ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ

JAN KOSZELSKI

BADANIA STANU NAPRĘŻENIA PŁASZCZA UŻEBROWANEGO WIELOLINOWEGO KOŁA PĘDNEGO MASZYNY WYCIĄGOWEJ

GÓRNICTWO

Z. 206
GLIWICE
1993

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 1187

JAN KOSZELSKI

BADANIA STANU NAPRĘŻENIA PŁASZCZA UŻEBROWANEGO WIELOLINOWEGO KOŁA PĘDNEGO MASZYNY WYCIĄGOWEJ

GLIWICE 1993

Wydano za zgodą
Rektora Politechniki Śląskiej

PL ISSN 0372-9508

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej
ul. Kujawska 3, 44-100 Gliwice

Nakl. 150+83 Ark. wyd. 8 Ark. druk 7,5 Papier offset. kl. III 70x100, 80 g
Oddano do druku 16 10.92 Podpis. do druku 13.01.93 Druk ukończ. w lutym 1993
Zam. 388|92 Cena zł 11.200,—

Skład, fotokopie, druk i oprawę
wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach

SPIS TREŚCI

Str.

CONTENTS

СОДЕРЖАНИЕ

WYKAZ OZNACZEŃ

Symbol	Jednostka	Określenie symbolu
A	m^2	- jednostkowy przekrój płaszcza lub żebra;
a i b	m	- odległość od krawędzi obciążenia do punktu wyznaczania momentu, rys. 2.2;
a'	m	- odległość od punktu podparcia płaszcza do przyłożonej siły, rys. 2.4;
B	m	- szerokość żebra;
C	-	- wartość wyrazów szeregu (2.5), tab. 2.1;
$c_3 - c_{15}$	-	- wartość wyrazu szeregu (2.5), tab. 2.1;
D	m	- średnica podziałowa płaszcza;
d	m	- średnica liny;
E	N/m^2	- moduł Jounga;
e	-	- podstawa logarytmów naturalnych;
F	-	- wartość wyrazów szeregu (2.9), tab. 2.2;
$f_3 - f_{15}$	-	- wartość wyrazu szeregu (2.9), tab. 2.2;
g	m	- grubość płaszcza;
$\bar{g}$	m	- zastępcza grubość powłoki, $\bar{g} = \sqrt[3]{\frac{12J}{L}}$;
H	m	- $H = g + h$;
h	m	- wysokość żebra;
J	m^4	- moment bezwładności wycinka przekroju południkowego powłoki wraz z żebrem;
		- moment bezwładności żebra i płaszcza z nim sklejonego;
k_o	N/m^2	- naprężenie dopuszczalne;
L	m	- długość płaszcza;
l	-	- współrzędna bezwymiarowa $l = \frac{L}{R}$;

M_p, M_r	Nm	- odpowiednio momenty zginające południkowe i równoleżnikowe;
m_n	-	- argument funkcji położenia, dla płaszcza gładkiego $m_n = \frac{n}{2,62}\sqrt{\frac{(n^2-1)g}{R}}$; dla płaszcza użebrowanego $m_n = n\sqrt[4]{\frac{(n^2-1)^2\, g^{-3}}{48\, g\, R^2}}$; $n = 2i + 1$; dla $i = 1,2,3,4....$
N_p, N_r	N	- odpowiednio siły południkowe i równoleżnikowe;
q	N/m^2	- obciążenie równomiernie rozłożone;
P	N/m	- $P = \frac{Z}{R_z}$;
R, R_w, R_z	m	- odpowiednio promień podziałowy; wewnętrzny i zewnętrzny płaszcza;
r	m	- promień osi obojętnej żebra;
S	-	- stała aparaturowa;
s	m	- odcinek nacisku liny na płaszcz wzdłuż tworzącej;
u,	-	- wielokrotność kąta α;
W	m^3	- jednostkowy wskaźnik przekroju;
x	m	- odległość od płaszczyzny obciążenia wzdłuż tworzącej;
x'	m	- odległość od punktu podparcia, rys. 2.4;
x_1	m	- odległość od punktu 0,015 m;
Z	N	- obciążenie liny;
z	m	- odległość od osi obojętnej do skrajnego włókna;
α	rad	- kąt płaski, mierzony od symetralnej osi obciążenia, rys. 2.7;
β	m^{-1}	- $\beta = \sqrt[4]{\frac{3(1-r^2)}{g^2 \cdot R^2}}$;
γ	-	- $\gamma = 1,31\sqrt{\frac{R}{g}}$

ε_p, ε_r	-	- odkształcenia odpowiednio południkowe i równoleżnikowe;
η		- część energii sprężystej przenoszonej przez żebro;
μ	-	- czynnik wykładnika potęgowego;
ν	-	- liczba Poissone'a;
ξ	-	- współrzędna bezwymiarowa $\frac{x}{R}$;
σ	N/m^2	- naprężenia, odnośniki odróżniające u dołu p, r, g, b, t, d i w oznaczają odpowiednio kierunek południkowy i równoleżnikowy, naprężenia ze zginania i błonowe oraz naprężenia obliczone teoretycznie i wyznaczone doświadczalnie, ostatni odnośnik - naprężenia wypadkowe;
Φ		- $\Phi n(l/2) = \frac{\mathrm{Sh}\, m_n l + \sin m_n l}{\mathrm{Ch}\, m_n l + \cos m_n l}$;
$\bar{\Phi}$		- $\bar{\Phi} n(l/2) = \frac{\mathrm{Sh}\, m_n l - \sin m_n l}{\mathrm{Ch}\, m_n l + \cos m_n l}$;

1. WSTĘP

W latach sześćdziesiątych w krajowym górnictwie wprowadzono do eksploatacji maszynę wyciągową z wielolinowym kołem pędnym. Zalety wielolinowego koła uwydatniające się w eksploatacji złoża występującego na dużej głębokości spowodowały jego zastosowanie w kopalniach nowo budowanych i modernizowanych.

W kole wielolinowym, o nowej konstrukcji, należało wyznaczyć wielkości elastostatyczne, występujące pod obciążeniem. Dla tego celu O. Popowicz opracował pierwsze prace teoretyczne [27, 28, 29, 30]. Wyniki otrzymane przy korzystaniu z prac teoretycznych wymagały weryfikacji poprzez badania na modelach, które były prowadzone dla płaszcza gładkiego w Instytucie Mechanizacji Górnictwa Politechniki Śląskiej w Gliwicach [4, 5, 15, 17]. Porównanie wyników doświadczalnych z wynikami teoretycznymi, dla płaszcza gładkiego, wykazuje zadowalającą zgodność.

