiędzy umownymi substratami i produktami ustala się stosunek ilościowy zwany stałą równowagi chemicznej. Równowaga chemiczna jest jednym z warunków równowagi termodynamicznej.

Stan równowagi termodynamicznej określają parametry stanu roztworu dowolnych gazów (niekoniecznie reagujących chemicznie). W stanie tym – przy danym ciśnieniu i temperaturze – entalpia swobodna roztworu ma wartość minimalną.

Do określenia stanu plazmy najdogodniej jest wybrać ciśnienie i temperaturę jako parametry bezpośrednio możliwe do zmierzenia.

Pomiędzy jonizacją i dysocjacją termiczną a odwracalnymi reakcjami chemicznymi istnieje analogia jakościowa i ilościowa. Upoważnia to do wniosku, że skład plazmy można wyznaczać metodami termodynamiki chemicznej.

Dla przykładu rozpatrzono plazmę, w której oprócz swobodnych elektronów występuje δ rodzajów drobin neutralnych i jonowych utworzonych z α pierwiastków. Udziały gramowe pierwiastków są znane.

Jeżeli dowolną cząstkę plazmową oznaczy się przez D_i , a atom dowolnego, występującego w plazmie pierwiastka przez A_h , wówczas budowę cząstki wyrazi zapis

$$D_i \equiv \sum_{h=0}^{h=\alpha} n_{hi} A_h \quad \text{przy } i = 0, 1, \dots,$$

gdzie:

\bar{n}_{hi} przy $h \neq 0$ – liczba atomów h -tego pierwiastka w cząstce i -tego rodzaju.

Symbol \bar{n}_{hi} przy $h = 0$ (czyli \bar{n}_{0i}) oznacza liczbę elektronów brakujących lub nadmiarowych w cząstce D_i . Cząstka ta może być różnokrotnym jonom dodatnim ($\bar{n}_{0i} < 0$) lub ujemnym ($\bar{n}_{0i} > 0$), względnie mieć charakter obojętny ($\bar{n}_{0i} = 0$), tj. być niezjonizowaną drobiną lub atomem. Cząstka D_0 jest swobodnym elektronem tak, jak i „atom” $A_0/D_0 \equiv \bar{n}_{00} A_0$, $n_{00} = 1$).

W plazmie tej, złożonej z $\delta + 1$ różnych składników, zachodzą jednocześnie różne odwracalne reakcje chemiczne, dysocjacyjne i jonizacyjne. Symbolizuje je równanie

$$\sum_{i=0}^{i=\delta} \nu_{ir} D_i = 0,$$

gdzie:

ν_{ir} – mnożnik stechiometryczny określający liczbę drobin D_i , które jako substraty ($\nu_{ir} > 0$) lub produkty ($\nu_{ir} < 0$) uczestniczą w dowolnej r -tej reakcji. Mnożnik ν_{0r} oznacza liczbę swobodnych elektronów związanych ($\nu_{0r} > 0$) lub uwolnionych ($\nu_{0r} < 0$) w wyniku tej reakcji. Mnożnik ν_{ir} jest równy liczbie kilomoli składnika złożonego z cząstek D_i , uczestniczących we wszystkich r -tych reakcjach przebiegających w całej wypełnionej plazmą przestrzeni.

Przy danych parametrach stanu skład plazmy określony jest przez tyle niezależnych równań, ile składników plazma zawiera. Niewiadomymi mogą być ciśnienia składnikowe lub udziały molowe.

Pierwsze z równań wynika z prawa Daltona, zgodnie z którym ciśnienie p plazmy jest sumą ciśnień składnikowych $\delta + 1$ składników roztworu

$$\sum_{i=0}^{i=\delta} P_i = p, \quad (1)$$

gdzie:

P_i – ciśnienie składnikowe i -tego składnika plazmy złożonego z cząstek D_i .

Drugie równanie wynika z warunku quasi-neutralności. Ponieważ ogólny ładunek elektryczny plazmy jest równy zero, więc liczba swobodnych elektronów równa się algebraicznej sumie ładunków łącznej liczby jonów. Do każdego ze składników plazmy można zastosować równanie Clapeyrona. Wynika stąd, że warunek quasi-neutralności da się wyrazić nie tylko przez liczbę elektronów i ładunków jonowych, lecz i przez ciśnienia składnikowe gazu elektronowego i gazów jonowych

$$\sum_{i=1}^{i=\delta} n_{0i} P_i = P_0, \quad (2)$$

gdzie:

p_0 – ciśnienie składnikowe gazu elektronowego.

Różnym stanom termicznym odpowiadają różne proporcje pomiędzy udziałami składników plazmy. Jednakowa w każdym stanie równowagi pozostaje tylko liczba jąder atomowych, a zatem udziały gramowe pierwiastków są niezmiennie.

Z niezmienności udziału gramowego g każdego spośród α występujących w plazmie pierwiastków wynikają bilanse substancjalne wyrażone ogólnym równaniem

$$\frac{g_i}{g_h} \frac{\mu_{ah}}{\mu_{a1}} = \frac{\sum_{i=1}^{i=\delta} n_i \mu_i}{\sum_{i=1}^{i=\delta} n_h \mu_i} \quad (3)$$

przy $h = 2, 3, \dots, \alpha$,

gdzie:

g_i, g_h oraz μ_{a1}, μ_{ah} – udział gramowy pierwiastka umownie pierwszego i dowolnego (h -tego) spośród pierwiastków pozostałych oraz masy atomów tych pierwiastków.

Prawo Daltona, warunek quasi-neutralności i bilanse substancjalne dostarczają $\alpha+1$ niezależnych równań przy $\delta+1$ nieznanach ciśnień składnikowych. Przy określaniu składu plazmy brakujące równania w liczbie $\delta-\alpha$ to zależności określające stałe równowagi wybranych⁴ reakcji przebiegających w plazmie. W reakcjach muszą uczestniczyć wszystkie składniki plazmy. Stałe K_p równowagi chemicznej tych reakcji zdefiniowane są wyrażeniem

$$\prod_{i=0}^{i=\delta} p_i^{-\nu_{ir}} = K_{pr} \quad (4)$$

przy $r = 1, 2, \dots, \delta-\alpha$.

Wartości stałych K_p zależą wyłącznie od temperatury plazmy.

Łączna liczba niezależnych równań (1) ÷ (4) jest zatem równa liczbie niewiadomych. Ciśnienia składnikowe można więc w ten sposób jednoznacznie określić.

Skład plazmy dogodniej jest czasem wyrazić przez udziały molowe

$$x_i = \frac{n_i}{n} = \frac{p_i}{p} \quad (5)$$

przy $i = 0, 1, 2, \dots, \delta$,

gdzie n, n_i – liczba kilomoli plazmy oraz jej i -tego składnika.

⁴ Opisana metoda wyznaczania składu plazmy za pomocą równań (1) + (4) opiera się na apriorycznym przyjęciu obecności najbardziej prawdopodobnych składników ($\delta + 1$ rodzajów cząstek). Stwarza to niebezpieczeństwo pominięcia niektórych z nich, jeżeli autor obliczeń nie dysponuje odpowiednim doświadczeniem.

Oczywiście udział molowy X_i i-tego składnika plazmy może wystąpić wprost w równaniach (1) ÷ (4), które ulegną wówczas nieznacznym modyfikacjom.

Z równań (1) ÷ (5) wynika, co już uprzednio stwierdzono, że wartości udziałów molowych składników plazmy zależą od jej parametrów termicznych.

Najprostszy przypadek szczególny, to często stosowana plazma wytworzona z jednorodnego ($\alpha = 1$) plazmogenu jednoatomowego, np. z argonu lub helu. W plazmie tej występują swobodne elektrony, atomy oraz dodatnie jony atomowe o różnej krotności.

W publikacji [16] podano sposób określania składu takiej plazmy przy redukcji niewiadomych jedynie do ciśnienia składnikowego p_0 gazu elektronowego i p_a – gazu atomowego. Wyznaczono je z układu dwóch równań, prawa Daltona i warunku quasi-neutralności, przy założonej najwyższej krotności⁵ jonów obecnych w plazmie

$$p_0 + p_a \left(1 + \sum_{i=1}^{i=m} p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps} \right) = p, \quad (6)$$

$$p_a \sum_{i=1}^{i=m} i p_0^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps} = 1 \quad (7)$$

Po wyznaczeniu wartości p_0 i p_a przy znanym całkowitym ciśnieniu p i temperaturze T , której znajomość umożliwia wyznaczenie stałej K_{ps} – ciśnienie składnikowe p_{ji} gazu złożonego z jonów i -tej (dowolnej) krotności obliczano ze wzoru

$$p_{ji} = p_a p_0 \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps} \quad (8)$$

Z równań (6) ÷ (8) można uzyskać wzory uzależniające ciśnienia p_a i p_{ji} od p_0

$$p_a = \frac{1}{\sum_{i=1}^{i=m} i p_0^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}}, \quad (7a)$$

$$p_{ji} = \frac{p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}}{\sum_{i=1}^{i=m} i p_0^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}}, \quad (8a)$$

przy czym ciśnienie p_0 gazu elektronowego wiąże z ciśnieniem całkowitym p zależność

⁵ Najwyższa możliwa krotność jonizacji jest równa liczbie atomowej plazmogenu.

$$\frac{1 + \sum_{i=1}^{i=m} (i+1) p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}}{\sum_{i=1}^{i=m} i p_0^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}} = p. \quad (9)$$

Przy określonej temperaturze i ciśnieniu najdogodniej posłużyć się elektronową maszyną cyfrową, która działając w „pętli” może ustalić ciśnienie p_0 metodą kolejnych przybliżeń z założoną dokładnością.

Udziały molowe składników plazmy oblicza się z zależności definicyjnej (5). Można do niej podstawić równania (7a), (8a) i (9) i uzyskać wzory na obliczanie wartości X_0 , X_a i X_{ji} udziałów molowych gazów elektronowego, atomowego i jonowego złożonego z jonów i -tej krotności

$$x_0 = \frac{\sum_{i=1}^{i=m} i p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}}{1 + \sum_{i=1}^{i=m} (i+1) p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}} \quad (10)$$

$$x_a = \frac{1}{1 + \sum_{i=1}^{i=m} (i+1) p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}} \quad (11)$$

$$x_{ji} = \frac{p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}}{1 + \sum_{i=1}^{i=m} (i+1) p_0^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}} \quad (12)$$

Na skutek zależności stałych równowagi jonizacyjnej od temperatury – operacje związane z wyznaczeniem ciśnień składnikowych i udziałów molowych przy danym ciśnieniu p trzeba wykonywać oddzielnie dla każdej założonej temperatury plazmy.

Stałą K_{ps} s -tej reakcji jonizacji (tj. reakcji, w wyniku której powstają jony s -tej krotności) wyraża zależność wywiedziona metodami termodynamiki statystycznej

$$\frac{p_0 p_{js}}{p_j p_{s-1}} = K_{ps} = \frac{kT}{V} \frac{Z_0 Z_{js}}{Z_j p_{s-1}} \exp\left(-\frac{\chi_{js}}{kT}\right), \quad (13)$$

gdzie:

- T, V – temperatura bezwzględna i objętość plazmy,
- $k = (MR)/N_A$ – stała Boltzmanna równa ilorazowi uniwersalnej stałej gazowej przez liczbę Avogadra,

χ_{js} – energia jonizacji potrzebna do zamiany jonu krotności $(s-1)$ -ej w jon krotności s -tej.

Występujące w równaniu (13) sumy statystyczne Z_o elektronu oraz Z_{js-1} i Z_{js} wzbudzonego jonu krotności $(s-1)$ -ej i s -tej są równe

$$Z_o = 2 Z_{otr} = 2 \left(\frac{2\pi \mu_o kT}{h^2} \right)^{\frac{3}{2}} V, \quad (14)$$

$$Z_{js} = Z_{jstr} Z_{jswz} = \left(\frac{2\pi \mu_{js} kT}{h^2} \right)^{\frac{3}{2}} V \quad g_{jsf} \cdot \exp \left(- \frac{\omega_{jsf}}{kT} \right), \quad (15)$$

gdzie:

- Z_{otr}, Z_{jstr} – suma statystyczna translacji elektronu i jonu s -tej krotności,
- Z_{jswz} – suma statystyczna elektronowego wzbudzenia jonu,
- g_{jsf}, ω_{jsf} – waga statystyczna i energia wzbudzenia f -tego poziomu elektronowego w jonie s -tej krotności,
- μ_o, μ_j – masa elektronu i jonu,
- h – stała Plancka.

Dla sumy statystycznej Z_{js-1} obowiązuje zależność analogiczna do (15). Wzór (15) jest słuszny również w przypadku wzbudzonego atomu. Indeks „ j ” należy wówczas zastąpić indeksem „ a ” i odpowiednio interpretować znaczenie opatrzonych nim symboli.

Mnożnik 2 w równaniu (14) przed sumą statystyczną translacji jest równy wadze statystycznej swobodnego elektronu [2, 24].

Podstawienie równań (14) i (15) do (13) oraz uwzględnienie przybliżonej równości $\mu_{j s-1} \approx \mu_{j s}$ (ściśle $\mu_{j s-1} = \mu_{j s} + \mu_o$) umożliwia uzyskanie często używanej postaci tzw. wzoru Sahy

$$K_{ps} = 2 \left(\frac{2\pi \mu_o}{h^2} \right)^{\frac{3}{2}} (kT)^{\frac{5}{2}} \frac{Z_{j s wz}}{Z_{j s-1 wz}} \exp \left(- \frac{\chi_{j s}}{kT} \right). \quad (16)$$

Równanie Sahy – szczególny przypadek wzoru (13) – uzależnia stałą równowagi jonizacyjnej wyłącznie od temperatury. Wielkość całkowitego ciśnienia plazmy nie ma wpływu na wartość K_{ps} .

Zadanie wyznaczenia składu plazmy utworzonej z gazu 1-atomowego komplikuje się, jeżeli plazmogen jest roztworem ($\alpha > 1$).

W pracy [17] opisano – przytoczoną tu w skrócie i po formalnej modyfikacji – metodę określania składu plazmy powstałej z gazów jednoatomowych, które tworzą niereagujący chemicznie roztwór o znanych udziałach gramowych pierwiastków. Jest to kolejny przypadek szczególnie uprzednio opisanej ogólnej metody ustalania składu plazmy termicznej. Prawo Daltona i warunek quasi-neutralności prowadzą do równań

$$P_o + \sum_{h=1}^{h=\alpha} P_{ah} \left(1 + \sum_{i=1}^{i=\eta h} P_o^{-1} \prod_{s=1}^{s=i} K_{psh} \right) = p, \quad (17)$$

$$\sum_{h=1}^{h=\alpha} P_{ah} \sum_{i=1}^{i=m_h} i P_o^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{psh} = 1, \quad (18)$$

gdzie:

- m_h, K_{psh} – największa założona krotność jonizacji i obliczona ze wzoru Sahy stała równowagi s -tej reakcji jonizacyjnej h -tego (dowolnego) składnika plazmogenu,
- P_{ah} – ciśnienie składnikowe wchodzącego w skład plazmy gazu atomowego złożonego z atomów h -tego składnika plazmogenu, czyli h -tego pierwiastka obecnego w plazmie.

Układ równań (17) i (18) zawiera $\alpha+1$ niewiadomych ($p_o, p_{a1}, \dots, p_{a\alpha}$). Brakujące równania w liczbie $\alpha-1$ wynikają z równań (3) bilansów substancjalnych, które po wykorzystaniu warunku quasi-neutralności, odniesionego do każdego składnika plazmogenu, dają zależności

$$\frac{g_1}{g_h} \frac{\mu_{ah}}{\mu_{a1}} = \frac{P_{a1} \sum_{i=1}^{i=m_1} P_o^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps1}}{P_{ah} \sum_{i=1}^{i=m_h} P_o^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{psh}} \quad (19)$$

przy $h = 2, 3, \dots, \alpha$.

Znaczenie symboli g i μ_a – jak w objaśnieniach do równania (3).

Rozwiązanie układu $\alpha+1$ równań (17)+(19) jest bardzo żmudne i praktycznie możliwe tylko przy użyciu EMC.

Ciśnienie składnikowe p_{jih} gazu jonowego utworzonego z i -krotnych jonów h -tego (dowolnego) składnika plazmogenu oblicza się ze wzoru

$$p_{jih} = P_{ah} P_o^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{psh} \quad (20)$$

Udziały molowe składników plazmy powstałej z plazmogenu – roztworu wyznacza się oczywiście przez podzielenie ciśnień składnikowych przez ciśnienie całkowite – w myśl zależności (5).

Inny przypadek szczególny, to plazma powstała z plazmogenu o jednorodnych drobinach dwuatomowych (np. tlen O_2 , azot N_2). Jonizację atomów poprzedza dysocjacja drobin, które także mogą ulegać jonizacji.

„Modelowa” plazma z plazmogenu dwuatomowego to roztwór drobin, atomów, dodatnich jonów atomowych i swobodnych elektronów. Prawo Daltona i warunek quasi-neutralności prowadzą do wzorów na obliczanie ciśnień składnikowych. Okazuje się, że ciśnienie składnikowe gazu atomowego i jonowego w takiej plazmie wyrażają równania (7a) i (8a).

Ciśnienie składnikowe p_d gazu drobinowego określa wzór:

$$p_d = \frac{1}{K_{pd} \left[\sum_{i=1}^{i=m} i p_o^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps} \right]^2}, \quad (21)$$

gdzie:

$K_{pd} = p_a^2/p_d$ – stała równowagi reakcji dysocjacji.

Związek pomiędzy ciśnieniem składnikowym gazu elektronowego, a całkowitym ciśnieniem plazmy, wyraża równanie

$$\frac{1 + \sum_{i=1}^{i=m} (i+1) p_o^{-i} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}}{\sum_{i=1}^{i=m} i p_o^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps}} + \frac{1}{K_{pd} \left[\sum_{i=1}^{i=m} i p_o^{-(i+1)} \prod_{s=1}^{s=i} K_{ps} \right]^2} = p. \quad (22)$$

Pierwszy składnik sumy we wzorze (22), to łączne ciśnienie gazu atomowego, elektronowego i gazów jonowych. Składnik drugi, zgodnie z równaniem (21), jest ciśnieniem składnikowym gazu drobinowego. Udziały molowe gazowych składników plazmy z plazmogenu dwuatomowego (w tym udział molowy $X_d = p_d/p$ gazu drobinowego) najdogodniej jest obliczać z zależności ogólnej (5).

Stałą K_{pd} równowagi reakcji dysocjacji określa wzór wynikający z zastosowania metod termodynamiki statystycznej

$$K_{pd} = \frac{kT}{V} \frac{Z_{ao}^2}{Z_{do}}, \quad (23)$$

gdzie:

Z_{ao}, Z_{do} – suma statystyczna atomu i drobin w podstawowym (niewzbudzonym) stanie elektronowym.

Na stan energetyczny drobin wpływają jej ruchy rotacyjne i oscylacja atomów. Jeżeli przyjmie się, że rotacja nie powoduje odkształceń drobin, a atomy oscylują harmonicznie, wówczas sumy statystyczne Z_{ao} i Z_{do} można wyrazić wzorami

$$Z_{ao} \approx \left(\frac{2\pi\mu_a kT}{h^2} \right)^{\frac{3}{2}} V g_{ao} \exp\left(-\frac{\epsilon_{ao}}{kT}\right), \quad (24)$$

$$Z_{do} \approx \left(\frac{2\pi\mu_d kT}{h^2} \right)^{\frac{3}{2}} V \frac{T}{\sigma\theta_{rot}} \left[2 \sinh\left(\frac{\theta_{osc}}{2T}\right) \right]^{-1} g_{do} \exp\left(-\frac{\epsilon_{do}}{kT}\right), \quad (25)$$

gdzie:

- $\mu_d = 2\mu_a$ – masa drobin dwuatomowej, jednorodnej chemicznie,
- $\theta_{rot}, \theta_{osc}$ – charakterystyczna temperatura rotacji i oscylacji,
- σ – tzw. liczba symetrii, równa 2 w przypadku chemicznie jednorodnej drobin dwuatomowej,
- $g_{ao}, g_{do}, \epsilon_{ao}, \epsilon_{do}$ – waga statystyczna i energia podstawowego stanu elektronowego atomu i drobin w temperaturze zera bezwzględnego.