Należy nadmienić, że w płaszczu dwunastolinowym o średnicy 6 m zmiana jego grubości o jeden milimetr odpowiada zmianie jego masy co najmniej o 0,5 tony stali. Przedymensjonowanie wymiarów płaszcza powoduje wzrost kosztów inwestycyjnych i zużycie energii na pokonanie bezwładności zbędnej masy płaszcza przy rozruchu koła i ewentualnie jego hamowaniu.

W 1967 r. pracę teoretyczną opublikował Černyšenko [9], a później Ševčenko [36, 37]. W pracy [16, 18, 21] przedstawiono odpowiednio uproszczone obliczanie maksymalnego momentu, wzór na wyznaczenie grubości płaszcza gładkiego i wpływ naprężenia trójosiowego pod liną na wyniki pomiaru. Praca [22] dotyczy momentów lokalnych na badanych modelach z metapleksu.
Materiał zawarty w przedstawionych pracach jest dostatecznie wystarczający, aby korzystając z niego można było w przybliżeniu wyznaczyć siły uogólnione w płaszczu gładkim i aby go poprawnie zwymiarować. Natomiast do obliczenia sił i momentów przekrojowych w płaszczu użebrowanym są do dyspozycji wzory teoretyczne.

Korzystając ze wzoru teoretycznego [37], można wyznaczyć część obciążenia przenoszoną przez żebro, a jest brak wzoru na obliczenie naprężenia w żebrze. Natomiast równania [27, 29] określają maksymalny moment w otoczeniu kąta

α = 1,4 rad. Przeprowadzone badania modelu użebrowanego z metapleksu [23, 24, 25, 26] wykazują występowanie maksymalnego momentu przy kącie $\alpha = 0$.

1.1. CEL PRACY

Celem pracy jest:

1. Poznanie zjawiska ugięcia się płaszcza wielolinowego koła pędnego, będącego pod obciążeniem. W płaszczu gładkim w zależności od jego średnicy i grubości, a w płaszczu użebrowanym w zależności od jego średnicy i wysokości żebra.

2. Poznanie zależności wysokości żebra na zmniejszanie się globalnych naprężeń południkowych spowodowanych zginaniem.

3. Opracowanie wzoru na wyznaczenie maksymalnego naprężenia występującego w żebrze płaszcza przy wykorzystaniu wyników badań modelu płaszcza wielolinowego koła pędnego.

1.2. ZAKRES PRACY, ZAŁOŻENIA I NOMENKLATURA

Rozważania przeprowadzone w pracy dotyczą uogólnionych sił przekrojowych występujących w płaszczu gładkim i użebrowanym wielolinowego koła pędnego. Pomija się siły występujące na krawędziach płaszcza.

W pracy zakłada się:

1. Słuszność prawa Hooke'a i hipotezy Kirchhoffa.
2. Materiał quasi-izotopowy i quasi-jednorodny.
3. Dwuosiowy stan odkształcenia i naprężenia.
4. Obciążenie płaszcza quasi-statyczne.
5. Wystarczającą stateczność płaszcza.
6. Grubość płaszcza mała w porównaniu do pozostałych wymiarów.
7. Przemieszczenia małe w porównaniu do grubości płaszcza.

W nomenklaturze okręgi powłoki walcowej przyjmuje się za równoleżniki, a tworzące za południki. Płaszczyzny przechodzące przez dowolne tworzące i oś powłoki są płaszczyznami południkowymi, a do nich prostopadłe płaszczyzny oznacza się płaszczyznami równoleżnikowymi. Momenty wywołujące zmiany geometryczne tworzących określa się jako momenty południkowe, a nimi wywołane są: odkształcenia południkowe i naprężenia południkowe. Siły powodujące zmiany długości tworzących przyjmuje się za błonowe siły południkowe, a spowodowane siłami są: odkształcenia południkowe i błonowe naprężenia południkowe. Podobnie odkształcenia równoleżnikowe i naprężenia równoleżnikowe wynikają ze zginania okręgów momentami równoleżnikowymi. Siły równoleżnikowe są styczne do okręgów powłoki i nimi wywołane są: odkształcenia równoleżnikowe oraz błonowe naprężenia równoleżnikowe. Dla płaszczyzny, w której leży oś liny, przyjęto oznaczanie - płaszczyzna obciążenia.

1.3. TEZY PRACY

Sformułowano następujące główne tezy związane z celem i zakresem badań modelu płaszcza wielolinowego koła pędnego.

1. Charakterystyka momentów równoleżnikowych występujących w gładkim płaszczu wielolinowego koła pędnego jest zależna od promienia i grubości płaszcza, a w płaszczu użebrowanym od jego promienia i wysokości żebra.

2. W płaszczu gładkim maksymalne naprężenie zredukowane występuje pod liną, na powierzchni wewnętrznej płaszcza, w punkcie działania maksymalnego momentu lokalnego.

3. Umieszczenie żebra w płaszczu pod liną, w miarę zwiększania się jego wysokości, wpływa odpowiednio na:

1) duże zmniejszanie się maksymalnych naprężeń południkowych,

2) zmniejszanie się naprężeń równoleżnikowych.

4. Opracowane równanie do obliczania maksymalnego naprężenia w żebrze płaszcza, przy jego korzystaniu, umożliwia optymalne zwymiarowanie wysokości żebra.

2. BADANIA PŁASZCZA GŁADKIEGO

W celu zweryfikowania wzorów teoretycznych wykonano badania modelu stalowego płaszcza gładkiego o średnicy 0,8 [4] i 1 m oraz badania uzupełniające na modelu z metapleksu o średnicy wewnętrznej 0,212 m.

Do sił wewnętrznych, które są brane pod uwagę w obliczeniach elastomechanicznych płaszcza wielolinowego koła pędnego, zalicza się siły uogólnione południkowe i równoleżnikowe. w skład pierwszych sił wchodzą momenty południkowe zginające tworzące płaszcza i siły błonowe o kierunkach zgodnych z tworzącymi. Natomiast do sił drugich zalicza się momenty równoleżnikowe zginające okręgi i błonowe siły równoleżnikowe styczne do okręgów płaszcza. Wpływ momentów skręcających na wytężenie materiału płaszcza jest tak nieznaczny, że w obliczeniach jest do pominięcia.

2.1. WZORY TEORETYCZNE

W płaszczu gładkim koła pędnego siły uogólnione oblicza się według: Popowicza [29], Ševčenki [37] i Timoshenki [38]. W pracy [19, 20, 29] przedstawiono wzory określające momenty równoleżnikowe i siły południkowe. Analiza wzorów [29] wykazuje możliwość uproszczenia obliczania. W pracy [19, 20, 37] przedstawiono równania na obliczanie momentów południkowych i równoleżnikowych oraz sił południkowych i równoleżnikowych. Natomiast momenty południkowe i siły równoleżnikowe są również określone w pracy [38] dla powłoki walcowo-kolistej obciążonej siłą równomiernie rozłożoną na okręgu. Równanie według [38] zmodyfikowano przez uwzględnienie w nim wpływu średnicy liny, uzyskując przez to dokładniejszy wynik.

2.1.1. Momenty południkowe

Momenty południkowe M_p, które zginają tworzące gładkiej walcowo-kolistej powłoki, przy jej równomiernym i liniowym obciążeniu na obwodzie okręgu oraz przy dostatecznie oddalonym obciążeniu od krawędzi podparcia, zdeterminował Timoshenko [38].

$$M_p = \frac{P}{4\beta} e^{-\beta x} (\cos \beta x - \sin \beta x) , \tag{2.1}$$

gdzie:

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{3(1 - \nu^2)}{g^2 R^2}} , \tag{2.2}$$

P - siła przyłożona równomiernie na równoleżniku,
x - odległość od siły skupionej,
ν - liczba Poissone'a.

W warunkach pracy wielolinowego koła pędnego założenie dostatecznej odległości liny od krawędzi podparcia jest spełnione, oprócz lin usytuowanych przy krawędzi płaszcza.
Natomiast obciążenie przeważnie jest nierównomiernie rozłożone na łuku opasania płaszcza liną, jak również jest nierównomiernie rozłożone na odcinku tworzącej równym szerokości wykładziny.

Na rys. 2.1 przedstawiono powłokę walcową obciążoną liniowo wzdłuż równoleżnika oraz rozkład momentów południkowych wzdłuż tworzącej. Zauważa się, że w otoczeniu siły skupionej charakterystyka momentów o dużym nachyleniu i w miarę oddalania się od siły wartość momentu maleje aż do zera, a w dalszej odległości momenty są o znaku przeciwnym.

Uwzględniając w obliczeniach obciążenie równomierne rozłożone na ścieżce liny, czyli na odcinku odpowiadającym naciskowi liny na wykładzinę wzdłuż południka, można dokładniej wyznaczyć moment południkowy [19].

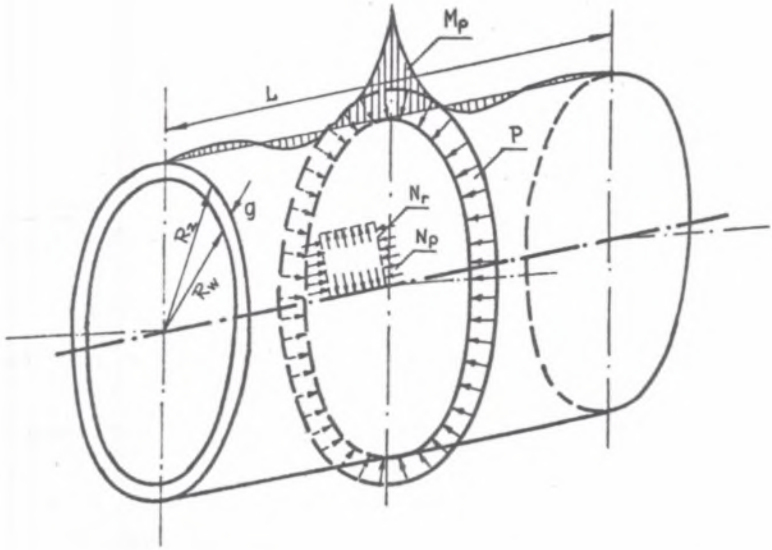
$$M_p = \frac{q}{4\beta 2}\left(e^{-a\beta} \sin a\beta + e^{-b\beta} \sin b\beta\right); \tag{2.3}$$

gdzie:

$$q = \frac{P}{s} ;$$

a + b = s - szerokość ścieżki, rys. 2.2.

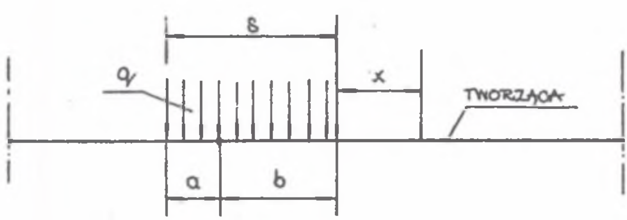
Według Ševčenki [37] maksymalny moment południkowy występujący pod liną jest wypadkowy i składa się z momentu rozłożonego równomiernie na łuku obciążenia i z momentu o charakterystyce cosinusoidy zanikającej przy założonym równomiernym rozkładzie obciążenia na łuku opasania koła liną. Maksymalna wartość fali występująca w pobliżu uskoku obciążenia, to jest przy kącie α = 1,4 rad, superponuje się z wartością momentu rozłożonego równomiernie, rys. 2.3.



Rys. 2.1. Powłoka walcowa obciążona siłą skupioną rozłożoną równomiernie wzdłuż równoleżnika

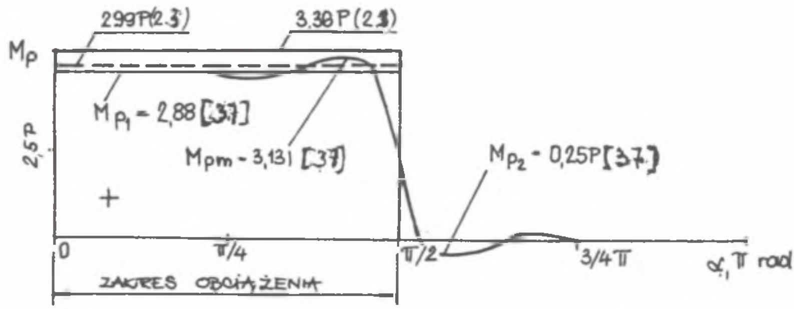
M_p - Momenty wzdłuż tworzącej; N_p - siły styczne do południka, N_r - siły styczne do równoleżnika

Fig. 2.1. The cylindrical shell weighted by the concentrated force, which is evenly distributed along the circumference



Rys. 2.2. Obciążenie rozłożone równomiernie na odcinku tworzącej płaszcza

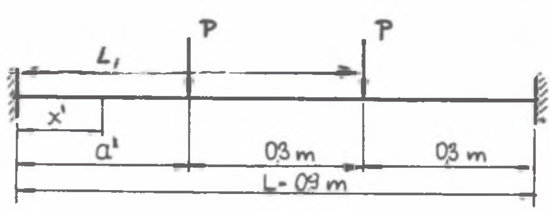
Fig. 2.2. The load evenly distributed on the segment of the jacket generating line