Po podstawieniu równań (24) i (25) do (23) otrzymuje się wzór uzależniający stałą K_{pd} od temperatury [5]

$$K_{pd} = 2k\theta_{rot} \left(\frac{\pi\mu_a kT}{h^2} \right)^{\frac{3}{2}} \left[1 - \exp\left(-\frac{\theta_{osc}}{T}\right) \right] \cdot \frac{g_{ao}^2}{g_{do}} \exp\left(-\frac{\chi_d}{kT}\right). \quad (26)$$

Energia χ_d dysocjacji chemicznie jednorodnej drobinny dwuatomowej jest równa różnicy łącznej energii jej atomów i energii drobinny w podstawowym stanie elektronowym w temperaturze 0°K, pomniejszonej o „resztkową” energię oscylacji atomów w tej temperaturze

$$\chi_d = 2\epsilon_{ao} - \epsilon_{do} - \frac{1}{2} k\theta_{osc}. \quad (27)$$

Wartość χ_d poszczególnych gazów wyznacza się [10] na podstawie badań spektroskopowych.

Podobnie rozpatruje się przypadki plazmy powstałej z roztworu gazów dwuatomowych lub jedno- i dwuatomowych. Wyprowadzenie szczegółowych wzorów do określenia składu takiej plazmy jest jednak żmudne.

5. TERMICZNE RÓWNANIA STANU

W praktyce zachodzi często potrzeba obliczania objętości właściwej w plazmy. Związek pomiędzy odniesioną do jednego kilograma wartością v , a parametrami p , T – czyli termiczne równanie stanu plazmy – wyrażany jest często w literaturze klasycznym równaniem stanu gazu doskonałego [4, 21]

$$pv = RT.$$

Równanie to nie może być jednak słuszne nawet w przypadku plazmy idealnej. Występuje w nim bowiem indywidualna stała gazowa R różna dla różnych gazów jednorodnych, a dla roztworu zależna od rodzaju i wielkości udziałów składników. Plazma, będąc roztworem o zmiennym składzie, w ogóle nie posiada indywidualnej stałej gazowej. Równanie stanu plazmy, które zawierałoby objętość właściwą v powinno ją uzależniać od stałej gazowej R plazmogenu.

Do wyprowadzenia takiego równania wykorzystuje się tę postać równania Clapeyrona, w której występuje uniwersalna stała gazowa (MR)

$$p(Mv) = (MR)T, \quad (28)$$

gdzie (Mv) oznacza molową objętość właściwą. Iloczyn pv po lewej stronie poszukiwanego równania otrzyma się po obustronnym podzieleniu równania (28) przez wielkość M równą liczbowo zastępczej masie drobinowej plazmy i zależną od wielkości udziałów molowych składników. Dla plazmy z plazmogenu jednoatomowego wielkość ta jest równa

$$M = X_o M_o + X_a M_a + \sum_{i=1}^{i=m} X_{j i} M_{j i}, \quad (29)$$

gdzie:

M_o, M_a, M_{ji} – wielkość równa liczbowo masie drobinowej gazu elektronowego atomowego i jonowego złożonego z jonów i -tej krotności.

Wykorzystując związek pomiędzy M a masą μ cząstki wyrażoną w jednostkach uniwersalnych, uzyskuje się zależność

$$M = N_A \left(X_o \mu_o + X_a \mu_a + \sum_{i=1}^{i=m} X_{j i} \mu_{j i} \right), \quad (29a)$$

gdzie:

N_A – liczba Avogadra.

Związek pomiędzy wielkością masy jonu, atomu i elektronu

$$\mu_{j i} = \mu_a - i \mu_o \quad (a)$$

oraz warunek quasi-neutralności ujęty za pomocą udziałów molowych

$$X_o = \sum_{i=1}^{i=m} i X_{j i} \quad (b)$$

i równanie wynikające z warunku, że suma udziałów molowych jest równa jedności

$$X_a + \sum_{i=1}^{i=m} X_{j i} = 1 - X_o \quad (c)$$

umożliwiają sprowadzenie zależności (29a) do wzoru

$$M = N_A \mu_a (1 - X_o). \quad (29b)$$

Po podstawieniu wzoru (29b) i znanych zależności

$$\frac{(MR)}{N_A} = k, \quad \frac{k}{\mu_a} = R$$

do równania (28) otrzymuje się ostateczną postać równania stanu plazmy utworzonej z plazmogenu jednoatomowego

$$p v = \frac{RT}{1 - X_o} \quad (30)$$

Postępując analogicznie wyprowadza się równanie stanu plazmy z plazmogenu dwuatomowego

$$p v = \frac{2RT}{1 + X_d - X_o} \quad (31)$$

Udziały molowe X_o gazu elektronowego i X_d gazu drobinowego określone są jednoznacznie przez dwa niezależne parametry plazmy.

W obu termicznych równaniach stanu plazmy – słusznych przy dowolnej krotności jonizacji – wielkość R oznacza stałą gazową plazmogenu.

6. PRZYKŁAD LICZBOWY

Jednym z najczęściej stosowanych [4, 9] rodzajów plazmy jest plazma argonowa. Dlatego wybrano ją do przykładu ilustrującego teoretyczną część pracy. W przykładzie obliczono objętości właściwe przy danej temperaturze i ciśnieniu.

Do obliczeń przyjęto:

a) Parametry plazmy

$$T = 4000; 5000; \dots, 20\,000^\circ\text{K},$$

$$p = 10, 10^2; \dots, 10^5; 2 \cdot 10^5; \dots, 9 \cdot 10^5; 10^6 \text{ N/m}^2,$$

w zakresie których zgodnie z [17, 20] występuje najwyżej 3-krotna jonizacja argonu, a wpływ na wartość sum statystycznych ma tylko sześć poziomów wzbudzenia elektronowego.

b) Wartości stałych uniwersalnych

$$\mu_0 = 9,1083 \cdot 10^{-31} \text{ kg},$$

$$k = 1,38053 \cdot 10^{-23} \text{ J/deg},$$

$$h = 6,624 \cdot 10^{-34} \text{ Js}.$$

c) Wartości stałych indywidualnych

$$\mu_a = 6,6321 \cdot 10^{-26} \text{ kg},$$

$$R = 208,20 \text{ J/kg deg},$$

przy czym wartość μ_a obliczono przez podzielenie równoważnika masy atomowej argonu przez liczbę Avogadra

$$\mu_a = \frac{M_{Ar}}{N_A}$$

gdzie $M_{Ar} = 39,944 \text{ kg/kmol}$, $N_A = 6,02283 \cdot 10^{26} \text{ at/kmol}$.

d) Wartości wag statystycznych, energii wzbudzenia elektronowego i energii jonizacji [13] – jak w tablicy 1.

Udziały molowe składników plazmy wyznaczono ze wzorów (10)–(12). Ciśnienie p_0 dla każdej z kolejnych temperatur znajdowano metodą Newtona (metoda stycznych)

$$p_{0n} = p_{0n-1} - \frac{f(p_{0n-1})}{f'(p_{0n-1})}$$

Przybliżenie n -te wartości p_0 czyli p_{0n} występowało tu jako argument funkcji

$$f(p_{0n}) = p_{0n}^4 + 2 p_{0n}^3 K_{p1} - p_{0n}^2 K_{p1} (p - 3 K_{p2}) - 2 p_{0n} K_{p1} K_{p2} (p - 2 K_{p3}) - 3 p K_{p1} K_{p2} K_{p3}$$

powstałej z równania (9) przy założeniu 3-krotnej jonizacji.

Objętość właściwą w plazmy obliczano z równania (30).

Obliczenia wykonano na EMC ZAM-41 w gliwickim PROSYNCHEM-ie wg programu ułożonego w języku ALGOL-60 zgodnie ze schematem na rys. 1.

Wyniki obliczeń zestawiono w tablicy 2. Izoterm plazmy argonowej i doskonałego argonu przedstawiono w układzie p, v na rys. 2. Odchylenia przebiegu izoterm plazmy od izoterm gazu doskonałego zwiększają się wraz z intensywnością jonizacji, która wzrasta przy podwyższaniu temperatury i obniżaniu ciśnienia.

Tablica 1

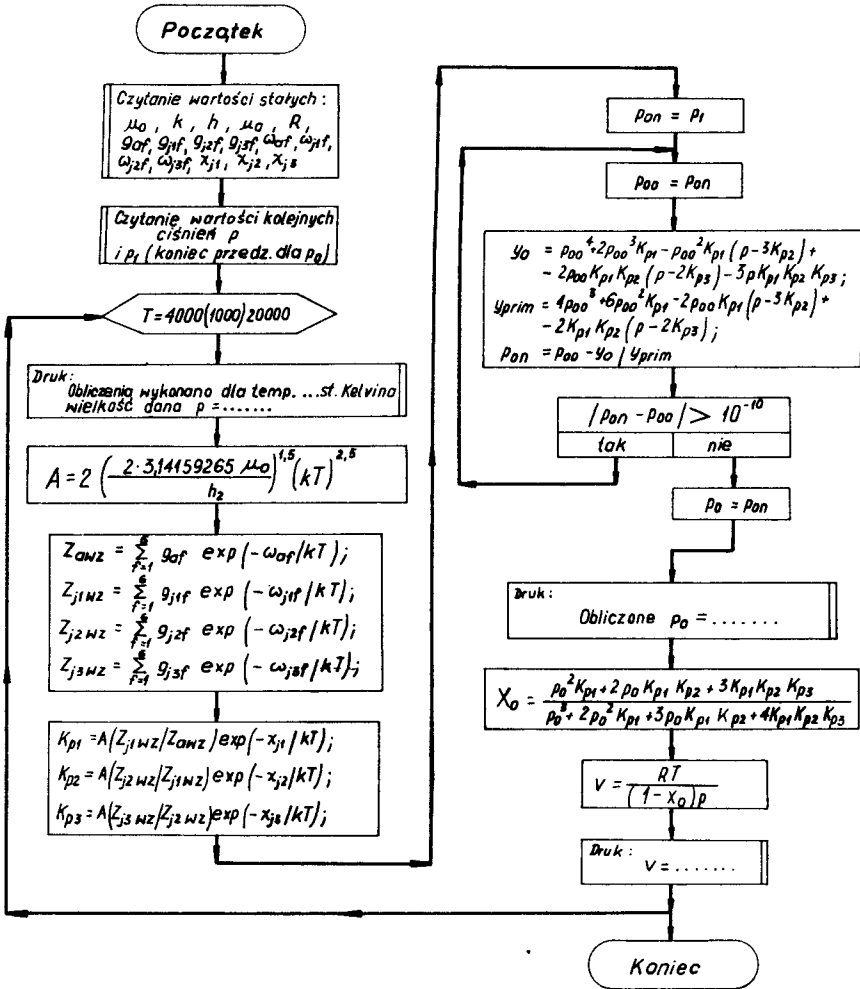
Wagi statystyczne oraz energia wzbudzenia i jonizacji atomów i jonów argonu

f	$g_a f$	$\omega_a f^k$ deg	$g_j 1 f$	$\omega_j 1 f^k$ deg	$g_j 2 f$	$\omega_j 2 f^k$ deg	$g_j 3 f$	$\omega_j 3 f^k$ deg	
1	1	0	6	0	9	0	4	0	
2	8	134 000	2	156 400	5	20 160	10	30 400	
3	4	137 000	20	190 400	1	47 860	6	50 360	
4	3	149 800	12	194 200	9	165 000	12	169 780	
5	12	151 800	6	199 000	3	207 000	10	210 000	
6	8	152 800	28	205 300	25	208 000	6	239 400	
			$X_j 1^k$ deg			$X_j 2^k$ deg			$X_j 3^k$ deg
			182 886			320 593			474 755

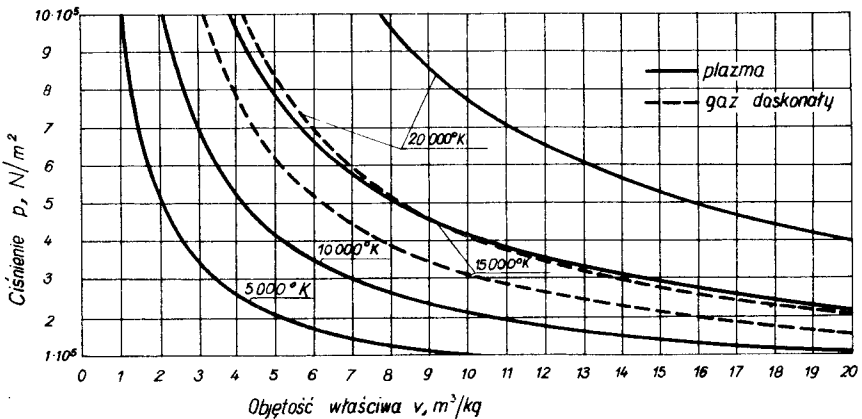
Tablica 2

Objętość właściwa w plazmy argonowej w funkcji temperatury i ciśnienia, m^3/kg

$T, 10^3 \text{ } ^\circ K$	$P, N/m^2$															
	10	10^2	10^3	10^4	10^5	$2 \cdot 10^5$	$3 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^5$	$5 \cdot 10^5$	$6 \cdot 10^5$	$7 \cdot 10^5$	$8 \cdot 10^5$	$9 \cdot 10^5$	10^6		
4	83 280	8 328	832.8	83.28	8.328	4.164	2.776	2.082	1.666	1.388	1.190	1.041	0.925	0.833		
5	104 110	10 410	1 041.0	104.10	10.410	5.205	3.470	2.603	2.082	1.735	1.487	1.301	1.157	1.041		
6	125 237	12 502	1 249.5	124.93	12.492	6.246	4.164	3.123	2.498	2.082	1.785	1.562	1.388	1.249		
7	149 700	14 699	1 461.4	145.87	14.578	7.288	4.859	3.644	2.915	2.429	2.082	1.822	1.619	1.458		
8	193 579	17 521	1 693.0	167.43	16.683	8.338	5.557	4.167	3.334	2.778	2.381	2.083	1.852	1.667		
9	292 563	22 668	2 000.6	191.40	18.865	9.414	6.270	4.700	3.759	3.132	2.684	2.348	2.087	1.878		
10	396 779	32 478	2 517.1	222.24	21.265	10.567	7.026	5.261	4.204	3.500	2.998	2.622	2.330	2.096		
11	454 397	42 782	3 398.3	268.46	24.166	11.898	7.878	5.884	4.694	3.903	3.340	2.919	2.592	2.330		
12	499 079	49 186	4 438.3	340.55	28.039	13.576	8.919	6.630	5.272	4.373	3.735	3.259	2.890	2.596		
13	543 346	53 932	5 212.3	436.30	33.499	15.837	10.284	7.588	6.002	4.959	4.223	3.675	3.252	2.915		
14	598 925	58 395	5 760.0	528.83	40.966	18.935	12.126	8.865	6.964	5.724	4.852	4.208	3.712	3.320		
15	696 649	63 418	6 229.0	599.99	49.918	22.907	14.532	10.539	8.225	6.723	5.673	4.900	4.308	3.841		
16	850 042	70 741	6 699.4	655.45	58.766	27.349	17.371	12.571	9.780	7.968	6.703	5.772	5.060	4.499		
17	996 803	82 596	7 260.4	704.46	66.292	31.573	20.266	14.741	11.496	9.374	7.884	6.786	5.944	5.279		
18	1 100 331	97 698	8 058.3	753.67	72.488	35.186	22.871	16.777	13.161	10.777	9.092	7.842	6.880	6.117		
19	1 179 250	111 309	9 215.2	810.20	77.890	38.238	25.090	18.546	14.639	12.048	10.207	8.834	7.773	6.928		
20	1 252 468	121 633	10 627.0	883.60	83.036	40.964	27.022	20.075	15.918	13.154	11.185	9.713	8.571	7.660		



Rys. 1. Schemat obliczania objętości właściwej plazmy argonowej



Rys. 2. Izotermy plazmy argonowej i doskonałego argonu w układzie p, v

Literatura

1. Aleksiejew G.N.: Bezpośrednia przemiana różnych rodzajów energii na energię elektryczną i mechaniczną. WNT, Warszawa 1964, (tłum. z ros.).
2. Cambel A.B.: Plasma Physics and Magnetofluidmechanics. McGraw-Hill Book Comp., Inc. New York-London 1963.
3. Celiński Z.: Generatory magnetohydrodynamiczne. WNT, Warszawa 1969.
4. Celiński Z.: Podstawy fizyki plazmy w zastosowaniach technicznych. WNT, Warszawa 1970.
5. Clarke J.F., McChesney M.: The Dynamics of Real Gases. London, Butterworths 1964 (lub tłum. ros.: Dynamika realnych gazów. Izd. Mir, Moskwa 1967).
6. Farnasow G.A., Fridman A.G., Karinskij W.N.: Płazmiennaja pławka. Izd. Miatłurgija, Moskwa 1968.
7. Frank-Kamieniecki D.A.: Plazma, czwarty stan materii. PWN, Warszawa 1963 (tłum. z ros.).
8. Frank-Kamieniecki D.A.: Wykłady z fizyki plazmy. PWN, Warszawa 1968 (tłum. z ros.).
9. Ganz S.N., Mielnik A.P., Parchomienko W.D.: Płazma w chemiczkiej technologii. Izd. Technika, Kijew 1969.
10. Gaydon A.G., Hurlle I.R.: The Shock Tube in High-Temperature Chemical Physics. Chapman and Hall Ltd., London 1963 (lub tłum. ros.: Udarńaja truba w chemiczkiej fizyce wysokich temperatur. Izd. Mir, Moskwa 1966).
11. Kałnin T.K.: Jawnopoliusnyje MGD- nasosy. Izd. Zinatnie, Riga 1969.
12. Korotijew A.A., Kostyliew A.M., Koba W.W., Łomowojew M.A., Kugjebałow W.A., Cziełoznow B.W.: Gienieratory niskotemperaturnoj płazmy. Izd. Nauka, Moskwa 1969.
13. Kuzniecowa N.M.: Tiermodinamiczeskije funkcji i udarnyje adiabaty wożducha pri wysokich temperaturach. Izd. Maszinoštrojienije, Moskwa 1965.
14. Morel S.: Przegląd konstrukcji i pracy metalurgicznych pieców plazmowych. Problemy projektowe hutnictwa i przemysłu maszynowego, nr 10 (176) XVII, 1969.
15. Orłow W.A.: Małogabaritnyje istoczniki toka. Wojennoje Izdatielstwo Ministerstwa Oborony SSSR, Moskwa 1970.
16. Piotrowicz A.: Egzergia plazmy uzyskanej z gazów szlachetnych. Zeszyty Naukowe Pol. Śl., Energetyka, z. 34 (1970).
17. Rybakow W.W., Burgasow M.P.: Tiermodinamiczeskij rascziot wysokotemperaturnowo gaza. Izd. Maszinoštrojienije, Moskwa 1968.
18. Stachanow I.P., Stiepanow A.S., Paszczenko W.P., Guśkow Ju.K.: Płazmiennoje tiermoemisjonnoje prieobrazowanije energii. Atomizdat, Moskwa 1968.
19. Sutton G.W., Sherman A.: Engineering Magnetohydrodynamics. McGraw-Hill Book Comp., Inc. New York – Sydney 1965 (lub tłum. ros.: Osnowy technicznej magnitnoje gazodinamiki. Izd. Mir, Moskwa 1968).
20. Wargaftig N.B.: Sprawocznik po tiepłofizycznym swojstwam gazow i židkostiej. Gos. Izd. Fiziko-Matiematiczeskoje Lit., Moskwa 1963.
21. Wiśniewski S., Staniszewski B., Szymanik R.: Termodynamika procesów nierównowagowych. PWN, Warszawa 1973.
22. Woldek A.I.: Indukcionnyje magnitogidrodinamiczeskije masziny s židkometalliczeskim raboczym tiełom. Izd. Energija. Leningradskoje otdielenije 1970.
23. Zaporowski B.: Właściwości fizyczne i parametry energetyczne plazmy dla generatorów magnetohydrodynamicznych. Mat. symp. n.t.: „Nowe konwersje energii oraz optymalizacji prac systemu”. Jabłonna 31 maj – 1 czerwiec 1968. Komitet Energetyki PAN, Warszawa 1968.
24. Zeldowicz J.B., Rajzer J.P.: Fizika udarnych wołn i wysokotemperaturnych gidrodinamiczeskich jawlienij. Izd. Nauka, Moskwa 1966.