Rys. 2.3. Momenty południkowe wzdłuż rozwiniętego półokręgu według (2.1), (2.3) i [37]

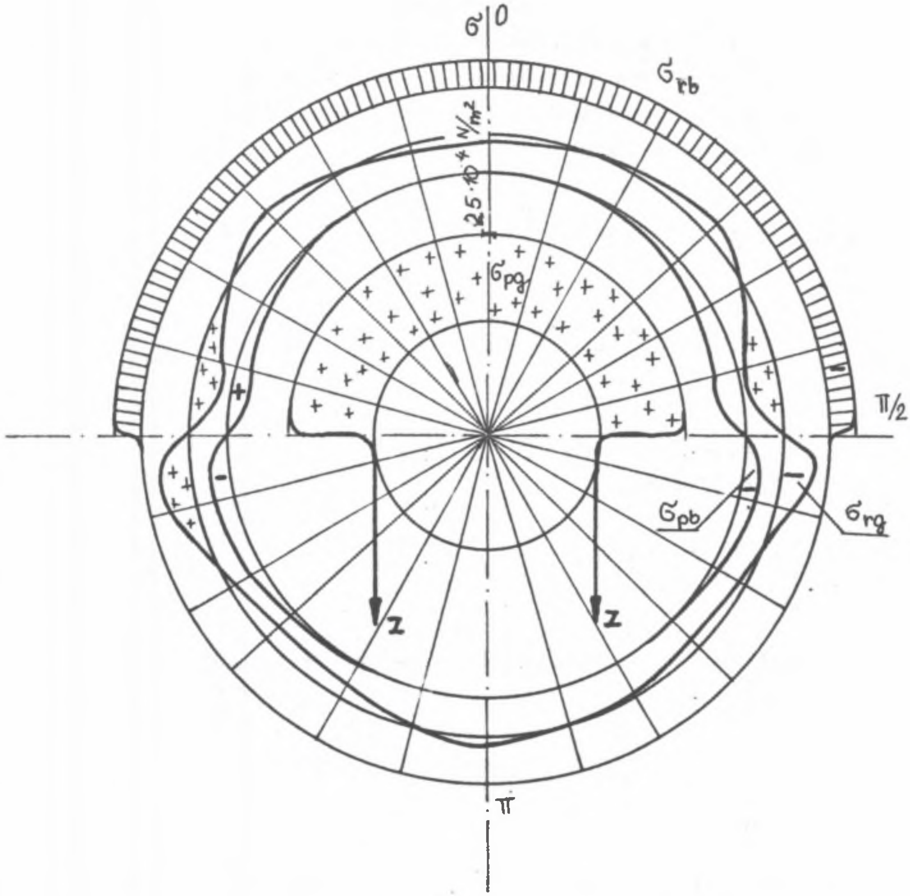
Fig. 2.3. The meridional moments along the developed semicircle

Na rys. 2.3 przedstawiono rozkłady momentów południkowych na rozwiniętym półokręgu płaszcza wielolinowego koła pędnego, wyznaczone według wyrażeń: (2.1), (2.3) oraz według wzoru zobrazowanego w pracy [37]. Wymiary płaszcza: promień R = 1,5 m, długość L = 0,9 m i grubość g = 0,02 m.
Schemat obciążenia płaszcza zobrazowano na rys. 2.4. Natomiast na rys. 2.5 przedstawiono naprężenia południkowe σ_{pg} spowodowane zginaniem, a wyznaczone doświadczalnie na modelu koła pędnego o średnicy 1 m [17]. Rozkład maksymalnych naprężeń występuje na łuku opasania powłoki liną, co potwierdza słuszność równania (2.1) dla warunków pracy koła pędnego.



Rys. 2.4. Schemat obciążenia tworzącej powłoki koła maszyny wyciągowej MK - 3,25 x 4

Fig. 2.4. The load scheme of the jacket generating the hoisting machine wheel



Rys. 2.5. Rozkłady naprężeń na równoleżniku wewnętrznym w płaszczyźnie obciążenia, (skala skażona)

Fig. 2.5. The stresses distributions on the internal circumference in the load plane

Wartość maksymalnych naprężeń południkowych otrzymanych drogą doświadczalną [17] jest o około 20% mniejsza w porównaniu do obliczonej teoretycznie według (2.1). Przyczyną zaniżenia wyników doświadczalnych są ujemne błędy systematyczne spowodowane: ostrym nachyleniem charakterystyki momentów oraz rozkładem obciążenia liny na odpowiednim odcinku tworzącej płaszcza.

Należy nadmienić, że w powłoce gładkiej maksymalne naprężenia południkowe spowodowane zginaniem wpływają decydująco na wytężenie materiału płaszcza.

2.1.2. Siły południkowe

Południkowe siły błonowe N_p, o kierunkach stycznych do tworzących, rys. 2.1, występują w gładkim płaszczu wielolinowego koła pędnego, obciążonym na półokręgu. Siły południkowe można wyznaczyć według Popowicza [29] i według Ševčenki [37]. Analizując wyrazy szeregu trygonometrycznego zawarte w równaniu według [29], zauważa się możliwość skrócenia obliczania.
Siły południkowe zgodnie z [29]:

$$N_{p(l/,\alpha)} = 0,42\ Z \sqrt{\frac{1}{gR}}\left[0,41\sqrt{\frac{g}{R}}\cdot l\cdot\cos\alpha - \frac{\cos3\alpha}{2,828}\Phi_{3(l/2)} + \right.$$

$$\left. + \frac{\cos5\alpha}{4,89}\Phi_{5(l/2)} - \frac{\cos7\alpha}{6,926}\Phi_{7(l/2)} + \ldots\right],$$

gdzie:

$$\Phi_{n(l/2)} = \frac{\mathrm{Sh}\ m_n l + \sin m_n l}{\mathrm{Ch}\ m_n l + \cos m_n l},$$

$$m_n = \frac{n}{2,63}\sqrt{\frac{(n^2-1)^2 g}{R}},$$

α - kąt mierzony od symetralnej dzielącej łuk obciążony,
g - grubość płaszcza,
l - $\frac{L}{R}$,
L - długośc płaszcza,
$n = 2i + 1$ - dla $i = 1,2,3,4......$,
R - promień płaszcza,
Z - naciąg liny.

Wyrażenie zawarte w nawiasie klamrowym równania (2.4) składa się z iloczynów utworzonych z szeregów: funkcji położenia $\Phi_{n(l/2)}$ i trygonometrycznego. Uwaga ta nie dotyczy pierwszego wyrazu zawartego w nawiasie. Funkcja położenia jest szybko zbieżna do jedności i dla $n > 13$ można przyjąć jej wartość za stałą.

Wyrazy szeregu trygonometrycznego:

$$-\frac{\cos3\alpha}{2,868} + \frac{\cos5\alpha}{4,69} - \frac{\cos7\alpha}{6,926}\ldots\ldots\frac{\cos n\alpha}{\sqrt{n^2-1}}.$$

Tablica 2.1

Wartość wyrazu szeregu trygonometrycznego (2.5)

rad	c_3	c_5	c_7	c_9	c_{11}	c_{13}	c_{15}	C_α
0	-0,3548	+0,20413	-0,1443	+0,1118	-0,0912	+0,07715	-0,06689	+0,03517
1/11,5	-0,341	+0,1845	-0,11785	+0,07907	-0,0524	+0,3261	-0,01729	+0,005135
2/11,5	-0,306186	+0,131208	-0,04947	0	+0,03122	-0,0496	+0,05786	+0,030076
3/11,5	-0,25000	+0,52831	+0,03736	-0,07906	+0,08818	-0,07452	+0,04745	-0,01610
4/11,5	-0,17678	-0,03545	+0,11057	-0,11180	+0,06993	-0,01340	-0,03541	+0,02567
5/11,5	-0,09151	-0,11708	+0,14379	-0,07906	-0,00796	+0,06320	-0,06454	+0,02569
6/11,5	-0,01280	-0,16398	+0,12500	0	-0,07958	+0,06682	0	-0,01933
7/11,5	+0,09151	-0,20335	+0,06100	+0,07906	-0,08273	-0,06724	+0,09420	-0,06476
8/11,5	+0,17678	-0,19181	-0,02507	+0,11180	-0,01558	-0,07250	+0,03341	+0,00934
9/11,5	+0,25000	-0,14434	-0,06966	+0,04665	+0,06475	-0,05475	-0,04725	+0,04372
10/11,5	+0,30619	-0,06981	-0,14213	0	+0,08988	+0,02639	-0,05846	-0,00461
11/11,5	+0,34151	+0,01779	-0,13081	-0,07906	+0,03858	+0,07686	+0,01729	-0,05159
12/11,5	+0,35355	+0,10206	-0,07217	-0,11180	-0,04564	+0,03858	+0,06682	-0,02470
13/11,5	+0,34151	+0,16721	+0,01258	-0,07906	-0,09094	-0,04425	+0,01729	+0,06064
14/11,5	+0,30619	+0,20102	+0,09258	0	-0,05848	-0,07598	-0,05786	+0,05848
15/11,5	+0,25000	+0,19717	+0,13942	+0,07906	+0,02363	-0,01997	-0,04725	-0,07551
16/11,5	+0,17678	+0,15637	+0,13563	+0,11180	+0,08578	+0,05910	+0,03341	-0,13014
17/11,5	+0,09151	+0,06627	+0,08279	+0,07906	+0,07428	+0,06992	+0,06454	-0,16092

są niezależne od wymiarów geometrycznych płaszcza i tym samym wystarczy je obliczyć dla danego kąta α, a wówczas równanie (2.4) przyjmie postać:

$$N_{p,1/2,} = \Phi,42\ Z \sqrt{\frac{1}{gR}} \Big[0,41 \sqrt{\frac{g}{R}} \cdot 1 \cdot \cos\alpha + c_3\,\Phi_{3,1/2} +$$

$$+ c_5\,\Phi_{5,1/2} + c_7\,\Phi_{7,1/2} + c_{9,}\Phi_{9,1/2} + c_{11}\,\Phi_{11,1/2} +$$

$$+ c_{13}\,\Phi_{13,1/2} + c_{15}\,\Phi_{15,1/2} + C\alpha \Big]. \tag{2.5}$$

W tablicy 2.1 są uwidocznione wartości wyrazów $c_3 - c_{15}$ i C_α dla kątów α w odstępach co 1/11,5 rad. Wartość C_α obliczono dla wyrazów w przedziale $n_{17} - n_{2501}$ na maszynie cyfrowej w Instytucie Organizacji i Ekonomiki Górnictwa Politechniki Śląskiej. Wartości wyrażeń szeregu trygonometrycznego dla $n > 2501$ są bez znaczenia praktycznego.

Przykładowo, dla płaszcza o grubości $g = 0,02$ m, długości $L = 0,9$ m i promieniu $R = 1,5$ m, maksymalna siła,

$$N_{pm} = 1,95\ P\ . \tag{2.6}$$

Dla omawianego przykładu, (2.6), przy zastosowaniu równania według Sevcenki [19, 37] maksymalna siła południkowa,

$$N_{pm} = -\ 1,1\ P.$$

Wartość maksymalnej siły południkowej (2.6) obliczona według Popowicza jest wyższa ponad 40% od siły południkowej (-1,1P) obliczonej według Ševčenki i różni się znakiem. Maksymalne siły południkowe otrzymane drogą doświadczalną są około dwukrotnie mniejsze i różnią się znakiem od sił obliczonych przy zastosowaniu równania (2.5) [17]. Stąd wniosek, że wyniki obliczone metodą Ševčenki są bardziej zbliżone do wyników doświadczalnych.

2.1.3. Momenty równoleżnikowe

Momenty równoleżnikowe M_r, zginające okręgi płaszcza gładkiego wielolinowego koła pędnego, oblicza się według: Popowicza [29] i Ševčenki [37]. Obliczanie momentów M_r według wzoru [29] można uprościć, podobnie jak równanie (2.4).

Momenty równoleżnikowe zgodnie z [29],

$$M_{r(1/2,\alpha)} = -0{,}132\, Z \sqrt{\frac{g}{R}} \Bigg[0{,}0096\, l^3 \frac{g}{R} \sqrt{\frac{g}{R}} \cdot \cos\alpha - \frac{1 - 8\cos 3\alpha}{22{,}62} \bar{\Phi}_{3(1/2)} + \frac{1 - 24\cos 5\alpha}{117{,}58} \bar{\Phi}_{5(1/2)} - \frac{1 - 48\cos 7\alpha}{332{,}5} \bar{\Phi}_{7(1/2)} + \ldots \Bigg], \tag{2.7}$$

gdzie:

α - kąt mierzony od symetralnej dzielącej łuk obciążenia,

$\bar{\Phi}$ - funkcja położenia dana wzorem,

$$\bar{\Phi}_{n(1/2)} = \frac{\mathrm{Sh}\, m_n l - \sin m_n l}{\mathrm{Ch}\, m_n l + \cos m_n l}$$

g - grubość płaszcza,

$$m_n = \frac{n}{2{,}62} \sqrt{\frac{g(n^2 - 1)}{R}},$$

$n = 2i + 1$ - dla $i = 1,2,3,4 \ldots\ldots$

Z - naciąg liny.