COMPOSITION AND EQUATIONS OF STATE OF PLASMA
PRODUCED FROM MON - AND BIATOMIC GASES

Summary

The plasma produced from mon - and biatomic gases is considered. The formulae for partial pressures and mole fractions of the components of plasma are presented in special form to make easier the numerical calculations. Besides the exact equations of state of plasma are deduced.

As an example some values of specific volume of argon plasma are calculated and put together in the Table 2 and in Fig. 2 (isotherms of argon plasma and ideal gas-argon on the p, v diagram).

СОСТАВ И УРАВНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ ПЛАЗМЫ ПОЛУЧЕННОЙ
ИЗ ОДНО И ДВАТОМНЫХ ГАЗОВ

Р е з ю м е

Рассмотрено плазму полученную из одно и двуатомных газов. Формулы для расчета парциальных давлений и молярных концентраций компонентов плазмы изображено в особенной форме, полезной для числовых расчетов. Кроме того выведены точные уравнения состояния рассмотренной плазмы.

Теоретический вывод проиллюстрирован примером вычисления удельных объемов плазмы аргона, величины которых составлены в табл. 2 и на рис. 2 (изо-термы аргоновой плазмы и идеального аргона).

Marian Szymański

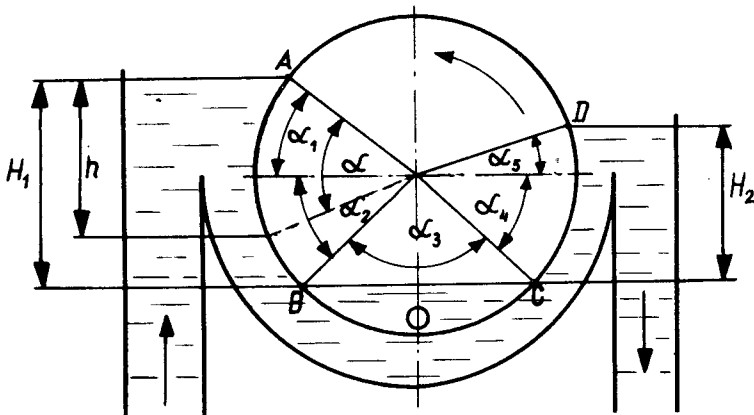
ANALIZA WPŁYWU CIŚNIENIA FILTRACJI I PRĘDKOŚCI SITA CYLINDRYCZNEGO NA INTENSYFIKACJĘ PROCESU KONSOLIDACJI WSTĘGI WŁÓKNISTEJ

Przeprowadzono analizę wpływu ciśnienia filtracji i prędkości obwodowej cylindra na wydajność sit cylindrycznych współprądowych z wanną konwencjonalną. Opracowano zależności matematyczne określające przebieg zmian ciśnienia hydrostatycznego oraz wartość granicznej prędkości sita. W oparciu o badania wykonane w skali półtechnicznej, na modelu sita o średnicy cylindra 1,25 m i szerokości roboczej 0,4 m, przedstawiono graficznie zależności wskaźnika wydajności wyrażonego w $\text{kg/m}^2\text{h}$ i gramatury wstęgi od prędkości cylindra.

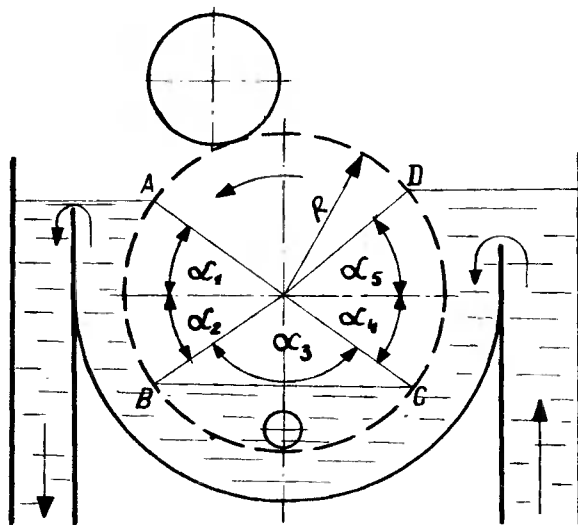
1. WSTĘP

Wytwarzanie wstęgi włóknistej tworzyw papierniczych opiera się na procesie rozdziału faz drogą filtracji. Materiał wyjściowy stanowi wodna zawiesina włókien masy celulozowej oraz cząstek wypełniaczy i barwników. Proces ten odbywa się w maszynach papierniczych z sitami płaskimi i cylindrycznymi. W wyniku filtracji zachodzącej na sitach maszyn papierniczych woda jest odprowadzana z zawiesiny, a zatrzymane cząstki stałe tworzą warstwę włóknistą. Wskutek ruchu sita formowanie warstwy włóknistej przebiega w sposób ciągły. Warstwa włókien utworzona na powierzchni sita jest zarazem właściwą warstwą filtracyjną, rozdzielającą fazy zawiesiny.

Maszyny papiernicze z sitami cylindrycznymi stosuje się do wytwarzania wielowarstwowych papierów i kartonów, papierów banknotowych dokumentowych oraz tektur. Sita cylindryczne są zbliżone budową i działaniem do filtrów bębnowych.

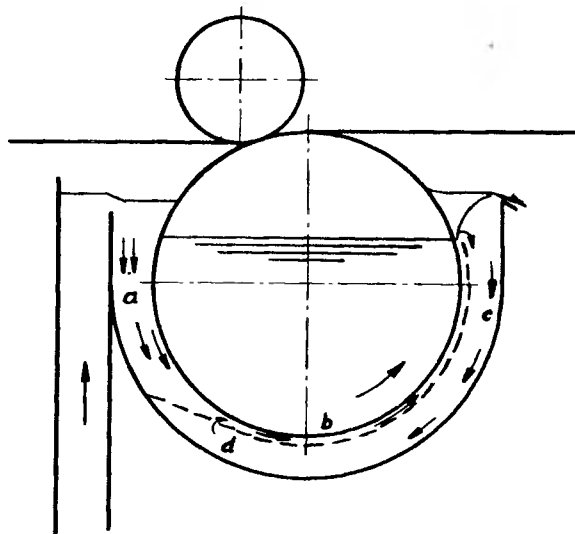


Rys.1. Schemat sita cylindrycznego współprądowego z wanną konwencjonalną



Rys. 2. Schemat sita cylindrycznego przeciwnoobrotowego z wanną konwencjonalną

sitowy ma wał, na którym jest zamocowany szkielet nośny obciążony na obwodzie sitem roboczym. Powierzchnie czołowe cylindra są otwarte. Odpływa przez nie woda przefiltrowana do wnętrza cylindra.



Rys. 3. Kierunki przepływu zawiesziny w wannie sita współobrotowego

- a) strumień burzliwy wpływający zawiesziny
- b) warstwa przyścienna
- c) strumień powrotny
- d) obszar zawirowań zagęszczonej zawiesziny

Na rys. 1 i 2 przedstawiono schematycznie sita współobrotowe i przeciwnoobrotowe z wannami konwencjonalnymi [1]. Podział sit cylindrycznych na współobrotowe i przeciwnoobrotowe został oparty na sposobie doprowadzania zawiesziny włóknistej do strefy formowania. W sitach współobrotowych kierunek doprowadzania zawiesziny jest zgodny z kierunkiem ruchu powierzchni cylindra sitowego. W sitach przeciwnoobrotowych zawieszina wpływa do strefy formowania przeciwnie do ruchu powierzchni cylindra.

Wirujący w wannie cylinder ma wał, na którym jest zamocowany szkielet nośny obciążony na obwodzie sitem roboczym. Powierzchnie czołowe cylindra są otwarte. Odpływa przez nie woda przefiltrowana do wnętrza cylindra. Na powierzchni sита zanurzonej w zawieszynie formuje się warstwa włóknista, która jest zdejmowana z cylindra przez filc odbierający. Filc odbierający, dociskany do cylindra sitowego walcem wyżymakowym, jest zazwyczaj również elementem napędzającym cylinder. Woda przefiltrowana przez warstwę filtracyjną zbiera się wewnątrz cylindra, skąd jest odprowadzana przez króćce zamontowane w bocznych ścianach wanny. Przed przepływem filtratu do wnętrza wanny zabezpieczenia uszczelnienia zainstalowane między ścianą wanny a cylindrem.

Zawieszina włóknista przepływająca w wannie sita cylindrycznego wytwarza zawirowania

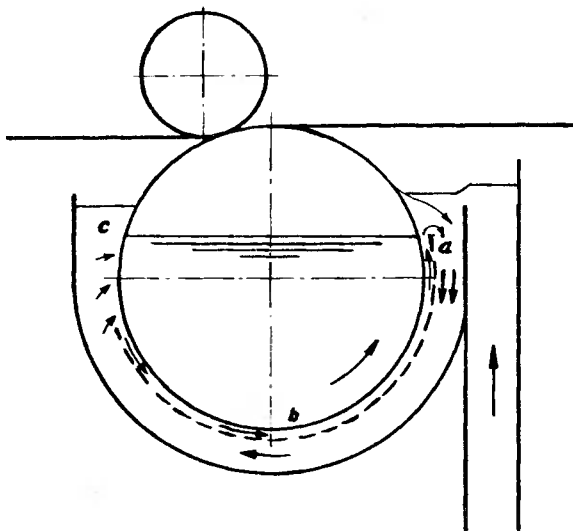
i przepływy cyrkulacyjne charakterystyczne dla przedstawionych wyżej rodzajów sit [1, 2, 3, 5]. Zarówno w sicie współprądowym, jak i przeciwprądowym w pobliżu powierzchni wirującego cylindra tworzy się z cieczy warstwa przyścienna poruszająca się zgodnie z kierunkiem ruchu cylindra. Grubość jej wynosi 1–3 cm. Kierunki przepływów zawiesiny w wannach sit pokazano na rys. 3 i 4. Sito współprądowe najczęściej pracuje z przelewem; wtedy część dopływającej do wanny zawiesiny jest odprowadzana po przeciwnej do wlewu stronie sita. Przeciwdziała to nadmiernemu zagęszczaniu się zawiesiny w wannie. Stężenie zawiesiny odpływającej z wanny jest 1,5 do 2,5 razy większe niż we wlewie sita [1].

Sita przeciwprądowe mogą pracować bez przelewu, ponieważ zjawisko zagęszczania się zawiesiny w ich wannach jest mniej intensywne niż dla sit współprądowych. Zawirowania i cyrkulacyjne przepływy połączone ze wzrostem stężenia zawiesiny wpływają ujemnie na proces formowania i jakość wytwarzanej wstęgi włóknistej.

2. WPŁYW CIŚNIENIA FILTRACJI I PRĘDKOŚCI OBWODOWEJ CYLINDRA NA WYDAJNOŚĆ SITA

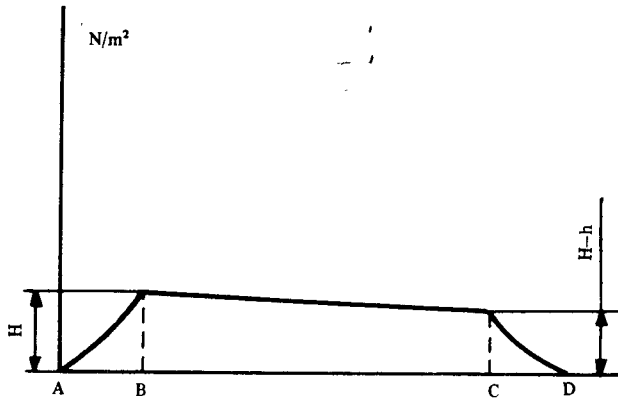
Ciśnienie filtracji, uwarunkowujące proces formowania wstęgi włóknistej, jest wytwarzane w sitach cylindrycznych różnicą poziomów zawiesiny w wannie i wody odciekowej zebranej wewnątrz cylindra. Wartość jego ulega zmianom wzdłuż strefy formowania. Przebieg tych zmian przedstawiono na wykresach zamieszczonych na rys. 5 i 6 [5].

Na osi poziomej wykresów przedstawiono długość strefy formowania. Zaznaczone na niej punkty A, B, C, D, odpowiadają punktom oznaczonym tymi samymi symbolami na rys. 1 i 2. Punkty te dzielą strefę formowania AD na odcinki AB, BC i CD. Różnica ciśnień hydrostatycznych w punktach B i C jest spowodowana różnymi wysokościami słupów zawiesiny w wannie od strony wlewu i przelewu. Poziom zawiesiny po stronie wlewowej jest wyższy niż po stronie przelewu. Korzystając z oznaczeń wielkości geometrycznych podanych na rys. 1 i 2 można określić wartości zmiennego ciśnienia hydrostatycznego dla poszczególnych odcinków strefy formowania [5].

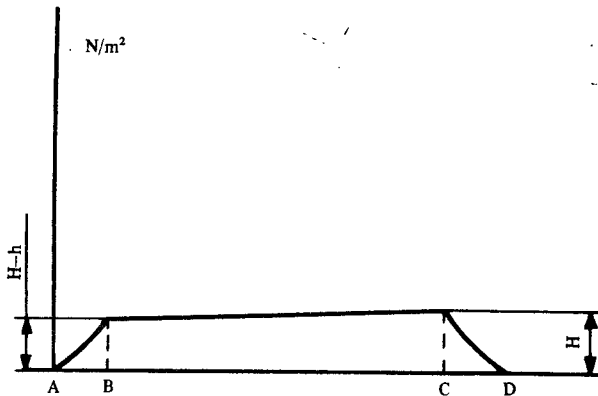


Rys. 4. Kierunki przepływu zawiesiny w wannie sita przeciwprądowego

- a) strumień burzliwy wpływający zawiesiny
- b) warstwa przyścienna
- c) obszar zawirowań zagęszczonej zawiesiny



Rys. 5. Zmiana hydrostatycznego ciśnienia formowania na sicie współprądowym



Rys. 6. Zmiana hydrostatycznego ciśnienia formowania na sicie przeciwpładowym

Dla sita współprądowego (rys. 1) wartość hydrostatycznego ciśnienia filtracji na odcinku AB strefy formowania jest równa [5]

$$\Delta p_1 = \rho \cdot g \cdot R \cdot [\sin \alpha_1 - \sin (\alpha_1 - \alpha)] \quad (1)$$

gdzie:

- ρ – masa właściwa wody,
- g – przyspieszenie ziemskie.

Na odcinku BC zmiana ciśnienia ma charakter liniowy.

Wartość ciśnienia zmienia się od H_1 w punkcie B do H_2 w punkcie C (rys. 1). W literaturze zajmującej się sitami cylindrycznymi przyjmowane jest w celu uproszczenia zagadnienia, że ciśnienie filtracji na tym odcinku ma wartość stałą. Różnica poziomów

zawieszony po obu stronach cylindra sitowego wynosi 0,02–0,07 m. Dla sita o średnicy cylindra 1,25 m stanowi więc ona około 20% maksymalnej różnicy poziomów zawieszony i wody odciekowej [1, 2, 3]. Przyjęcie założenia, że ciśnienie filtracji jest na odcinku BC stałe, prowadzi do powstania znacznych różnic między rzeczywistym i założonym przebiegiem zmian ciśnienia.

Wartość ciśnienia w dolnym punkcie odcinka BC określono zależnością [5]

$$\Delta P_1 = \rho \cdot g \cdot R \left[\frac{\alpha - \alpha_1 - \alpha_2}{\alpha_3} (\sin \alpha_5 - \sin \alpha_1) + \sin \alpha_1 - \sin \alpha_2 \right], \quad (2)$$

gdzie:

$$0 \leq \alpha \leq \alpha_3.$$

Na odcinku CD strefy formowania ciśnienie hydrostatyczne filtracji zmienia się według zależności [1]

$$\Delta P_1 = \rho \cdot g \cdot R [\sin \alpha_5 + \sin (\alpha_4 - \alpha)] \quad (3)$$

gdzie:

$$0 \leq \alpha \leq \alpha_4 + \alpha_5.$$

W sposób podobny do opisanego wyżej zmienia się ciśnienie dla sit cylindrycznych przeciwpływowych (rys. 2). Przebieg zmian ciśnienia dla tego typu sita został przedstawiony na rys. 6. Uwzględniając we wzorach (1)–(3) oznaczenia wielkości geometrycznych według rys. 2 otrzymano zależności określające wartość ciśnienia hydrostatycznego dla poszczególnych odcinków strefy formowania sita przeciwpływowego z wanną konwencjonalną. Postać wzorów nie ulega zmianie.

Ciśnienie filtracji można zwiększyć wytwarzając podciśnienie wewnątrz cylindra sitowego, w przestrzeni nad wodą odciekową. Podciśnienie to wytwarza się wentylatorem, którego króciec ssawny jest podłączony do otworu w bocznej ścianie wanny. Podciśnienie o wartości 0,08 m słupa wody umożliwia zwiększenie wydajności sita o 19% [2]. Obliczając teoretycznie masę zatrzymanych na sicie włókien przyjmuje się, że jest ona proporcjonalna do ilości przefiltrowanej wody. Założenie to jest słuszne jedynie w początkowym okresie formowania. W miarę narastania grubości warstwy włókien wzrasta jej opór filtracji, powodując spadek ciśnienia na powierzchni wstęgi. Zmiany oporu filtracji są powodowane również ściśnięciem warstwy włóknistej. Pod wpływem ciśnienia filtracji następuje zmiana porowatości warstwy wywołująca wzrost oporów przepływu. Spadek ciśnienia filtracji na powierzchni warstwy powoduje zmniejszenie sił utrzymujących włókna w warstwie filtracyjnej. W wyniku oddziaływania zawieszony włóknistej wypełniającej wannę na warstwę filtracyjną powstają siły tnące wyrwywające włókna zatrzymane na powierzchni sita. Masa zatrzymanych włókien jest więc mniejsza niż masa włókien obliczona teoretycznie w oparciu o ilość przefiltrowanej wody. Duży wpływ na wydajność procesu tworzenia się wstęgi włóknistej na sicie cylindrycznym wywierają zawirowania i cyrkulacyjne przepływy zawieszony włóknistej, zagęszczającej się w strefie formowania. Intensywność tych zjawisk zależy w dużym stopniu od kształtu wanny oraz odległości jej dna od powierzchni cylindra sitowego. Ciśnienie filtracji Δp jest sumą następujących składników [5]

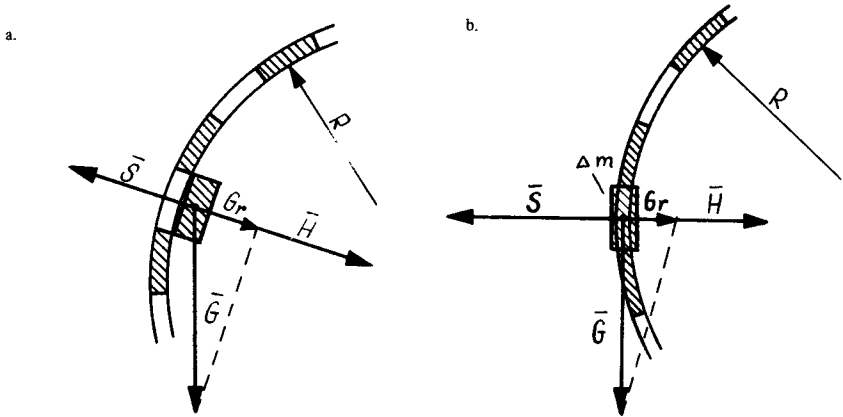
$$\Delta p = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 - \Delta p_4, \quad (4)$$

gdzie:

- Δp_1 – hydrostatyczne ciśnienie filtracji,
- Δp_2 – ciśnienie filtracji wywołane ssącym działaniem wentylatora,
- Δp_3 – ciśnienie wywołane działaniem elementów konstrukcji nośnej cylindra sitowego,
- Δp_4 – ciśnienie wywołane siłą odśrodkową powstającą wskutek ruchu obrotowego cylindra.

Wartości ciśnień Δp_3 i Δp_4 są małe w porównaniu z ciśnieniami Δp_1 i Δp_2 . Mimo to ciśnienie Δp_4 wywołane siłą odśrodkową ma znaczny wpływ na pracę sita. Wartość jego określa w danych warunkach graniczną, roboczą prędkość cylindra sitowego [1, 4, 5].

Na rys. 7 przedstawiono układ sił działających na cząstkę wody unoszoną przez wewnętrzną powierzchnię sita, po wynurzeniu się jej z zawiesziny [6]. Rozpatrywane sito pracuje bez wentylatora.