W równaniu (2.7) w nawiasie klamrowym występują wyrazy utworzone z iloczynów trzech szeregów: funkcji położenia, przemiennego i trygonometrycznego. Uwaga ta nie dotyczy pierwszego wyrazu zawartego w nawiasie.

Funkcja położenia $\bar{\Phi}_{n(1/2)}$ jest szybko zbieżna do jedności i dla $n > 11$ można przyjąć jej wartość za stałą.

Ciąg wyrazów szeregu przemiennego:

$$-\frac{1}{22{,}62} + \frac{1}{117{,}58} - \frac{1}{332{,}5} + \ldots\ldots \frac{1}{\sqrt{(n^2 - 1)^3}} \sin\frac{\pi n}{2} \ldots\ldots \tag{2.8}$$

szybko dąży do zera, a więc szereg jest zbieżny. Do obliczeń wytrzymałościowych wystarczy przyjąć wyrazy szeregu (2.8) do $n = 11$.

Wyrazy szeregu trygonometrycznego:

$$\frac{8\cos 3\alpha}{22{,}62} - \frac{24\cos 5\alpha}{117{,}58} + \frac{46\cos 7\alpha}{332{,}5} \ldots\ldots \frac{(n^2 - 1)\cos n\alpha}{\sqrt{(n^2 - 1)^3}} \ldots\ldots \tag{2.9}$$

tworzą szereg składający się z sum cząstkowych dodatnich i ujemnych. Szereg (2.9) jest niezależny od wymiarów geometrycznych płaszcza i wystarczy go raz obliczyć dla danego kąta α, a wówczas równanie (2.7) przyjmie postać:

$$M_{r(1/2,\alpha)} = - 0,132 \; Z \sqrt{\frac{g}{R}} \Big[0,0096 \; l^3 \frac{g}{R} \sqrt{\frac{g}{R}} \cos\alpha + f_3 \, \bar{\Phi}_{3(1/2)} + f_5 \cdot \Phi_{5(1/2)} + f_7 \cdot \bar{\Phi}_{7(1/2)} + f_9 \cdot \bar{\Phi}_{9(1/2)} + f_{11} \cdot \Phi_{11(1/2)} + F_\alpha \Big] . \tag{2.10}$$

W tablicy 2.2 są uwidocznione wartości wyrazów $f_3 - f_{15}$ i F_α dla kątów α w odstępach co 1/11,5 rad, przy czym F_α jest obliczone na maszynie cyfrowej w przedziale $n_{17}-n_{2501}$. Wartości wyrazów szeregu (2.9) dla $n > 2501$ są bez znaczenia praktycznego.

Przykładowo: dla płaszcza o wymiarach podanych w punkcie 2.1.2, korzystając ze wzoru (2.10), obliczono maksymalny moment, występujący pod siłą skupioną P, przy kącie $\alpha = 16/11,5$ rad, a wynoszący,

$$M_r = 4,33 \cdot 10^{-3} \; PR . \tag{2.11}$$

Dla tych samych warunków, przy korzystaniu z równania przedstawionego w pracy [37], obliczono moment maksymalny, który wynosi:

$$M_r = 3,98 \cdot 10^{-3} \cdot PR . \tag{2.12}$$

Różnica między obliczonym wynikiem (2.11) a wynikiem (2.12) jest nieznaczna i wynosi około 8%, jednakże charakterystyki momentów nieco się różnią, co przedstawiono na rys. 2.6. Momenty globalne w obu przypadkach występują w otoczeniu kąta $\alpha = 1,45$ i 1,8 rad. Natomiast ilość momentów lokalnych na rozwiniętym półokręgu występuje trzy i osiem wyznaczona odpowiednio, według równania Popowicza (2.10) i według wyrażenia Sevcenki [37]. Według wyników otrzymanych metodą doświadczalną charakterystyka momentów wyznaczona przy korzystaniu z (2.10), jest bardziej zbliżona do rzeczywistego przebiegu momentów [17].

Tablica 2.2

Wartość wyrazu szeregu trygonometrycznego (2.10)

rad	f_3	f_5	f_7	f_9	f_{11}	f_{13}	f_{15}	F_α
0	0,30996	-0,19561	0,14135	-0,11041	0,09063	-0,7671	0,06652	+0,01779
1/11,5	+0,29730	-0,17650	+0,11523	-0,07766	+0,05160	-0,03215	+0,06652	+0,00502
2/11,5	+0,26199	-0,12270	+0,04636	+0,00140	-0,03198	+0,05005	-0,05816	0,03020
3/11,5	+0,20581	-0,04433	-0,04037	+0,08046	-0,08894	+0,07498	-0,04754	0,01579
4/11,5	+0,13258	+0,04395	-0,11358	+0,11320	-0,07069	+0,01386	+0,03311	-0,02597
5/11,5	+0,04731	+0,12559	-0,14680	+0,08045	+0,00720	-0,06274	+0,06424	-0,02557
6/11,5	-0,04419	+0,18528	-0,12801	+0,01390	+0,07830	-0,06636	-0,00030	+0,01942
7/11,5	-0,13570	+0,20185	-0,05400	-0,07766	+0,08197	+0,00718	-0,06484	+0,03497
8/11,5	-0,22097	+0,20032	+0,02206	-0,11041	+0,01650	+0,07296	-0,03371	-0,00922
9/11,5	-0,29419	+0,15276	+0,09906	-0,07766	-0,06531	+0,05501	+0,04695	-0,04467
10/11,5	-0,35038	+0,07822	+0,13914	+0,00140	-0,09066	-0,02593	+0,05757	-0,00449
11/11,5	-0,38570	-0,00929	+0,12781	+0,08046	-0,03934	-0,07640	-0,01759	+0,05171
12/11,5	-0,39775	-0,09356	+0,06916	+0,11320	+0,04488	-0,03812	-0,06711	+0,02976
13/11,5	-0,38570	-0,15870	-0,01559	+0,08046	+0,09018	+0,04531	+0,01819	-0,06052
14/11,5	-0,35048	-0,19252	-0,09579	+0,00140	+0,05792	+0,07644	+0,05757	-0,05836
15/11,5	-0,29419	-0,18866	-0,14243	-0,07766	-0,02439	+0,02043	+0,04695	+0,07483
16/11,5	-0,22097	-0,14786	-0,13864	-0,11041	-0,08654	-0,05864	-0,03371	+0,13026
17/11,5	-0,13520	-0,07776	-0,08580	-0,07766	-0,07554	-0,06946	-0,06484	-0,16080

2.1.4. Siły równoleżnikowe

Naprężenia równoleżnikowe σ_{rb}, które są wynikiem działania równoleżnikowych sił błonowych N_r, rys. 2.1, wyznaczył w sposób doświadczalny autor [17] na modelu płaszcza wielolinowego koła pędnego o średnicy 1 m. Rozkład naprężeń σ_{rb} na równoleżniku wyznaczony doświadczalnie przedstawiono na rys. 2.5, przy czym zauważa się, że naprężenia są rozłożone równomiernie na łuku opasania płaszcza liną.

Obliczanie błonowych sił równoleżnikowych występujących w gładkim płaszczu wielolinowego koła pędnego zdeterminował Sevcenko [37] na podstawie rozważań teoretycznych. Według [37] siły występujące pod liną składają się z dwóch członów. Jeden człon przedstawia siły rozłożone równomiernie na łuku opasania płaszcza liną. Drugi człon, to siły o charakterystyce cosinusoidy zanikającej, przy założonym równomiernym rozkładzie obciążenia na łuku opasania koła liną. Maksymalna wartość fali występuje w pobliżu uskoku obciążenia, to jest przy kącie $\alpha = 1,45$ rad, superponuje się z wartością siły rozłożonej równomiernie.

W pracy [5] do obliczania sił równoleżnikowych N_r, podobnie jak do obliczania momentów południkowych M_p, punkt 2.1.1, przyjęto równanie Timoshenki [38], które jest wyprowadzone dla powłoki gładkiej obciążonej równomiernie na całym równoleżniku.

Zgodnie z [38] siłę równoleżnikową oblicza się według:

$$N_r = -\frac{E}{R} \cdot g \cdot w \cdot e^{-\beta x}(\cos\beta x + \sin\beta x) , \tag{2.13}$$

gdzie:

$$w = \frac{3}{2} \cdot \frac{P}{\beta^3} \frac{(1 - \nu^2)}{E \cdot g^3} . \tag{2.14}$$

2.1.5. Wytężenie płaszcza

W powłokach uwzględnia się dwukierunkowy stan naprężenia. Zgodnie z hipotezą Hubera, naprężenia zredukowane,

$$\sigma_{red} = \sqrt{\sigma_{pw}^2 + \sigma_{rw}^2 - \sigma_{pw} \cdot \sigma_{rw}} , \tag{2.15}$$

gdzie:

σ_{pw} - naprężenie wypadkowe o kierunku stycznym do południka,

σ_{rw} - naprężenie wypadkowe o kierunku stycznym do równoleżnika.

$$\sigma_{pw} = \sigma_{pg} + \sigma_{pb} ; \tag{2.16}$$

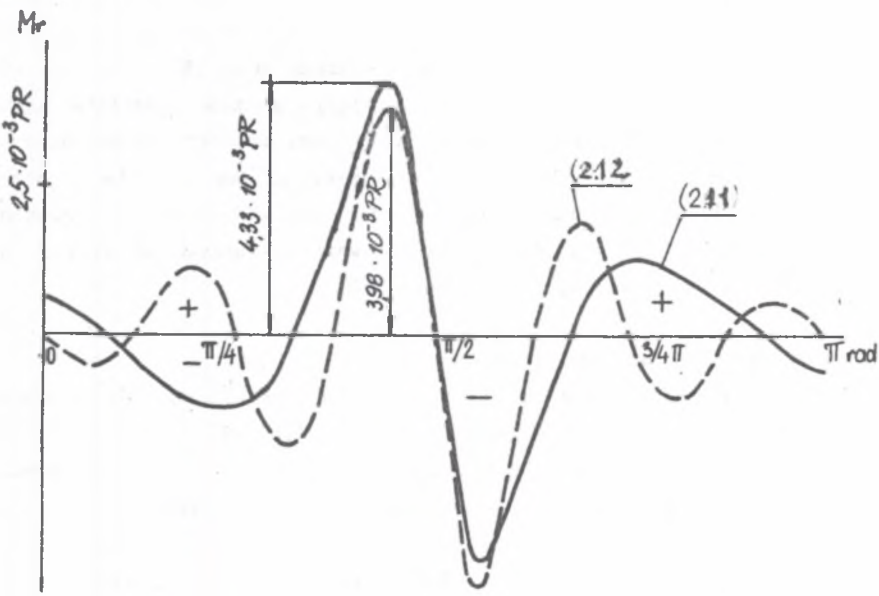
$$\sigma_{rw} = \sigma_{rg} + \sigma_{rb} ; \tag{2.17}$$

$$\sigma_{pg} = \frac{M_p}{W}; \quad \sigma_{rg} = \frac{M_r}{W}; \tag{2.18}$$

$$\sigma_{pb} = \frac{N_p}{A}; \quad \sigma_{rb} = \frac{N_r}{A}. \tag{2.19}$$

Oczywiście, że należy wyznaczyć wartość maksymalną naprężenia zredukowanego. Na rysunku 2.5 przedstawiono rozkłady naprężeń maksymalnych na wewnętrznej powierzchni płaszcza pod osią liny przenoszącej obciążenie. W otoczeniu kąta α = 17/11,5 rad występują naprężenia globalne wynikające ze zginania σ_{rg}, są one o znaku dodatnim i redukują się z równoleżnikowymi naprężeniami błonowymi σ_{rb} o znaku ujemnym. Przy tym kącie na powierzchni zewnętrznej σ_{rg}; σ_{rb} i σ_{pg} są o znaku ujemnym, występuje więc objętościowy stan odkształcenia, korzystny dla wytężenia materiału. W równaniu (2.15) trzeci człon jest o znaku ujemnym, zmniejszając tym samym wartość σ_{red}.

W otoczeniu kąta $\alpha = \Pi/4$ (rys. 2.6) występuje maksymalne naprężenie lokalne σ_{rg} wynikające ze zginania o znaku ujemnym, σ_{rb} jest również



Rys. 2.6. Rozkłady momentów równoleżnikowych wzdłuż rozwiniętego półokręgu według (2.11) i (2.12)

Fig. 2.6. The circumferential moments distributions along the developend semicircle

ujemne, a σ_{pg} są o znaku dodatnim. W tym miejscu jest więc postaciowy stan odkształceń i trzeci człon w (2.15) jest dodatni, a wartość σ_{red} jest największa o rozważonych trzech przypadków.

Okazuje się że naprężenia zredukowane są największe w punktach działania maksymalnych momentów lokalnych, pomimo ich kilkakrotnie mniejszej wartości w porównaniu do momentów globalnych.