Rys. 7. Układ sił działających na cząstkę Δm wody przylegającej do wewnętrznej powierzchni cylindra, a) położenie cząstki wody przy spełnionym $S < G_r + H$; b) położenie cząstki wody przy $S > G_r + H$

Na cząstkę wody o masie Δm działa siła odśrodkowa S , siła przyczepności cząstki do sita H oraz siła ciężkości G . Symbolem G_r oznaczono składową siły G na kierunku działania sił S i H . W oparciu o warunki równowagi cząstki wody można określić graniczną prędkość cylindra sitowego. Wartość jej wyrażono wzorem [3]:

$$v \leq \sqrt{\frac{(G_r + H) \cdot R}{\Delta m}}, \quad (5)$$

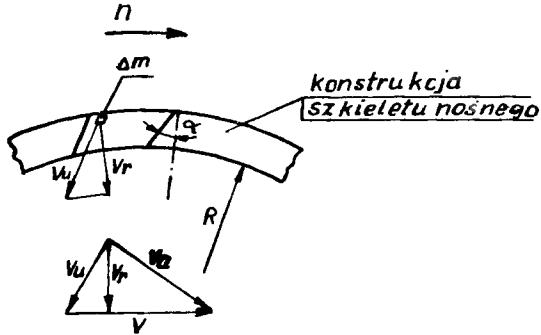
gdzie:

R – promień cylindra sitowego.

Przy przekroczeniu prędkości granicznej cząstki wody przylegające do wewnętrznej powierzchni cylindra zaczynają przepływać na zewnątrz sita. Tworzą one pod powierzchnią

chnię warstwy włóknistej warstwą wody, która nawilża warstwę zmniejszając jej własności wytrzymałościowe. Konieczność usunięcia dodatkowych ilości wody z warstwy włóknistej przy jednoczesnym zmniejszeniu się własności wytrzymałościowych wymaga przedłużenia czasu prasowania, a więc zmniejszenia prędkości sita.

Podwyższenie granicznej prędkości sita można uzyskać przez zmniejszenie wartości siły odśrodkowej lub zwiększenie sił jej przeciwdziałających. Zmniejszenie wartości siły odśrodkowej osiąga się zwiększając promień cylindra sitowego a więc i koszty jego wytworzenia. Zwiększenia granicznej prędkości sita, przy zachowaniu stałej średnicy cylindra, można dokonać wytwarzając podciśnienie



Rys. 8. Składowe wektora prędkości cząstki Δm wody; V – prędkość obwodowa cylindra; V_a – prędkość bezwzględna cząstki; V_u – składowa prędkości V_a na kierunek pochylonego pręta; V_r – składowa V_a na kierunek promienia

wewnątrz cylindra sitowego lub stosując wzdłużne pręty szkieletu cylindra odchyłone od kierunku promieniowego. Na rys. 8 przedstawiono schematycznie element konstrukcji cylindra z odchyłonymi prętami wzdłużnymi, ukazany w przekroju prostokątnym do osi cylindra. Pręty wzdłużne dzielą obwód cylindra na komórki.

Cząstka wody o masie Δm znajdująca się wewnątrz komórki ma prędkość, której składową w kierunku promienia określa wzór [3]

$$V_r = V \sin \alpha \cdot \cos \alpha = \frac{1}{2} V \sin 2\alpha . \tag{6}$$

Wartość składowej V_r zależy więc od prędkości cylindra sitowego i kąta nachylenia ścianek komórki względem promienia cylindra. Różniczkując składową V_r względem czasu t otrzymujemy przyspieszenie cząstki wody skierowane wzdłuż promienia do wnętrza cylindra sitowego. Mnożąc wartość tego przyspieszenia przez masę Δm cząstki otrzymano wartość dośrodkowej siły P_r , która przeciwdziała odśrodkowej sile S . Wartość siły P_r jest wyrażona wzorem

$$P_r = \Delta m \cdot \frac{dv_r}{dt} . \tag{7}$$

Dla kąta $\alpha = 0$ wartość $P_r = 0$.

W celu określenia wpływu prędkości obwodowej cylindra i ciśnienia filtracji na wydajność sita, przeprowadzono badania pracy sit cylindrycznych z wanną konwencjonalną [1, 2, 3]. Badania zostały przeprowadzone na specjalnie zbudowanym w tym celu modelu sita cylindrycznego. Model ten miał średnicę cylindra równą 1,25 m oraz szerokość roboczą 0,4 m. Zastosowanie do badań modelu wykonanego w skali technicznej było podyktowane trudnością przeliczania wyników procesu filtracji otrzymanych z badań prowadzonych w skali laboratoryjnej – na warunki techniczne. Wielopara-

metrowość procesu filtracji praktycznie uniemożliwia dokładne przeliczenia. Badania były wykonywane przy optymalnym – ze względu na wydajność – kształcie wanny sita, który został ustalony doświadczalnie.

Budowę modelu sita zastosowanego w przeprowadzonych badaniach [1, 2, 5] przedstawiono na rys. 9. Cylinder sitowy 1 wykonano z perforowanej blachy ze stali kwasoodpornej. Średnica otworów wywierconych w blasze wynosi 6 mm. Na obwodzie cylindra nawinięto spiralę z drutu, na którą zostały naciągnięte dwa sita: podkładowe i robocze. Cylinder sitowy jest zamknięty z jednej strony ścianką 2 z blachy stalowej kwasoodpornej, a z drugiej ma przymocowany czołowy pierścień uszczelniający 3. Gumowa, wypełniona sprężonym powietrzem dętka 4 dociska do pierścienia czołową uszczelkę 5 osadzoną w bocznej ścianie 6 wanny.

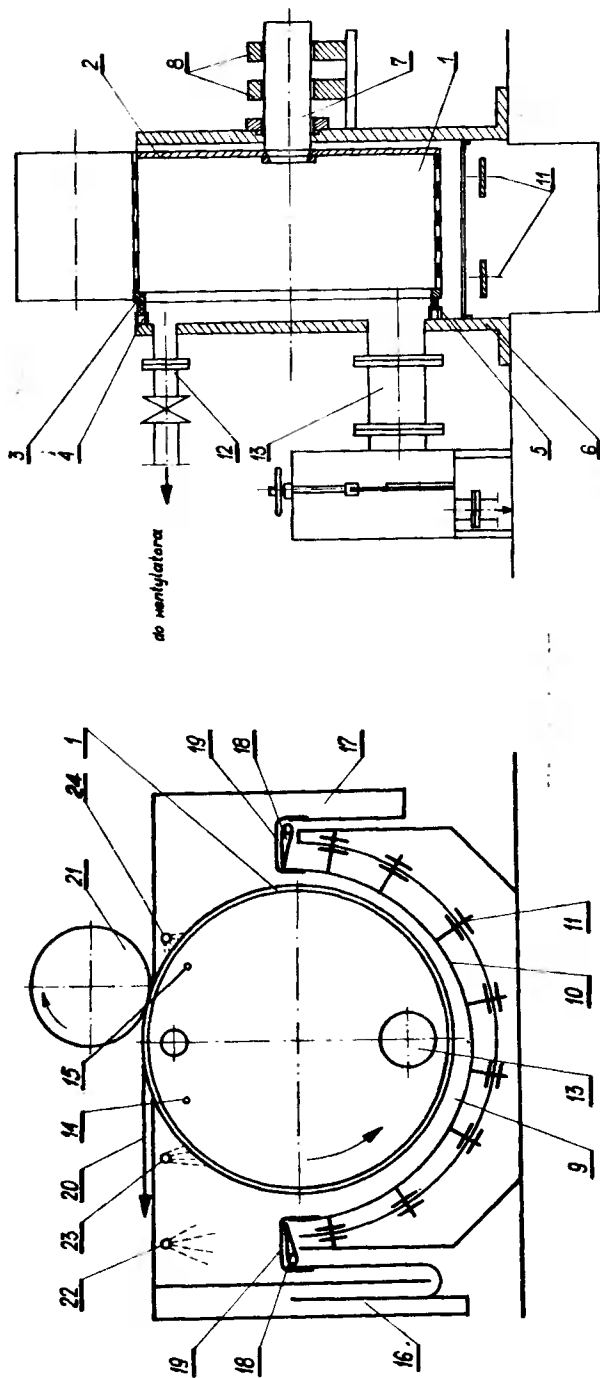
W ścianie zamykającej cylinder zamocowano piastę, w której jest osadzony wał 7 cylindra sitowego. Wał ten ułożyskowano wspornikowo w dwóch baryłkowych łożyskach tocznych 8. Wanna 9 ma przesuwne dno 10. Można je ustawiać w żądanym położeniu mechanizmami śrubowymi 11. W bocznej ścianie 6 wanny są wykonane wzierniki umożliwiające obserwację przepływu zawiesiny włóknistej w przestrzeni między powierzchnią cylindra sitowego a dnem wanny. W tej samej ścianie znajduje się króciec 12 do podłączenia rurociągu ssawnego wentylatora wytwarzającego podciśnienie wewnątrz cylindra sitowego, oraz króciec 13 odprowadzający przefiltrowaną wodę. Wykonane są w niej również otwory 14 i 15 do instalowania sond do pomiaru podciśnienia wewnątrz cylindra. Skrzynia wlewowa 16 i przelewowa 17 są połączone z wanną złączami kołnierzowymi. Poziom zawieszony w wannie jest regulowany nastawnymi progami 18, zainstalowanymi po obu stronach wanny i uszczelnionymi gumowymi fartuchami 19. Wstęga włóknista uformowana na powierzchni cylindra sitowego jest odbierana przez filc odbierający 20. Filc ten jest dociskany do powierzchni cylindra walcem wyżymakowym 21.

Do rozbijania piany we wlewie, obcinania brzegów wstęgi i mycia sita zainstalowano natryski 22, 23 i 24. Cylinder sitowy jest napędzany przez filc odbierający, który przenosi napęd od dolnego walca współpracującej z sitem prasy odwadniającej. Wałek prasy otrzymuje napęd od silnika elektrycznego prądu stałego o bezstopniowo regulowanej liczbie obrotów. Regulacja obrotów odbywa się przy pomocy układu Ward-Leonarda.

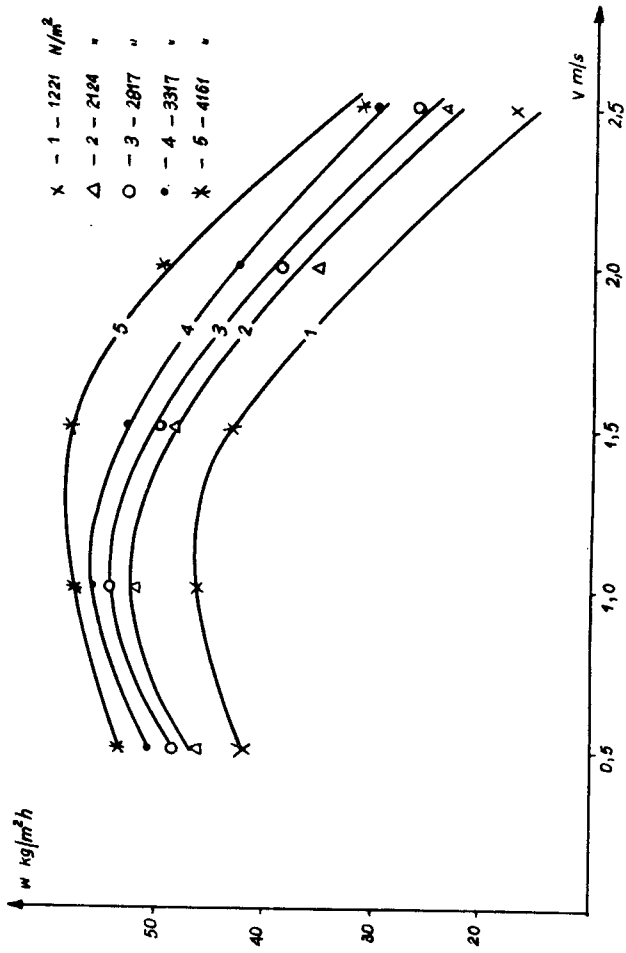
Pracę sit cylindrycznych z wannami konwencjonalnymi badano w zakresie prędkości roboczych 0,5–2,5 m/s, przy ciśnieniach filtracji od 1120 do $4200 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$ [1, 2, 3].

Pracę badanych sit scharakteryzowano wskaźnikiem wydajności, który określa masę części stałych zatrzymanych na powierzchni 1 m^2 cylindra sitowego w czasie 1 godziny. Jako kryterium oceny sit używano również gramatury formowanej wstęgi. Gramaturę, tj. masę 1 m^2 warstwy włóknistej uformowanej na powierzchni sita, określono w odniesieniu do masy włókien suchych.

Wpływ prędkości roboczej na wydajność dla sita współprądowego przedstawiono graficznie na rys. 10. Linie przebiegu zależności wskaźnika wydajności od prędkości roboczej zostały wykreślone dla różnych wartości ciśnienia filtracji, którego średnie



Rys. 9. Schemat budowy modelu sita



Rys. 10. Zależność wskaźnika wydajności od prędkości przy różnych ciśnieniach filtracji dla sita współprądowego z wanną konwencjonalną

wartości podano dla każdej z linii. Średnią wartość ciśnienia filtracji określono ze wzoru [1]

$$\Delta p_{\text{sr}} = \frac{\int_0^{\alpha_0} \{ \Delta p_{\text{pc}} + \rho \cdot g \cdot R [f(\alpha)] \} d\alpha}{\alpha_0}, \quad (8)$$

gdzie:

Δp_{sr} – średnia wartość ciśnienia filtracji,

Δp_{pc} – ciśnienie filtracji o wartości stałej wzdłuż strefy formowania;

$$\alpha_0 = \alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4 + \alpha_5 \quad - \text{rys. 1 i 2}$$

$$f(\alpha) = (\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3) \sin \alpha_1 + (\alpha_2 + \alpha_5) \sin \alpha_5 + \alpha_3 \cdot \sin \alpha_2 + \cos \alpha_1 - 2 \cos \alpha_2 - \cos \alpha_5 + \\ + \frac{\sin \alpha_5 - \sin \alpha_1}{\alpha_3} / \frac{\alpha_3^2}{2} - \alpha_1 \cdot \alpha_3 - \alpha_2 \cdot \alpha_3 /.$$

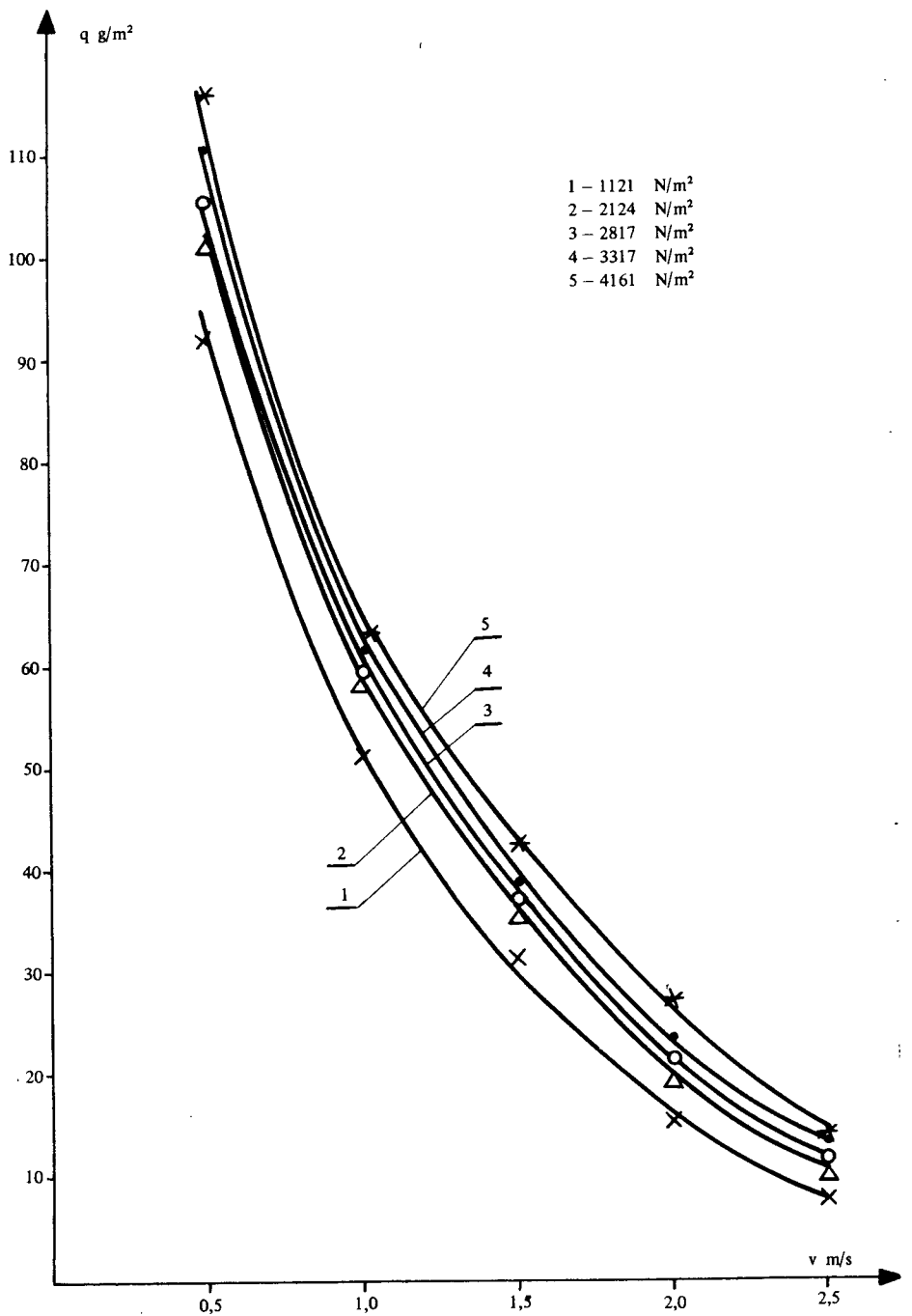
Charakter przebiegu wskaźnika wydajności od prędkości jest w przybliżeniu jednakowy dla wszystkich wartości ciśnienia. Prędkość, przy której osiągano maksymalną wartość wskaźnika wydajności, wzrasta przy zwiększeniu ciśnienia filtracji.

Świadczy o tym przebieg linii na wykresie rys. 10. Dla większych wartości ciśnienia filtracji punkty maksymalnych wartości wskaźnika wydajności są przesunięte w stronę wzrastających prędkości [5]. Wskaźniki wydajności w przebadanym zakresie ciśnienia filtracji osiągają maksymalne wartości przy prędkościach 1–1,5 m/s. Przy prędkościach większych występuje zmniejszanie się wartości wskaźników wydajności. Zjawisko to należy tłumaczyć wzrostem sił tnących działających na warstwę włóknistą. Wartość ich zwiększa się wraz ze wzrostem prędkości, wskutek intensyfikacji zawirowań zagęszczony zawiesziny włóknistej w wannie. Zwiększanie prędkości obwodowej cylindra sitowego powoduje również wzrost siły odśrodkowej przeciwdziałającej ciśnieniu filtracji.

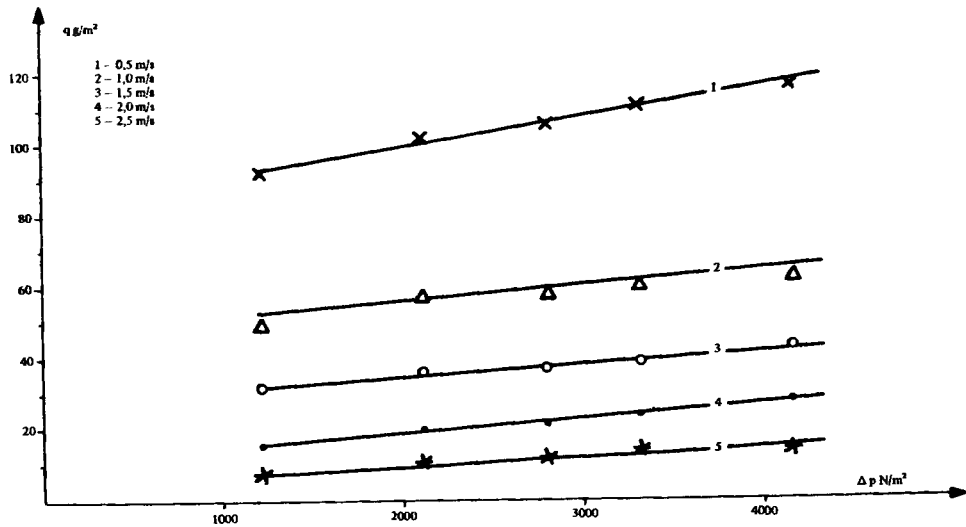
Wykres zamieszczony na rys. 11 przedstawia zależność gramatury formowanej wstęgi od prędkości obwodowej cylindra dla sita współprądowego [1, 2]. Linie obrazujące przebieg tej zależności wykreślono dla różnych wartości ciśnienia filtracji. Gramatura wstęgi maleje ze wzrostem prędkości w całym przebadanym zakresie prędkości i ciśnienia. Największą wartość gramatury otrzymano przy najmniejszych prędkościach roboczych sita.

Zależność gramatury od ciśnienia filtracji dla sita współprądowego przedstawiono na wykresie na rys. 12 [1, 5]. Linie zależności na wykresie zostały poprowadzone dla różnych prędkości obwodowych cylindra sitowego. Wzrost ciśnienia filtracji powoduje zwiększanie się wartości gramatury formowanej warstwy włóknistej. Przebieg zależności jest prostoliniowy. Wyniki badań przeprowadzonych dla sita cylindrycznego przeciwprądowego z wanną konwencjonalną wykazały, że przebieg zależności wskaźnika wydajności i gramatury od prędkości cylindra i ciśnienia formowania są zbliżone do opisanych wyżej dla sita współprądowego.

Obserwując przepływ zawiesziny włóknistej w wannach badanych sit stwierdzono, że oprócz zawirowań charakterystycznych dla opływu wirującego w cieczy cylindra występują w strefie formowania dodatkowe przepływy połączone z zagęszczeniem się



Rys. 11. Zależność gramatury od ciśnienia filtracji przy różnych prędkościach dla sita współprądowego z wanną konwencjonalną



Rys. 12. Zależność gramatury od ciśnienia filtracji przy różnych prędkościach dla sita współprądowego z wanną konwencjonalną

zawiesiny. Kierunki przepływów opisano we wprowadzeniu do niniejszego opracowania. Intensywność tych zjawisk zależy w dużym stopniu od kształtu dna wanny i jego odległości od powierzchni cylindra oraz prędkości roboczej sita. W strefie powierzchni sita objętej intensywnymi zawirowaniami zagęszczonej zawiesiny występuje obniżenie wydajności procesu formowania. Spowodowane jest ono zarówno wzrostem oporów filtracji, jak i oddziaływaniem zawirowań.

3. WNIOSKI

a) Czynnikiem wywierającym decydujący wpływ na intensywność procesu tworzenia wstęgi włóknistej na sicie cylindrycznym są ciśnienie filtracji i prędkość obwodowa cylindra. Przez odpowiedni ich dobór można w znacznym stopniu zwiększyć wydajność sita cylindrycznego.

b) Sita z wannami konwencjonalnymi osiągają największą wydajność w zakresie prędkości obwodowej cylindra 1–1,5 m/s. Większym prędkościom roboczym cylindra winno odpowiadać wyższe ciśnienie filtracji. Stosując duże ciśnienie filtracji przy małych prędkościach roboczych sita można spowodować zakłócenia w odbiorze wstęgi włóknistej przez filc odbierający. Duże wartości ciśnienia filtracji powodują wzrost sił przyczepności wstęgi do powierzchni sita. Siłom tym przeciwdziałają siła odśrodkowa, której wartość zależy od prędkości obwodowej cylindra. Wzrost siły odśrodkowej i wywołane nim zjawiska ułatwiają przyleganie wstęgi do filcu odbierającego. Wydajność sita cylindrycznego można zwiększyć stosując wzdłużne pręty szkieletu nośnego cylindra, pochylone względem kierunku promienia. Ułatwia to odprowadzanie ze strefy formowania wody przylegającej do wewnętrznej powierzchni sita.

c) Optymalizacja kształtu wanny ma ograniczony wpływ na intensywność procesu formowania. Wymaga ona dostosowywania kształtu wanny do zmiennych w procesie produkcyjnym parametrów technologicznych zawiesiny włóknistej. Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że zawierania zagęszczonej zawiesiny występują również przy optymalnym kształcie wanny. Intensywność ich jest jednak mniejsza, a obszar występowania przesunięty w stronę przelewu.

Literatura

1. Kikiewicz Z., Szymański M., Klepaczka A.: Badania sita okrągłego współprądowego. I.P. i M.P. PŁ. Łódź 1971, praca niepublikowana.
2. Kikiewicz Z., Szymański M., Klepaczka A.: Badania sita okrągłego przeciwprądowego. I.P. i M.P. Łódź 1971, praca niepublikowana.
3. Kikiewicz Z., Szymański M.: Kierunki rozwoju konstrukcji sit cylindrycznych. Przegląd Papierniczy 1972. Nr 3/338.
4. Müller-Rid W.' Randsiebentwicklungen. Ein Überblick über eine mehrjährige Entwicklung. Voith Forschung und Konstruktion. Heft 16 Heidenheim. Mai 1967.
5. Szymański M.: Analiza intensyfikacji procesu formowania wstęgi włóknistej na sicie cylindrycznym. Instytut Papiernictwa i Maszyn Papierniczych Politechniki Łódzkiej. Łódź 1973.
6. Tolskij G.A.: Teoreticzeskije osnovy processa otliva kartona na mnogocylindrowoj maszynie. Wyd. Lesotechniczeskoj Akademii im. Kirowa, Leningrad 1970.

ANALYSE OF THE INFLUENCE OF FILTERING PRESSURE AND CYLINDRICAL SIEVE OPERATING SPEEDS ON THE INTENSIFICATION OF FIBRONS BAND CONSOLIDATION PROCESS

Summary

An analyse has been carried out of the influence of filtering pressure and cylinder peripheral speed on the working capacity of paralld and counter-current cylindrical sieves with a conventional tank. Mathematical dependences for hydrostatic pressure changes and sieve speed boundary value have been worked out.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ДАВЛЕНИЯ ФИЛЬТРАЦИЙ И СКОРОСТИ СЕТОЧНОГО ЦИЛИНДРА НА ИНТЕНСИФИКАЦИЮ ПРОЦЕССА КОНСОЛИДАЦИИ ВОЛОКНИСТОГО ПОЛОТНА

Р е з ю м е

Проведены анализ и исследования в политехническом масштабе влияния давления фильтраций и скорости цилиндра на производительность прямоточных и противоточных сеточных цилиндров с конвенциональными ваннами. Выработаны математические зависимости определяющие стоимость гидростатического давления в длину дуги формования.

Edward Walicki

PRZEPIY W CIECZY LEPKIEJ MIĘDZY DRGAJĄCYMI SKRĘTNIE POWIERZCHNIAMI STOŻKOWYMI

W pracy rozważono laminarny przepływ cieczy lepkiej w szczelinie między równoległymi powierzchniami stożkowymi, z których górna jest nieruchoma, a dolna wykonuje drgania skrętne wokół wspólnej osi obu powierzchni.

Do rozważań użyto zlinearyzowanych równań ruchu cieczy lepkiej dla osiowej symetrii w odpowiednio obranym prostokątnym układzie współrzędnych x, ϑ, y związanym z dolną powierzchnią stożkową.

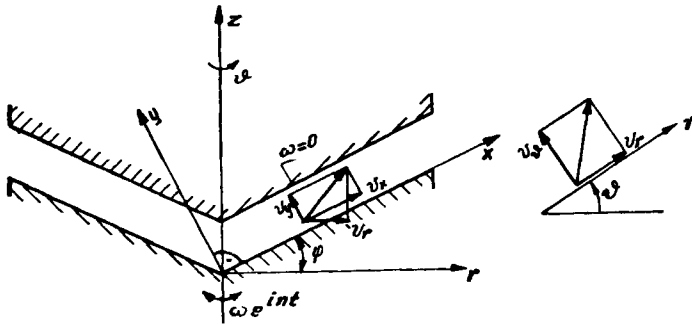
W wyniku otrzymano wzory określające składowe prędkości V_x, V_ϑ, V_y oraz ciśnienie p .

1. WSTĘP

Laminarny ustalony przepływ cieczy lepkiej w szczelinie między wirującymi tarczami, stożkami oraz powierzchniami obrotowymi od dawna zwracał uwagę ze względu na możliwości szerokich zastosowań praktycznych zarówno w badaniach przepływowych maszyn wirnikowych, jak i w teorii ślizgowych łożysk wzdłużnych; w pracach [6, 7] podano bardziej dokładne omówienie literatury dotyczącej tego rodzaju ustalonych przepływów.

Przepływy ustalone cieczy lepkiej w szczelinie między powierzchniami stożkowymi badane były w pracach [3–6], natomiast w pracy [1] zbadano ustalony przepływ gazu między powierzchniami stożkowymi.

Celem niniejszej pracy jest zbadanie nieustalonego przepływu cieczy lepkiej w szczelinie o stałej grubości między równoległymi powierzchniami stożkowymi, z których górna jest nieruchoma (rys. 1), a dolna wykonuje drgania skrętne dookoła wspólnej osi obu powierzchni.



Rys. 1.

Tworzące obu powierzchni stożkowych tworzą kąt φ z płaszczyzną prostopadłą do wspólnej osi (kąt φ nie powinien być zbyt bliski kąta prostego).

2. RÓWNANIA RUCHU

Przepływ cieczy wywołany ruchem drgającym dolnej powierzchni stożkowej charakteryzuje się osiową symetrią. Obierzmy prostokątny układ współrzędnych x, ϑ, y (rys. 1) związany z tworzącymi dolnej powierzchni stożkowej. Przyjęt y układ współrzędnych jest związany z cylindrycznym układem współrzędnych r, ϑ, z zależnościami:

$$\begin{aligned} r &= x \cos\varphi - y \sin\varphi, \\ \vartheta &= \vartheta, \\ z &= x \sin\varphi + y \cos\varphi. \end{aligned} \quad (1)$$

Również składowe prędkości w obu układach współrzędnych spełniają podobne zależności:

$$\begin{aligned} V_r &= V_x \cos\varphi - V_y \sin\varphi, \\ V_\vartheta &= V_\vartheta, \\ V_z &= V_x \sin\varphi + V_y \cos\varphi. \end{aligned} \quad (2)$$

Wprowadzając powyższe zależności do równań ruchu nieustalonego cieczy lepkiej, danych w układzie współrzędnych cylindrycznych [2], otrzymamy równanie ciągłości:

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{V_x \cos\varphi - V_y \sin\varphi}{x \cos\varphi - y \sin\varphi} = 0 \quad (3)$$

oraz równania Naviera i Stokesa:

$$\begin{aligned} &\frac{\partial V_x}{\partial x} + V_x \frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_x}{\partial y} - \frac{V_\vartheta^2 \cos\varphi}{x \cos\varphi - y \sin\varphi} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \\ &+ V \left[\frac{\partial^2 V_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} + \frac{1}{x \cos\varphi - y \sin\varphi} \left(\frac{\partial V_x}{\partial x} \cos\varphi - \frac{\partial V_x}{\partial y} \sin\varphi \right) - \right. \\ &\quad \left. - \frac{V_x \cos\varphi - V_y \sin\varphi}{(x \cos\varphi - y \sin\varphi)^2} \cos\varphi \right], \\ &\frac{\partial V_\vartheta}{\partial t} + V_x \frac{\partial V_\vartheta}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_\vartheta}{\partial y} + \frac{V_\vartheta (V_x \cos\varphi - V_y \sin\varphi)}{x \cos\varphi - y \sin\varphi} = \nu \left[\frac{\partial^2 V_\vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_\vartheta}{\partial y^2} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{x \cos\varphi - y \sin\varphi} \left(\frac{\partial V_\vartheta}{\partial x} \cos\varphi - \frac{\partial V_\vartheta}{\partial y} \sin\varphi \right) - \frac{V_\vartheta}{(x \cos\varphi - y \sin\varphi)^2} \right], \quad (4) \\ &\frac{\partial V_y}{\partial t} + V_x \frac{\partial V_y}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{V_\vartheta^2 \sin\varphi}{x \cos\varphi - y \sin\varphi} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \end{aligned}$$

$$+ \nu \left[\frac{\partial^2 V_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2} + \frac{1}{x \cos \varphi - y \sin \varphi} \left(\frac{\partial V_y}{\partial x} \cos \varphi - \frac{\partial V_y}{\partial y} \sin \varphi \right) + \frac{V_x \cos \varphi - V_y \sin \varphi}{(x \cos \varphi - y \sin \varphi)^2} \sin \varphi \right].$$

Powyższe równania można znacznie uprościć przyjmując założenie, że grubość szczeliny jest bardzo mała w stosunku do jej długości:

$$H \ll 1; \quad (5)$$

pociąga to za sobą zależność:

$$r \approx x \cos \varphi. \quad (6)$$

Dokonując oszacowania wielkości poszczególnych składników, podobnie jak to uczyniono w pracy [4], otrzymamy zlinearyzowany układ równań ruchu:

$$\frac{\partial}{\partial x} (x V_x) + \frac{\partial}{\partial y} (x V_y) = 0, \quad (7)$$

$$\frac{\partial V_x}{\partial t} - \frac{V \vartheta^2}{x} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2}, \quad (8)$$

$$\frac{\partial V \vartheta}{\partial t} = \nu \frac{\partial^2 V \vartheta}{\partial y^2}, \quad (9)$$

$$\frac{\partial V_y}{\partial t} = - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2}. \quad (10)$$

Do powyższych równań należy dołączyć warunki brzegowe, mianowicie: dla $y = 0$ dolna powierzchnia stożkowa drga z częstością równą n i prędkością kątową ω ; dla $y = h$ górna powierzchnia stożkowa pozostaje w spoczynku. Analitycznie można te warunki zapisać w postaci:

$$V_x = V_y = 0 \quad V \vartheta = x \omega \cos \varphi e^{int} \text{ dla } y = 0; \quad (11)$$

$$V_x = V \vartheta = V_y = 0 \quad \text{dla } y = h.$$

3. CAŁKI RÓWNAŃ RUCHU

Rozwiązania równań (7) ÷ (10) będziemy poszukiwać w postaci zależności funkcyjnych spełniających równanie ciągłości (7), a mianowicie:

$$V_\vartheta = x \omega \cos \varphi e^{i\tau} G(\eta), \quad (12)$$

$$V_x = \omega^2 \cos^2 \varphi \frac{\partial F(\eta, \tau)}{\partial \eta}, \quad (13)$$

$$V_y = - \frac{2h \omega^2 \cos^2 \varphi}{\eta} F(\eta, \tau), \quad (14)$$

$$\frac{p}{\rho} = 2h^2 \omega^2 \cos^2 \varphi P(\eta, \tau) + \frac{1}{2} x^2 \omega^2 \cos^2 \varphi \cdot K(\tau); \quad (15)$$

$$\eta = \frac{y}{h}; \quad \tau = nt. \quad (16)$$

Podstawiając powyższe wyrażenia do równań ruchu (8) ÷ (10) otrzymamy odpowiednio:

$$\frac{\partial^2 F}{\partial \eta \partial \tau} - (G e^{i\tau})^2 = -K(\tau) + \frac{1}{N_R} \frac{\partial^3 F}{\partial \eta^3}, \quad (17)$$

$$\frac{d^2 G}{d\eta^2} - i N_R G = 0, \quad (18)$$

$$-h \frac{\partial F}{\partial \tau} = h \frac{\partial p}{\partial \eta} - \frac{h}{N_R} \frac{\partial^2 F}{\partial \eta^2} \quad (19)$$

W równaniach (17) ÷ (19) symbolem N_R oznaczono liczbę Reynoldsa:

$$N_R = \frac{nh^2}{\nu}.$$

Warunki brzegowe przyjmują teraz postać:

$$F = \frac{\partial F}{\partial \eta} = 0, \quad G=1 \quad \text{dla } \eta = 1; \quad (20)$$

$$F = \frac{\partial F}{\partial \eta} = G = 0 \quad \text{dla } \eta = 0.$$

Rozwiązanie równania (18) można przedstawić wzorem

$$G = \lambda_1 - i\lambda_2, \quad (21)$$

gdzie:

$$\lambda_1 = \frac{\text{ch } \alpha (2 - \eta) \cdot \cos \alpha \eta - \text{cha} \eta \cdot \cos \alpha (2 - \eta)}{\Phi}, \quad (22)$$

$$\lambda_2 = \frac{\text{sh } \alpha (2 - \eta) \sin \alpha \eta - \text{sha} \eta \cdot \sin \alpha (2 - \eta)}{\Phi}$$

oraz

$$\phi = \text{ch } 2\alpha - \cos 2\alpha, \quad \alpha^2 = \frac{N_R}{2}.$$

Wzór (12) przy uwzględnieniu (21) prowadzi w zapisie rzeczywistym do zależności:

$$\frac{V\vartheta}{x \omega \cos \varphi} = \text{Re} [G(\eta) e^{i\tau}] = \lambda_1 \cos \tau + \lambda_2 \sin \tau. \quad (23)$$

Dla małych liczb Reynoldsa będzie:

$$\frac{V\vartheta}{x \omega \cos \varphi} \approx (1 - \eta) \left\{ \left[1 - \frac{N_R^2 \eta}{360} (8 + 8\eta - 12\eta^2 + 3\eta^3) \right] \cos \tau + \right. \\ \left. + \frac{N_R \eta (2 - \eta)}{6} \left(1 - \frac{4 + 6\eta - 3\eta^2}{30} \right) \sin \tau \right\}; \quad (24)$$

natomiast dla dużych liczb Reynoldsa otrzymamy:

$$\frac{V\vartheta}{x\omega\cos\varphi} \approx e^{-\alpha\tau} \cos(\tau - \alpha\eta). \quad (25)$$

Gdy $N_R = 0$ profil prędkości obwodowej w poprzek szczeliny jest prostoliniowy i określony zależnością:

$$V_v = (1 - \eta) x \omega \cos \varphi.$$

Wynik ten pokrywa się z rezultatami wcześniejszych badań przepływu ustalonego w szczelinie między wirującą i nieruchomą powierzchnią stożkową [4–6]. Profile prędkości V_ϑ dla różnych wartości liczby Reynoldsa pokazano na rys. 2. Naprężenia tarcia na powierzchniach stożkowych dla małych wartości N_R są odpowiednio równe:



Rys. 2.

$$\tau_0 = \mu \left(\frac{\partial V_\vartheta}{\partial y} \right)_{y=0} = - \frac{\mu x \omega \cos \varphi}{h} \left[\left(1 + \frac{N_R^2}{45} \right) \cos \tau - \frac{N_R}{3} \sin \tau \right],$$

na powierzchni górnej

$$\tau_h = \mu \left(\frac{\partial V_\vartheta}{\partial y} \right)_{y=h} = - \frac{\mu x \omega \cos \varphi}{h} \left[\left(1 - \frac{7N_R^2}{360} \right) \cos \tau + \frac{N_R}{6} \sin \tau \right];$$

zaś dla dużych wartości N_R będzie

$$\tau_0 = - \frac{\mu x \omega \cos \varphi}{h} \alpha (\cos \tau - \sin \tau),$$

$$\tau_h = \frac{\mu \times \omega \cos \varphi}{h} \alpha [\cos(\tau - \alpha) - \sin(\tau - \alpha) - \sin(\tau - \alpha)].$$

Wyrażenie

$$[\operatorname{Re}(Ge^{i\tau})]^2 = \frac{1}{2} (\lambda_1^2 + \lambda_2^2) + \frac{1}{2} \operatorname{Re}[(\lambda_1 - i\lambda_2)^2 e^{2i\tau}]$$

sugeruje istnienie rozwiązania równania (17) w postaci sum funkcji:

$$F(\eta, \tau) = \psi(\eta) + H(\eta) e^{2i\tau}, \quad K(\tau) = K_0 + K_1 e^{2i\tau}. \quad (26)$$

Podstawiając powyższe wyrażenia do równania (17) otrzymamy dla wyznaczenia $\psi(\eta)$ i $H(\eta)$ równania różniczkowe:

$$\Psi''' = N_R K_0 - \frac{N_R}{2} \frac{\operatorname{ch} 2\alpha(1-\eta) - \cos 2\alpha(1-\eta)}{\phi}, \quad (27)$$

$$H''' - i2 N_R H' = N_R K_1 - N_R \frac{\operatorname{sh} 2\alpha(1-i) [\operatorname{ch} 2\alpha(1+i)(1-\eta) - 1]}{\phi^2} \quad (28)$$

tutaj prim oznacza pochodną względem zmiennej η . Warunki brzegowe (2) przyjmują dla funkcji ψ oraz H postać:

$$\psi(0) = \psi'(0) = \psi(1) = \psi'(1) = 0$$

$$H(0) = H'(0) = H(1) = H'(1) = 0.$$

Rozwiązaniami równań (27) i (28) spełniającymi powyższe warunki brzegowe są wyrażenia:

$$\begin{aligned} \Psi'(\eta) = & -\frac{N_R K_0}{2} \eta(1-\eta) - \frac{N_R}{8\alpha^2 \phi} [\operatorname{ch} 2\alpha(1-\eta) + \cos 2\alpha(1-\eta)] + \\ & + \frac{N_R}{8\alpha^2 \phi} [(\operatorname{ch} 2\alpha + \cos 2\alpha)(1-\eta) + 2\eta], \end{aligned} \quad (29)$$

$$\begin{aligned} \Psi(\eta) = & -\frac{N_R K_0}{12} \eta^2(3-2\eta) + \frac{N_R}{16\alpha^3 \phi} [\operatorname{sh} 2\alpha(1-\eta) - \operatorname{sh} 2\alpha + \sin 2\alpha(1-\eta) - \\ & - \sin 2\alpha] + \frac{N_R}{16\alpha^2 \phi} \eta [(\operatorname{ch} 2\alpha + \cos 2\alpha)(2-\eta) + 2\eta], \end{aligned} \quad (30)$$

$$K_0 = \frac{3}{4\alpha^2 \phi} (\operatorname{ch} 2\alpha + \cos 2\alpha + 2) - \frac{3}{4\alpha^3 \phi} (\operatorname{sh} 2\alpha + \sin 2\alpha), \quad (31)$$

oraz

$$\begin{aligned} H'(\eta) = & \frac{K_1 + A}{2i} \left[\frac{\operatorname{sh} \sqrt{2} \beta \eta + \operatorname{sh} \sqrt{2} \beta (1-\eta)}{\operatorname{sh} \sqrt{2} \beta} - 1 \right] + \\ & + \frac{A}{2i} \left[\frac{\operatorname{sh} \sqrt{2} \beta \eta + \operatorname{ch} 2\beta \operatorname{sh} \sqrt{2} \beta (1-\eta)}{\operatorname{sh} \sqrt{2} \beta} - \operatorname{ch} 2\beta(1-\eta) \right], \end{aligned} \quad (32)$$

$$H'(\eta) = \frac{K_1 + A}{2\sqrt{2} \alpha(1+i)i} \left[\frac{\operatorname{ch} \sqrt{2} \beta \eta - 1 + \operatorname{ch} \sqrt{2} \beta - \operatorname{ch} \sqrt{2} \beta(1-\eta)}{\operatorname{sh} \sqrt{2} \beta} - \right. \\ \left. - \sqrt{2} \beta \eta \right] + \frac{A}{2\sqrt{2} \beta i} \left\{ \frac{\operatorname{ch} \sqrt{2} \beta \eta - 1 + \operatorname{ch} 2\beta [\operatorname{ch} \sqrt{2} \beta - \operatorname{ch} \sqrt{2} \beta(1-\eta)]}{\operatorname{sh} \sqrt{2} \beta} + \right. \\ \left. + \frac{\sqrt{2}}{2} [\operatorname{sh} 2\beta(1-\eta) - \operatorname{sh} 2\beta] \right\}, \quad (33)$$

$$K_1 = -A + A \frac{[\operatorname{ch} \sqrt{2} \beta - 1][\operatorname{ch} 2\beta + 1] - \frac{\sqrt{2}}{2} \operatorname{sh} \sqrt{2} \beta \operatorname{sh} 2\beta}{2(\operatorname{ch} \sqrt{2} \beta \eta - 1) - \sqrt{2} \beta \operatorname{sh} \sqrt{2} \beta}; \quad (34)$$

gdzie:

$$A = \frac{\operatorname{sh}^2 \alpha(1-i)}{\Phi^2}, \quad \beta = \alpha(1+i).$$

Rozwijając powyższe zależności w szereg potęgowy i pomijając wyrazy zawierające wyższe potęgi otrzymamy, dla małych liczb Reynoldsa, następujące wyrażenia:

$$\Psi'(\eta) \approx \frac{N_R \eta(1-\eta)(6-15\eta+5\eta^2)}{120},$$

$$\Psi(\eta) \approx \frac{N_R \eta^2(1-\eta)^2(3-\eta)}{120};$$

oraz

$$K_1 \approx \frac{3}{20} - \frac{109 N_R i}{4200},$$

$$H'(\eta) \approx \frac{N_R \eta(1-\eta)(6-15\eta+5\eta^2)}{120},$$

$$H(\eta) \approx \frac{N_R \eta^2(1-\eta)^2(3-\eta)}{120}.$$

Aby wyznaczyć rozkład ciśnień w poprzek szczeliny wróćmy do równania (19); po uproszczeniu przez h możemy je zapisać w formie:

$$\frac{\partial P}{\partial \eta} = \frac{1}{N_R} \frac{\partial^2 F}{\partial \eta^2} - \frac{\partial F}{\partial \tau}. \quad (35)$$

Uwzględniając pierwszą z zależności (26) rozwiązania równania (35) będziemy poszukiwać w postaci sumy:

$$P(\eta, \tau) = P_1(\eta) + P_2(\eta) e^{2i\tau} \quad (36)$$

Po podstawieniu (36) do (35) otrzymamy:

$$P_1' = \frac{1}{N_R} \psi'' \quad (37)$$

$$P_2' = \frac{1}{N_R} H'' - 2iH. \quad (38)$$

Warunki brzegowe dla funkcji P_1 i P_2 przyjmujemy w postaci:

$$P_1(0) = B_1, \quad P_2(0) = B_2.$$

Całkując równania (37) i (38) otrzymamy po uwzględnieniu warunków brzegowych:

$$P_1(\eta) = -\frac{K_0}{2} \eta(1-\eta) - \frac{1}{8\alpha^2\phi} [\operatorname{ch} 2\alpha(1-\eta) + \cos 2\alpha(1-\eta)] + \\ - \frac{1}{8\alpha^2\phi} [(\operatorname{ch} 2\alpha + \cos 2\alpha)(1-\eta) + 2\eta] + B_1, \quad (39)$$

$$P_2(\eta) = \frac{K_1 + A}{2iN_R} \left[\frac{\operatorname{sh} \sqrt{2}\beta\eta + \operatorname{sh} \sqrt{2}\beta(1-\eta)}{\operatorname{sh} 2} - 1 \right] + \\ + \frac{A}{2iN_R} \left[\frac{\operatorname{sh} \sqrt{2}\beta\eta + \operatorname{ch} 2\beta \operatorname{sh} \sqrt{2}\beta(1-\eta)}{\operatorname{sh} 2} - \operatorname{ch} 2\beta(1-\eta) \right] - \\ - \frac{K_1 + A}{\sqrt{2}\beta} \left\{ \frac{\operatorname{sh} \sqrt{2}\beta - \sqrt{2}\beta\eta + \operatorname{ch} 2\beta [\sqrt{2}\beta\eta \operatorname{ch} \sqrt{2}\beta + \operatorname{sh} \sqrt{2}\beta(1-\eta)]}{2 \operatorname{sh} 2} \right. \quad (40) \\ \left. - \frac{\beta\eta^2}{2} \right\} - \frac{A}{\sqrt{2}\beta} \left\{ \frac{\operatorname{sh} \sqrt{2}\beta\eta - \sqrt{2}\beta\eta + \operatorname{ch} 2\beta [\sqrt{2}\beta\eta \operatorname{ch} \sqrt{2}\beta + \operatorname{sh} \sqrt{2}\beta(1-\eta)]}{2 \operatorname{sh} 2} \right. \\ \left. - \frac{\sqrt{2}}{2} \left[\frac{1}{2\beta} \operatorname{ch} 2\beta(1-\eta) + \eta \operatorname{sh} 2\beta \right] \right\} - \frac{K_1 + A}{2\beta^2} \operatorname{ctgh} \sqrt{2}\beta + \frac{A}{4\beta^2} \operatorname{ch} 2\beta + B_2.$$

Wprowadzone wyżej wzory określają pole prędkości i pole ciśnień wytworzone przez ruch drgający dolnej powierzchni stożkowej.

Literatura

1. Apanasewicz S., Kazimierski Z., Lewandowski J., Szaniawski A.: The Flow of the Gas Layer Between Two Conical Surfaces, Fluid Dynamics Transactions, Vol. 3, p. II, PWN, Warszawa 1971.
2. Prosnak W.J.: Mechanika płynów, PWN, Warszawa 1970.
3. Rice W., Mc Alister K.W.: Laminar Throughflow of Newtonian Fluid Between Coaxial Rotating Cones, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, Series E, Vol. 37, No 1, March 1970.
4. Szaniawski A.: Przepływ lepkiej cieczy nieściśliwej w szczelinie stożkowego łożyska ślizgowego. Prace IPPT 15/1970.
5. Walicki E.: Nośność stożkowego łożyska ślizgowego. Zeszyty Naukowe WSI w Bydgoszczy Mechanika z. 4, 1973.
6. Walicki E.: Przepływ cieczy lepkiej w szczelinie między wirującymi powierzchniami obrotowymi. Mechanika Teoretyczna i Stosowana, Bydgoszcz 1974.

7. Walicki E.: Przepływ cieczy lepkiej – o zmiennej lepkości – w szczelinie między wirującymi powierzchniami obrotowymi. Zeszyty Naukowe ATR w Bydgoszczy, Mechanika z. 8, 1975.

VISCOUS FLUID FLOW BETWEEN TORSIONALLY OSCILLATING CONICAL SURFACES

Summary

In this work the laminar flow of an incompressible fluid is considered in a slot between parallel conical surfaces from which upper is fixed and lower is torsionally oscillating around a common axis of symmetry.

The linearised equations of motion of the viscous fluid flow for axial symmetry in the intrinsic orthogonal coordinate system x, ϑ, y , linked with the lower conical surface are used.

In result the formulae defining the velocity components v_x, v_ϑ, v_y and pressure p has been obtained.

ТЕЧЕНИЕ ВЯЗКОЙ ЖИДКОСТИ МЕЖДУ КРУТИЛЬНО КОЛЕБЛЮЩИМИСЯ КОНУСНЫМИ ПОВЕРХНОСТЯМИ

Резюме

В работе рассмотрено ламинарное течение вязкой жидкости содержащейся в зазоре между параллельными конусными поверхностями; из которых верхняя неподвижна, а нижняя крутильно колеблется вокруг общей оси симметрии обеих поверхностей.

В рассуждениях применяются линеаризованные уравнения вязкой жидкости для осесимметрического течения в избранной соответствующим образом ортогональной системе координат: x, ϑ, y связанной с нижней поверхностью.

В результате получены формулы определяющие такие параметры течения как составляющие скорости v_x, v_ϑ, v_y и давление p .

Tomasz Sauter

NOWE TYPY USZCZELNIEŃ PIONOWYCH WAŁÓW OBROTOWYCH W APARATACH CIŚNIENIOWYCH

Dotychczas w aparatach ciśnieniowych między obrotowym wałem i pokrywą stosuje się przeważnie uszczelnienia dławnicowe, kłopotliwe w eksploatacji i nie zapewniające trwałej i wysokiej szczelności. Lepszym, lecz rzadko u nas stosowanym rozwiązaniem jest uszczelnienie cierne (rys. 1). W artykule przedstawiono propozycję uszczelniania komorowego (rys. 4 i 5). Jest to ulepszona odmiana uszczelnienia ciernego, a polega na wprowadzeniu ponad pierścienie uszczelniające warstwy cieczy oddzielającej, która smaruje pierścienie cierne, chroni przed ewentualnym szkodliwym wpływem medium i oddziela wnętrze aparatu od atmosfery.

Ponadto urządzenie proponowane zapewnia bieżącą kontrolę stanu uszczelnienia, a w razie potrzeby ciecz oddzielająca może być czynnikiem chłodzącym. Proponowane rozwiązanie, chronione patentem krajowym, może stanowić krok naprzód w walce o czystość atmosfery i poprawę warunków BHP.

1. STAN ISTNIEJĄCY

Popularnym urządzeniem w przemyśle, szczególnie chemicznym jest aparat – reaktor, czyli zbiornik ciśnieniowy, zaopatrzony w obrotowe mieszadło pionowe. Często czynnik w reaktorze jest podgrzewany, a przy wielu procesach opary, sprężone nad lustrem cieczy, są toksyczne. Wał z mieszadłem na skutek jednostronnego łożyskowania ma skłonności do „bicia”, ponieważ z reguły pracuje w pobliżu obszaru rezonansowego [8].

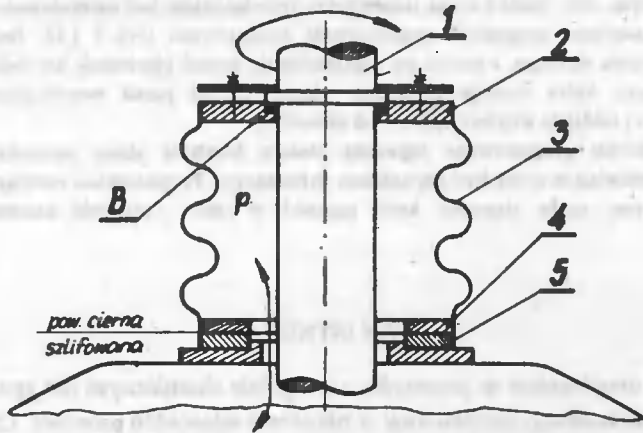
Przy uszczelnieniu wału obrotowego mieszadła na jego wyjściu z aparatu stosuje się u nas w ogromnej większości przypadków różne typy uszczelnień dławnicowych. Wady tych rozwiązań są liczne.

Przy wypełnieniu sznurem miękkim nacisk dławika na sznur, celem jego spęczenia i docisku do wału, musi być duży, stąd duże gabaryty złącza śrubowego i konstrukcji [9]. Sznur „siada” w czasie pracy, powodując konieczność mocnego i częstego dokręcania nakrętek, dociskających dławik. Na skutek „bicia” wału sznur jest ubijany, co prowadzi do jego trwałych odkształceń i przecieków wzdłuż wału. Porowate tworzywo sznura przepuszcza sprężone opary. Przy wypełnieniu szczeliny między dławnicą i wałem pierścieniami twardymi [2] istnieje tarcie metalu o metal, powodując konieczność intensywnego smarowania i dodatkowej instalacji. W obu przypadkach uszczelnienie powoduje spore opory ruchu wału.

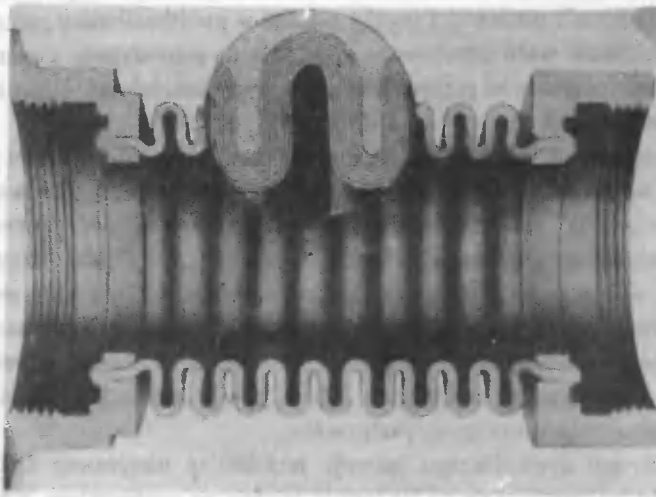
Wobec obecnego dynamicznego rozwoju techniki te niesprawne uszczelnienia, stosowane w mało zmieniającej się od lat formie, wydają się przeżytkiem. Wprowadzenie do przemysłu nowych, lepszych rozwiązań, szczególnie gdy chodzi o uszczelnianie zbiorników z substancjami szkodliwymi dla zdrowia obsługi, wydaje się celowe i pilne.

2. USZCZELNIENIE PIERSĆCIENIAMI CIERNYMI

Przedstawione poniżej uszczelnienie pierścieniowe [1, 2] jest znane, lecz w Polsce nie stosowane do uszczelniania pionowych wałów mieszadeł. Na schemacie rys. 1 pokazano zasadnicze jego elementy. Wraz z wałem obracają się, połączone wzajemnie nieruchomo i szczelnie kołnierz 2, mieszek metalowy 3 i pierścień cierny 4. Kołnierz 2 jest uszczelniony wzdłuż wału uszczelką B. Na kołnierzu, związanym z pokrywą aparatu, przymocowano szczerble pierścienia cierny 5. Pierścień ruchomy 4 jest dociskany do pierścienia 5 sprężystością mieszka oraz na skutek nadciśnienia wewnątrz aparatu. Przy obracaniu się wału pierścienie ślizgają się po sobie.



Rys. 1. Schemat uszczelnienia cierno-pierścieniowego



Rys. 2. Przykład wykonania sprężystego mieszka metalowego

Mieszki metalowe mają własności sprężyste i zdolność przenoszenia dużych ciśnień. Np. firma VEB Novemat – Nossen oferuje mieszki (Metallbälge, Sylfony) o dopuszczal-

nym ciśnieniu wewnętrznym do 22 kG/cm^2 , o średnicy wewnętrznej do 147 mm i o stałej sprężystej dochodzącej do $8,4 \text{ kG/mm}$ [7]. Przykład wykonania mieszka pokazano na rys. 2.

Zasadniczym problemem przy projektowaniu tych uszczelnień jest dobór właściwych materiałów na pierścienie cierne, gdyż pracują one w warunkach tarcia suchego, a ponadto mogą być narażone na działanie wysokiej temperatury i aktywnych oparów wewnątrz zbiornika. Jeden z pierścieni jest na ogół twardy, wykonany np. ze stellite, żeliwa, stali nierdzewnej, stali Hastelloy (Anglia), karbidu, wolframu lub tworzyw ceramicznych; drugi np. z impregnowanego węgla, teflonu, wzmocnionego szklaną tkaniną lub Tarnamidu T 27 (prod. Tarnowskich Zakładów Azotowych) [3].

Innym warunkiem dobrej pracy urządzenia jest dokładna obróbka płaszczyzn ciernych pierścieni pod względem płaskości i gładkości.

W porównaniu z dławnicowymi, uszczelnienia cierne wykazują wiele zalet. Powodują minimalne opory ruchu, mają mniejsze gabaryty. „Bicie” wału nie wpływa ujemnie na pracę uszczelnienia. Przy dobrym wykonaniu zapewniają wysoką szczelność, która na skutek docierania się pierścieni wzrasta z upływem czasu. Nie wymagają remontów i regulacji aż do czasu starcia się jednego z pierścieni.

Wady tego urządzenia wiążą się z ciężkimi warunkami pracy pierścieni, lecz przy właściwym doborze materiałów ścieralność ich jest niewielka. Jedynym remontem jest okresowa wymiana miękkiego pierścienia po starciu.

3. USZCZELNIENIA CIERNO-KOMOROWE

Konstrukcje uszczelnień, które przedstawiono poniżej, stanowią patent polski [5]. Są one ulepszoną odmianą uszczelnień pierścieniami ciernymi, omówionych w punkcie 2.

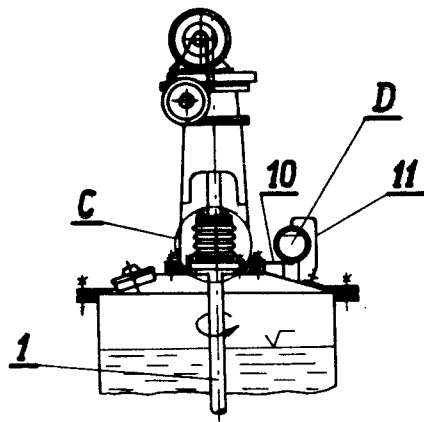
Przedstawiono propozycje dwu opatentowanych rozwiązań, różniących się szczegółami konstrukcyjnymi.

3.1. Uszczelnienie komorowe z mieszkiem metalowym

Na rys. 3 pokazano fragment aparatu, w którym obrotowy wał 1 mieszadła jest uszczelniony według proponowanego rozwiązania.

Uszczelnienie C oraz zbiornik z cieczą odzielającą D pokazano w przekrojach na rys. 4.

Podobnie, jak w uszczelnieniu pierścieniami ciernymi, omówionym poprzednio (rys. 1, pkt 3) wraz z wałem 1 obracają się sztywno ze sobą połączone: kołnierz 2, mieszek metalowy 3 i pierścień cierny 4. Drugi nieruchomy pierścień cierny 5 jest połączony szczelnie z kołnierzem 6, zamontowanym na pokrywie i uszczelnionym uszczelką 7. Pierścienie 4 i 5



Rys. 3. Aparat z uszczelnieniem cierno-komorowym

ślizgają się po sobie, dociskane wzajemnie sprężystością mieszka 3 oraz na skutek nadciśnienia wewnątrz aparatu.

Nowymi elementami uszczelnienia, polepszającymi jego działanie, są odcinek rury 8, przymocowany trwale i współosiowo z wałem i do nieruchomego kołnierza 6 oraz zbiornik cieczy oddzielającej D. Między rurką 8, a wewnętrzną powierzchnią mieszka i elementami uszczelnienia tworzy się komora E, do której wprowadzono ciecz oddzielającą, spełniającą następujące zadania:

a) oddziela pierścienie cierne 4 i 5 od oparów w aparacie, chroniąc je przed ewentualnym szkodliwym ich działaniem, a ponadto oddziela wewnątrz aparatu od atmosfery;

b) zapewnia smarowanie płaszczyzny cierniej między pierścieniami;

c) przepływając przez komorę może służyć do chłodzenia uszczelnienia.

Podczas pracy aparatu pewna ilość cieczy uszczelniającej zostanie wyparta na zewnątrz między pierścieniami, wskutek ich wzajemnego ruchu oraz nadciśnienia wewnątrz aparatu i komory.

Celem bieżącego uzupełnienia cieczy oddzielającej w komorze E, na zewnątrz, na wysokości komory zamontowano zbiornik wyrównawczy D (rys. 3 i 4). Wnętrze zbiornika D i zbiornika głównego połączono ponad lustrami cieczy przewodem 11 celem wyrównania ciśnień. Spód komory E i dolna część zbiorniczka wyrównawczego D są połączone przewodem 10 i kanałem F. W ten sposób komora E i zbiornik wyrównawczy D stanowią układ naczyń połączonych.

Ciecz oddzielająca, wypływająca między pierścieniami 4 i 5 na zewnątrz jest uzupełniana przez przewód 10 ze zbiornika wyrównawczego D. Jeśli na zbiorniku wyrównawczym zostanie zainstalowany jakiś wskaźnik poziomu cieczy, np. szkło wskazowe (poz. 9, rys. 4) z nacechowanym (np. kreską) dolnym poziomem granicznym pokrywającym się z płaszczyzną cierną pierścieni, to uzyska się pełną, bieżącą kontrolę uszczelnienia.

Dopóki lustro cieczy oddzielającej znajduje się ponad dolnym poziomem granicznym, istnieje pewność, że opary aparatu nie wydostaną się do atmosfery między pierścieniami.

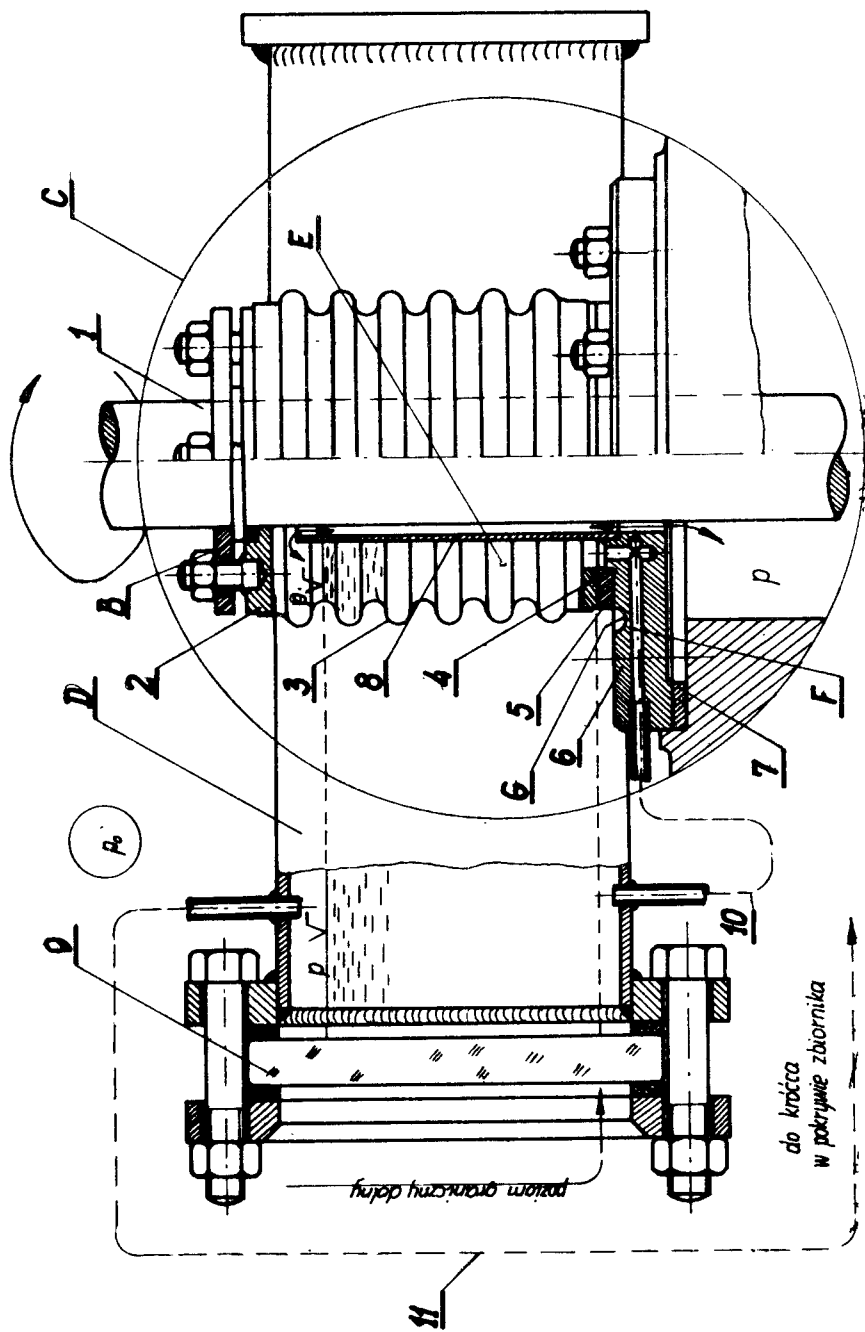
Należy ponadto pamiętać, że łatwiej uszczelnić ciecz niż gaz i odpowiednie ubytki cieczy będą mniejsze.

Ciecz oddzielającą należy tak dobrać, aby:

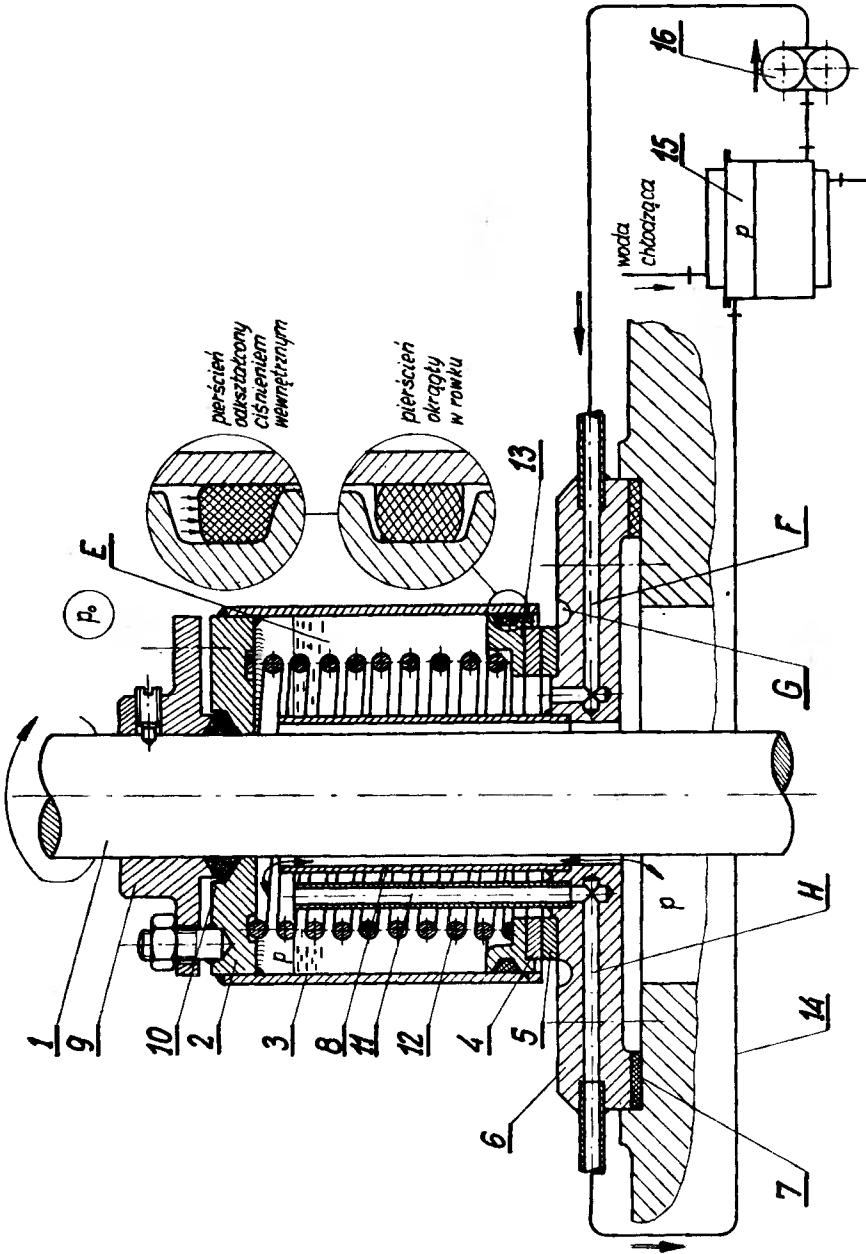
- była obojętna w stosunku do oparów w aparacie,
- miała własności smarne względem pierścieni ciernych,
- miała temperaturę wrzenia nie niższą niż temperatura czynnika w aparacie.

Zbiornik cieczy oddzielającej D, np. w formie zamkniętego dnami odcinka rury (rys. 4) jest łatwy do wykonania. Można go zamontować do pokrywy lub np. powiesić na ścianie obok aparatu.

Ważne jest dokładne wypoziomowanie i umieszczenie na wysokości określonej położeniem płaszczyzny cierniej między pierścieniami 4 i 5.



Rys. 4. Uszczelnienie komorowe z mieszkiem metalowym i zbiornikiem cieczy uszczelniającej



Rys. 5. Uszczelnienie komorowe bez zastosowania mieszki, z instalacją chłodzenia

3.2. Konstrukcja zastępcza uszczelnienia ciernego

Mieszek metalowy (rys. 2) jest elementem trudnym technologicznie. Do czasu rozpowszechnienia ich produkcji, przy konstruowaniu uszczelnień ciernych mogą wystąpić trudności z dobraniem mieszek o dostatecznie dużych średnicach i odpowiedniej wytrzymałości na ciśnienie. W związku z tym poniżej zaproponowano rozwiązanie zastępcze, nie wymagające użycia tego elementu.

Uszczelnienie, pokazane w przekroju na rys. 5, jest zbudowane na tej samej zasadzie, jak uszczelnienie omawiane poprzednio (rys. 4, pkt 3.1). Jednak do kołnierza 2, uszczelnionego na wale uszczelką okrągłą 10, zamiast mieszka przymocowano (np. przyspawano) odcinek rury 3. Na gładkiej, wewnętrznej ścianie rury u dołu zamontowano przesuwne kołnierze 13, uszczelniony uszczelką okrągłą podatną, np. z gumy lub teflonu. Pracę tej uszczelki (rys. 5) pokazano na powiększonych wykrojach [2].

Kołnierze 13 wraz z przymocowanym do niego pierścieniem ciernym 4 są dociskane do nieruchomego pierścienia 5 przez sprężynę 12 oraz na skutek nadciśnienia wewnątrz aparatu. Ciecz oddzielająca w komorze E chroni pierścienie cierne oraz uszczelnienie między rurą 3 i kołnierzem 13.

Przy prostopadłym usytuowaniu płaszczyzny cierniej nieruchomego pierścienia względem osi wału, uszczelnienie między rurą i kołnierzem będzie praktycznie spoczynkowe.

W omawianym przypadku pokazano inny przykład uszczelnienia i zamocowania kołnierza 2 na wale niż na rys. 4. Umożliwia ono przesuwanie kołnierza wzdłuż wału, co ułatwia montaż i demontaż oraz umożliwia regulację nacisku sprężyny 12 (lub mieszka metalowego).

4. INSTALACJA CHŁODZENIA W USZCZELNIENIU KOMOROWYM

W rozwiązaniu takim, jak na rys. 4, ciecz w komorze E zalega i nagrzewa się do temperatury otaczających ją elementów. Może też nagrzewać się wskutek tarcia pierścieni przy wysokich obrotach wału. W razie potrzeby ciecz oddzielająca może spełniać dodatkowo rolę czynnika chłodzącego. Schemat takiej instalacji pokazano na rys. 5. Może ona być oczywiście zastosowana również w rozwiązaniu z mieszkiem metalowym.

W dnie komory E znajdują się wyloty co najmniej dwu kanałów – dopływowego F oraz odpływowego H, który jest przedłużony pionową rurą 11. Ciecz oddzielająco-chłodząca, tłoczona pompką 16 przez kanał F do komory E wypełnia ją i wypływa przez szczyt rurki 11, a następnie spływa przewodem 14 do zbiornika – chłodnicy 15.

Pompka 16, np. zębata lub przeponowa, może być napędzana od mechanizmu napędowego wału.

Ciecz uszczelniająca, wypływająca na zewnątrz między pierścieniami, spływa do kanału G i do zbiornika otwartego. Ilość jej wskaże, czy zachodzi potrzeba uzupełnienia cieczy wewnątrz układu.

5. ZALETY I WADY USZCZELNIEŃ KOMOROWYCH W PORÓWNANIU Z CIERNYMI

Wśród zalet uszczelnień komorowych, omówionych w punkcie 4 i 5, należy wymienić:

– zapewnienie pełnej szczelności, dzięki wprowadzeniu nad zasadnicze elementy uszczelniania cieczy uszczelniającej. Jak się wydaje, w żadnym ze stosowanych dotychczas uszczelnień wałów pionowych nie udało się uzyskać pełnej izolacji wnętrza zbiornika od atmosfery;

– możliwość bieżącej kontroli stanu uszczelniania przez obserwację poziomu lustra cieczy oddzielającej lub pomiaru ilości cieczy, spływającej do zbiornika otwartego;

– dzięki smarowaniu powierzchni ciernych, pierścienie można wykonać ze znanych, powszechnie stosowanych materiałów łożyskowych, a ponadto zapewnia się długą pracę uszczelniania bez konieczności remontów i wymiany pierścieni;

– przy zastosowaniu instalacji chłodzącej (rys. 5) uszczelnienie może pracować przy dowolnie wysokich temperaturach i wysokich obrotach wału, bez konieczności stosowania specjalnych materiałów uszczelniających;

– istnieje możliwość całkowitego zautomatyzowania pracy uszczelnienia, np. przez zainstalowanie pompki, włączanej włącznikiem, sterowanym urządzeniem pływakowym, zainstalowanym np. w zbiorniku, do którego spływa ciecz, wyparta z układu.

Ponadto – w porównaniu z uszczelnieniem dławnicowym – omawiane rozwiązania mają wszelkie zalety uszczelnień cierno-pierścieniowych, wymienione w punkcie 2.

Wśród wad uszczelnień komorowych należy wymienić:

– większy koszt inwestycyjny;

– konieczność dokładnej obróbki i dotarcia płaszczyzn ciernych pierścieni;

– konieczność indywidualnego doboru rodzaju cieczy oddzielającej, w zależności od parametrów pracy i rodzaju oparów wewnątrz aparatu uszczelnianego.

Jak wiadomo, stale wzrasta zanieczyszczenie atmosfery. Po ostatnim zjeździe szczególną wagę przykłada się do zapewnienia pracownikom bezpiecznych zdrowotnie warunków pracy. Uwzględniając większy koszt inwestycyjny proponowanych rozwiązań, należy pamiętać o korzyściach niewymiernych, jak podniesienie zdrowotności załogi i ochrona atmosfery przed zanieczyszczeniem oraz o korzyściach wymiernych, jak zmniejszenie ilości remontów i możliwości zastosowania mniej wydajnych urządzeń wentylacyjnych.

6. WNIOSKI KOŃCOWE

a) Stwierdza się niski na ogół poziom techniczny stosowanych uszczelnień pionowych wałów obrotowych w aparatach ciśnieniowych.

b) Przy lekkich i średnich (pod względem ciśnienia, temperatury, ilości obrotów wału i toksyczności czynnika) warunkach pracy aparatu, należy rozpowszechnić stosowanie ciernych uszczelnień pierścieniowych (pkt 3, rys. 1).

c) Przy ciężkich warunkach pracy aparatu, a szczególnie, jeśli zawiera sprężone opary, szkodliwe dla zdrowia, należy stosować uszczelnienia komorowe z cieczą oddzielającą, wprowadzoną nad pierścienie (pkt 4, rys. 3, 4, 5).

d) Głównymi argumentami, przemawiającymi na korzyść uszczelnień ciernych i komorowych, są:

- zabezpieczenie atmosfery przed zanieczyszczeniami,
- zapewnienie obsłudze bezpieczeństwa i higieny pracy,
- uszczelnienie komorowe jest chronione polskim patentem (Nr 52664/L. 1) i nie ma przeszkód natury prawnej w jego produkowaniu, rozpowszechnianiu i eksporcie. Jako nowość w skali światowej może stanowić konkurencję dla konstrukcji zagranicznych.

Literatura

1. Gołubiew A.J.: Sowriemiennye upłotnienia wraszczajuszczichsja wałow. Maszgiz, Moskwa 1963.
2. Gosztowtt: Uszczelnienia, PWT, Warszawa 1951.
3. Jaszczyński A., Wściśliński A.: Właściwości tarciovo-zużyciowe niektórych tworzyw sztucznych. Przegląd Mechaniczny, Zeszyt 19/71.
4. Mustafiew S.J.: Trienija w upłotnieniach z regulirujemym dawlenijem na kontaktie dla wozratno-pastupatielnowo dżiżenija. Wiestnik Maszinostrojenija Nr 4/71.
5. Opis patentowy Nr 52664 – „Komorowe uszczelnienia wałów wirujących”. Opublikowano 8 III 1967 kl. 47 f, 22/30. Właściciel patentu: Biuro Projektów Przemysłu Organicznego i Tworzyw Sztucznych „Proerg”, Warszawa (Polska). Współtwórcy wynalazku: inż. Janusz Małaśnicki, mgr inż. Tomasz Sauter.
6. Piatin J.M., Kadyszew J.K.: Mietałłotfotropłastowije upłotniteli kontaktowo tipa. Wiestnik Maszinostrojenija nr 10/68.
7. Prospekt VEB Novemat – Nossen – NRD.
8. Siołkowski B.: Wpływ parametrów mechanicznych na stany krytyczne mieszadła cieczy. Praca doktorska, AGH, Kraków 1972.
9. Timoszczuk A.S.: K opriedieleniju bokowego dowlienija miagkich salnikowych nabiwok. Chemiczeskoje i Nieftiannoje Maszinostrojenije Nr 8/69.
10. Ziemiański K.: Łożyska ślizgowe z poliamidu produkcji krajowej. Przegląd Mechaniczny Nr 2/1969.

NEW TYPES OF VERTICAL ROTARY SHAFTS PACKINGS IN AUTOCLAVES

Summary

Gland packings have been mostly used in autoclaves between the rotary shaft and the cover up to the present, being troublesome in exploitation and not ensuring fast and high tightness. Frictional packing (Fig. 3) is a better but in our country rarely applied solution. Chamber packing (Fig. 4 and 5) has been proposed in this article. It is an improved variation of frictional packing and lies in introducing over the packing rings a layer of separating liquid which lubricates the frictional rings, protects against possible harmful affect of the medium and separates the inside of the apparatus from the atmosphere. Furthermore current control of the packing conditions is ensured by the proposed system and the separating liquid can become a coolant in case of need. The presented solution, which is protected by a Polish patent, can make a step forward in the fight for purity of the atmosphere and improvement of security and hygiene conditions of work.

НОВЫЕ ТИПЫ ПРОКЛАДОК ВЕРТИКАЛЬНЫХ ВРАЩАТЕЛЬНЫХ ВАЛОВ В АППАРАТАХ ДАВЛЕНИЯ

Р е з ю м е

До сих пор в аппаратах давления между вращающимся валом и крышкой применяются, прежде всего, прокладки сальника неудобные в эксплуатации и не гарантирующие постоянной и большой плотности.

Лучшим, но редко применяемым у нас решением является фрикционное уплотнение (рис. 3). В статье даны предложения камерного уплотнения (рис. 4 и 5). Это улучшенный тип фрикционного уплотнения и заключается в введении над уплотняющим кольцом слоя отделяющей жидкости, которая смазывает фрикционные кольца, предохраняет от возможного вредного влияния рабочее тело и отделяет полость аппарата от атмосферы. Кроме того, предлагаемое устройство гарантирует текущий контроль состояния уплотнения, а в случае необходимости отделяющая жидкость может служить охлаждающим фактором. Предлагаемое решение, охраняемое отечественным патентом, может быть шагом вперёд в борьбе за чистоту атмосферы и улучшения охраны труда.

Ryszard Jedliński

Piotr Jezierski

ZAGADNIENIA DOTYCZĄCE PLANOWANIA SIECI ZAKŁADÓW ZAPLECZA TECHNICZNEGO ROLNICTWA I PRAC W WARSZTACIE NAPRAWCZYM

Artykuł zawiera ogólne wytyczne dotyczące metody planowania rozmieszczenia przedsiębiorstw zaplecza technicznego rolnictwa, naprawiających pojazdy i sprzęt rolniczy.

Podano jednocześnie sposób metodycznego podejścia do zagadnienia organizacji napraw głównych w warunkach zakładu specjalistycznego.

1. WSTĘP

Wzrastająca ilość samochodów, ciągników i maszyn rolniczych w rolnictwie nie zawsze idzie w parze z prawidłowym rozwojem naprawczego zaplecza technicznego. Niniejszy artykuł ma na celu zwrócenie uwagi na niektóre zagadnienia, które powinny być uwzględniane przy organizowaniu zakładów specjalizujących się w naprawach głównych sprzętu.

Jednym z pierwszoplanowych, podstawowych zadań zaplecza technicznego rolnictwa jest utrzymanie w stanie gotowości eksploatacyjnej pojazdów oraz maszyn rolniczych eksploatowanych w resorcie rolnictwa.

Sieć zaplecza technicznego rolnictwa można podzielić na dwie zasadnicze grupy:

I – zaplecze techniczne państwowych ośrodków maszynowych, zakładów naprawczych mechanizacji rolnictwa i ich filii,

II – zaplecze techniczne jednostek eksploatujących sprzęt rolniczy.

Jednostki wymienione w poz. I wykonują:

a – naprawy główne sprzętu,

b – naprawy główne zespołów (dla potrzeb własnych przedsiębiorstwa oraz warsztatów użytkowników maszyn),

c – naprawy bieżące,

d – badania diagnostyczne,

e – przeglądy techniczne o najwyższym zakresie,

f – regenerację części z zastosowaniem: napawania, metalizacji natryskowej, żelazowania, chromowania, niklowania, klejenia żywicami epoksydowymi.

W zapleczu jednostek eksploatujących sprzęt rolniczy wykonywane są:

a – naprawy bieżące sprzętu metodą tradycyjną oraz z zastosowaniem zespołów wymiennych,

b – przeglądy techniczne,

c – konserwacje.

Oceniając z perspektywy czasu rozwój zakładów zaplecza technicznego rolnictwa należy stwierdzić, że w okresie swego istnienia przeszły one poważną metamorfozę, zamieniając się z przysłowiowych kuźni wiejskich w prawdziwe zakłady o charakterze przemysłowym będące podstawowym krzewicielem kultury technicznej na wsi.

Zakłady te dysponują aktualnie wykwalifikowaną kadrami, oraz wyposażeniem unikalnym niejednokrotnie w skali krajowej.

Osiągnięty poziom jest następstwem ogólnej rewolucji technicznej w rolnictwie, wyrażającej się m. innymi stosowaniem nowoczesnych i wysoko wydajnych maszyn.

Przełomowym momentem w działalności przedsiębiorstw było wprowadzenie specjalizacji w naprawach maszyn, zespołów i części. Efekty techniczne i ekonomiczne takiej formy działalności warsztatowej polegają na:

- koncentracji wysoko kwalifikowanej kadry pracowników warsztatowych oraz kadry technicznej,
- koncentracji środków inwestycyjnych na rozbudowę i wyposażenie,
- możliwość obniżenia kosztów własnych,
- lepszych jakościowo usługach.

Niniejszy artykuł nie ma na celu dokonania oceny dotychczasowej sytuacji w zakresie form specjalizacji. Można tutaj jedynie zaznaczyć, że specjalizacja w naprawach kompletnych obiektów (kombajnów, ciągników, młocarni itp.) nie przyniosła spodziewanych efektów ekonomicznych dla użytkowników sprzętu. Oczywiście przyczyn takiej sytuacji należy unikać nie tylko w samym sposobie naprawy, ale również w systemie finansowania remontów, rozliczania kosztów jak i niektórych przepisach. Zmiany w tym zakresie idą w kierunku zastąpienia napraw kompletnych maszyn naprawami zespołów dostarczonych do punktów wymiany przez użytkownika sprzętu. Warunkiem jednak pełnego wdrożenia tego systemu (oprócz aspektów technicznych – niejednakowa trwałość elementów i zespołów maszyn) jest wprowadzenie zmian w systemie finansowania napraw.

2. ZAGADNIENIA ZWIĄZANE Z PLANOWANIEM SIECI ZAKŁADÓW NAPRAWCZYCH ORAZ ORGANIZACJA GOSPODARKI WARSZTATOWEJ ZAKŁADÓW SPECJALISTYCZNYCH

2.1. Rozmieszczenie sieci zakładów

Planując sieć zakładów naprawczych należy uwzględnić następujące zagadnienia:

- sposób rozmieszczania nowo powstających zakładów,
- które z istniejących przedsiębiorstw należy zachować i rozbudować,
- jak określić rejon ich działania,
- jaka powinna być specjalizacja przedsiębiorstw aby koszty wykonywanych napraw były jak najmniejsze.

Rozwiązywanie tego zagadnienia przy pomocy metod tradycyjnych jest bardzo pracochłonne. Analiza ogromnej ilości możliwych wariantów jest niewykonalna bez wykorzystania ETO.

Zadanie powyższe można sformułować matematycznie pod warunkiem posiadania następujących danych:

- I – perspektywiczna ilość napraw (całych obiektów, zespołów, części) w poszczególnych typach sprzętu oraz geograficzne rozmieszczenie tematu remontowego,
- II – warianty projektów typowych przedsięwzięć naprawczych oraz kosztów ich budowy,
- III – planowany koszt własny naprawy w rozpatrywanych przedsięwzięciach,
- IV – odległości przewozowe sprzętu do zakładów naprawczych.

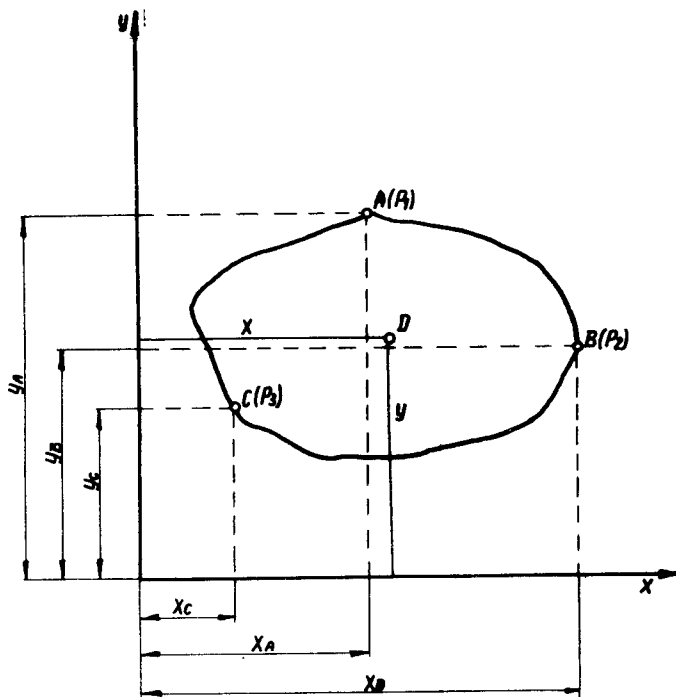
Szczególną trudność przedstawia tutaj prawidłowe określenie perspektywy stanu sprzętu, oraz jego przebiegów międzynaprawczych.

Czym należy się więc kierować ustalając sieć zakładów specjalistycznych w warunkach gdy nie ma możliwości skorzystania z aparatu matematycznego.

Należy wyróżnić dwa przypadki:

- I – gdy na danym terenie nie istnieje żaden zakład specjalistyczny (zachodzi konieczność budowy nowego obiektu, lub adaptacji przedsięwzięcia istniejącego przy założeniu, że poziom techniczny przedsięwzięcia istniejących jest zbliżony).

W układzie tym dla wstępnej orientacji za kryterium rozmieszczenia zakładów można przyjąć minimum nakładów na koszty transportu podlegającego naprawie do zakładu. Przypadek taki ilustruje rys. 1.



Rys. 1. P_1 ; P_2 ; P_3 odpowiednie ilości sprzętu skoncentrowane w pn. ABC

Współrzędne zakładu optymalnie położonego w rejonie obsługi będą następujące:

$$X = \frac{\sum P_i \cdot W_i \cdot X_i}{\sum P_i \cdot W_i} \text{ [km]}$$

$$Y = \frac{\sum P_i \cdot W_i \cdot Y_i}{\sum_{i=1}^n P_i \cdot W_i} [\text{km}]$$

gdzie:

P_i – ilość sprzętu skoncentrowana w i -tym rejonie,

$W_i = \frac{Z_i}{P_i}$ – współczynnik naprawczy i -tego rejonu stanowiący stosunek wykonanych w ciągu roku ilości napraw głównych Z_i do ilości sprzętu w tym rejonie P_i ,

X_i, Y_i – współrzędne punktów koncentracji sprzętu w i -tym rejonie.

Π – gdy na danym terenie istnieje kilka zakładów w równym stopniu predysponowanych do podjęcia tematu.

Ustalamy jak poprzednio współrzędne punktu optymalnego położenia. W stosunku do tego punktu wyznaczamy koszty transportu, przy założeniu wyboru zakładów położonych najbliżej. Z porównania danych otrzymamy szereg zależności, które można przedstawić jak niżej:

$$S_1 - S_{\text{opt}} = \Delta S_1$$

$$S_2 - S_{\text{opt}} = \Delta S_2$$

$$S_n - S_{\text{opt}} = \Delta S_n$$

gdzie: S_1, S_2, \dots, S_n – koszty transportu przy założeniu wyboru jako specjalistycznego zakładu położonego w sąsiedztwie punktu optymalnego.

S_{opt} – minimalne koszty transportu (punkt o współrzędnej X i Y)

ΔS – różnica kosztów

W wyniku analizy wybieramy jako specjalistyczny zakład, w przypadku którego różnica kosztów tj. ΔS_i stanowi wartość najmniejszą.

Z uwagi na to, że jak zaznaczono na wstępie przyjęte kryterium jest orientacyjne, przy ostatecznym wyborze zakładu należy uwzględnić:

- posiadanie przez wybrany zakład dobrej sieci dróg dojazdowych,
- tradycje zakładu w prowadzeniu określonej działalności,
- czy zakład posiada ustabilizowaną kadre o wysokich kwalifikacjach,
- posiadane źródła pozyskania nowej kadry (np. szkoły przyzakładowe),
- nakłady finansowe, które będą wymagane na ewentualną adaptację, czy też dostrojenie techniczne.

2.2. Planowanie prac w warsztacie naprawczym

Planowanie działalności i rozwoju przedsiębiorstw mechanizacji rolnictwa musi być skoordynowane z planowaniem produkcji rolniczej. Roczny plan działalności przedsiębiorstwa nosi nazwę planu techniczno-ekonomicznego. Plan ten zawiera następujące części składowe:

- plan usług i produkcji,

- plan zaopatrzenia materiałów technicznego,
- plan zatwierdzenia i funduszu płac,
- plan kosztów własnych,
- plan inwestycji i remontów kapitalnych,
- plan postępu technicznego.

Roczny plan techniczno-ekonomiczny dla danego przedsiębiorstwa mechanizacji rolnictwa opracowany jest na podstawie wycinkowych planów poszczególnych wydziałów przedsiębiorstwa.

Przy opracowaniu rocznego planu w warsztacie naprawczym należy uwzględnić cykle napraw sprzętu, okresy międzynaprawcze i okresy prac kampanijnych. Trzeba przewidzieć i uwzględnić obciążenie wszystkich stanowisk roboczych w poszczególnych miesiącach i dekadach a nawet w dniach.

Roczny plan prac warsztatowych obejmuje liczbę i rodzaj naprawy sprzętu oraz zapotrzebowanie robocizny na ich wykonanie w poszczególnych miesiącach. Pozwala to na wcześniejsze zaopatrzenie warsztatu w odpowiednie części zamienne i materiały, jak również odpowiednie oprzyrządowanie stanowisk roboczych, gniazd naprawczych i linii montażowych.

Na podstawie planu prac warsztatowych i pracochłonności można obliczyć liczbę robotników potrzebnych do wykonania zaplanowanej pracy.

Poniżej podaje się wyszczególnienie wskaźników, które powinny być uwzględnione w obliczeniach przy założeniu wykonywania napraw metodą potokową:

- a) roczny fundusz czasu pracy zakładu – F

$$F = [(d_k - d_w) \cdot t_z \cdot z - 2d_s \cdot z] \eta$$

gdzie:

- d_k – ilość dni kalendarzowych w roku,
- d_w – ilość dni wolnych od pracy,
- t_z – czas trwania pracy roboczej (godz.),
- z – ilość zmian,
- d_s – ilość sobót w roku,
- η – współczynnik wykorzystania parku maszynowego uwzględniający cykle remontowe.

- b) takt naprawy – τ

Pod pojęciem taktu należy rozumieć rytmiczne stopniowanie określonych przedziałów czasu, po którym wychodzi z naprawy maszyna (zespół, podzespół). Dla specjalistycznych zakładów naprawczych takt wyznacza się z zależności:

$$\tau = \frac{F_0}{N} \frac{\text{godzin}}{\text{obiektów}}$$

gdzie:

- F – rzeczywisty fundusz czasu pracy zakładu w stosunku rocznym,
- N – ilość planowanych napraw głównych w tym okresie.

Na podstawie taktu naprawy można skontrolować prawidłowość rozmieszczenia pracowników na stanowiskach roboczych i ich wykorzystanie.

c) liczba pracowników warsztatowych – M.

Dla wyliczenia ilości zatrudnionych pracowników należy znać pracochłonność ogólną naprawy sprzętu oraz takt napraw τ . Zatrudnienie wyliczamy z zależności:

$$M = \frac{T}{\tau} \frac{\text{rob./godz.}}{\text{godziny}}$$

d) czas przebywania obiektu w naprawie (t_n).

Jest to okres czasu liczony od momentu wejścia obiektu na warsztat do momentu przekazania do magazynu wyrobów gotowych. Wartość czasu t_n możemy wyliczyć z zależności:

$$t_n = \frac{K}{\alpha} \cdot \sum_{i=1}^n \frac{T_i}{M_i} \quad \text{godz.}$$

gdzie:

$K = \frac{T_r}{T_o}$ – współczynnik uwzględniający równoległość operacji,

α – współczynnik uwzględniający wykonanie normy przez pracownika,

T_r – pracochłonność prac wykonywanych równoległe (z wykresu),

T_o – ogólna pracochłonność prac naprawczych rob./godz.,

T_i – pracochłonność wykonania operacji na stanowiskach,

M_i – ilość zatrudnionych.

e) liczba obiektów znajdujących się równocześnie w naprawie – f

$$f = \frac{t}{\tau}$$

gdzie:

t – czas przebywania obiektu w naprawie,

τ – takt naprawy.

Końcowym efektem obliczeń powinno być sporządzenie wykresu (tab. 1) obrazującego cykl napraw obiektu.

Tablica 1 przedstawia cykl naprawy obiektu wyliczonego dla następujących wartości, (patrz str. 97).

- ilość napraw głównych obiektów $N = 555$ sztuk
- praca w zakładzie będzie się odbywała na 1 zmianę
- system naprawy – potokowy
- pracochłonność ogólna naprawy $T = 174$ roboczogodzin, w tym prac demontażowo-montażowych $T_1 = 124$ roboczogodziny.

Wskaźniki obliczone wg podobnych wzorów przedstawiają się następująco:

- roczny fundusz czasu pracy $F = 2219$ godzin
- takt naprawy $\tau = 4$ godziny
- liczba pracowników $M = 30$ osób
- czas przebywania obiektu w naprawie $t_n = 45$ godz. (czas t_n możemy odczytać z wykresu (tab. 1))
- liczba obiektów znajdujących się równocześnie w naprawie $f = 11$ obiektów.

3. ZAKOŃCZENIE

Przedstawione rozważania stanowią oczywiście wycinek problematyki organizacji zakładów naprawczych w zapleczu technicznym rolnictwa.

Dla bardziej kompleksowej oceny należałoby również zwrócić uwagę na sezonowość pracy sprzętu rolniczego co wpływa na nierównomierne obciążenie warsztatu w okresie roku kalendarzowego.

Ważnym zagadnieniem w tej sytuacji jest zabezpieczenie sprzętu wymiennego a szczególnie uzasadnione technicznie i ekonomicznie ilości tego sprzętu.

Pozostałe aspekty problemu będą przedmiotem dalszych opracowań.

Literatura

1. Lorenc W.: Organizacja warsztatów. Państw. Wyd. Rol. i Leśne, Warszawa 1971 r.
2. Piasecki S.: Optymalizacja systemów obsługi technicznej. WNT, Warszawa 1972 r.
3. Piewzner J.D.: Organizacja remontu maszyn w sielskom chozjajstwie. Kołos Leningrad 1970 r.
4. Praca zbiorowa: Naprawa i obsługa techniczna sprzętu rolniczego. Państw. Wyd. Rol. i Leśne, Warszawa 1972 r.
5. Praca zbiorowa: Zasada organizacji przedsiębiorstwa przemysłowego. WNT Warszawa 1969 r.
6. Smiełow A.P.: Kursoweje i dipłomnoje projektirowanije po remontu maszin. Kołos Moskwa 1971 r.
7. Sudał S.: Ekonomika i organizacja przedsiębiorstwa przemysłowego. PWE Warszawa 1972 r.

PROBLEMS PERTAINING THE ORGANIZATION OF THE TRUCKS, TRACTORS, AND AGRICULTURAL EQUIPMENT GENERAL OVERHAUL IN THE REPAIR SHOPS

Summary

This work contains guiding principles of the planning of vehicles and agricultural equipment repair shops location.

At the same time it is shown as an example of methodical approach toward the organization of the equipment general overhaul in the conditions of a specialized plant.

ВОПРОСЫ КАСАЮЩИЕСЯ ОРГАНИЗАЦИИ КАПИТАЛЬНЫХ РЕМОНТОВ АВТОМОБИЛЕЙ, ТРАКТОРОВ И СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ МАШИН В РЕМОНТНОЙ СЕТИ СЕЛЬСКОГО ХОЗЯЙСТВА

Р е з ю м е

Статья содержит общие правила касающиеся способа планировки размещения предприятий ремонтирующих автомобили, тракторы и с/х машины.

Одновременно дается пример методического подхода в области организации капитальных ремонтов в условиях специализированного завода.

Biblioteka Główna ATR
w Bydgoszczy

1006

Cz

17/8

1996