2.2. BADANIA NA MODELACH

Badania płaszcza gładkiego na modelu stalowym o średnicy 0,8 i 1 m oraz badania uzupełniające na modelu z metapleksu o średnicy wewnętrznej 0,212 m.

2.2.1. Badania płaszcza o średnicy 0,8 m

Pierwsze w skali światowej badania gładkiego płaszcza wielolinowego koła pędnego wykonano w byłej katedze Maszyn Górniczych Politechniki Śląskiej w Gliwicach [4].

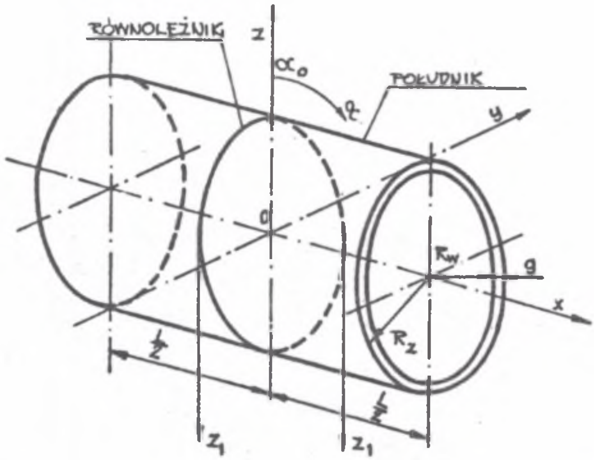
Dane modelu: materiał - stal, średnica - D = 0,8 m, grubość g = 0,005 m i długość L = 1 m. W badaniach mierzono ugięcia płaszcza po jego wewnętrznej stronie czujnikami zegarowymi typu Zeissa w odstępach co 15^{o}.

Wyniki pomiarów potwierdziły wystarczającą zgodność kształtu ugięcia płaszcza w płaszczyźnie równoleżnikowej z wynikami obliczonymi według metody Popowicza. Wyznaczona doświadczalnie charakterystyka ugięcia tworzącej płaszcza jest również zgodna z ugięciem obliczonym według równań Timoshenki, z tą uwagą, że wyznaczona doświadczalnie wartość maksymalna ugięcia jest niższa od obliczonej teoretycznie o około 25%.

2.2.2. Badania płaszcza o średnicy 1 m

Następne badania wykonano na stalowym modelu wielolinowego koła pędnego o długości L = 1 m i prawie jednakowych średnicach płaszczy gładkich D ≈ 1 m, a różnych grubościach g = 0,11; 0,009 i 0,007 m. Kolejne zmiany grubości płaszcza uzyskiwano, przez stoczenie jego zewnętrznej powierzchni, po przeprowadzeniu poprzednich badań [17].

W celu określenia punktów badanych w przestrzeni płaszcza przyjęto współrzędne walcowe (rys. 2.7). Do badań wykorzystano stanowisko, na którym badano model o średnicy 0,8 m. Rozety tensometryczne naklejono na wewnętrznej i zewnętrznej powierzchni płaszcza.



Rys. 2.7. Układ współrzędnych przyjęty do badań

Fig. 2.7. The coordinate system assumed for the research

Na podstawie zmierzonych wartości odkształceń głównych zostały wyznaczone naprężenia główne, przy korzystaniu z uogólnionego prawa Hooke'a.

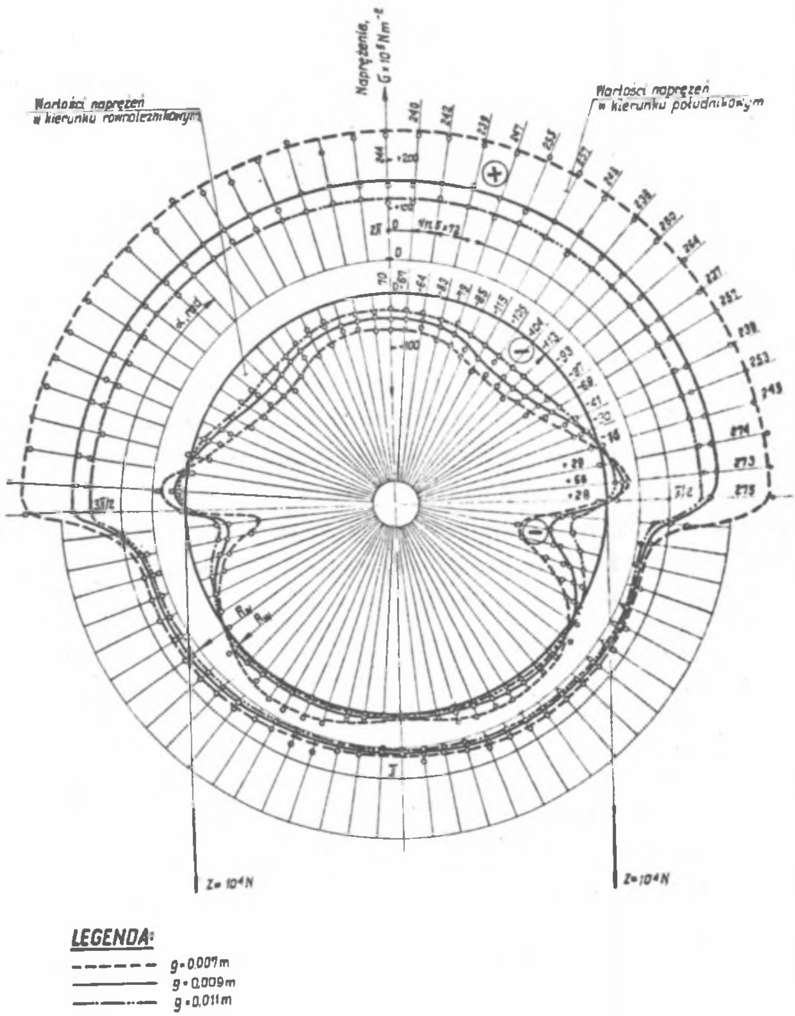
$$
\begin{aligned}
\sigma_p &= \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_p + \nu\varepsilon_r) , \\
\sigma_r &= \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_r + \nu\varepsilon_p) ,
\end{aligned}
\qquad (2.20)
$$

Naprężenia, które wpływają decydująco na wytężenie materiału płaszcza, przedstawiono na rys. (2.8).

2.2.2.1. Naprężenia południkowe

Przedstawione na rys. (2.8) maksymalne naprężenia południkowe wynikające ze zginania są dodatnie wzdłuż całego równoleżnika, a na łuku opasania płasacza liną ich wartości są w przybliżeniu jednakowe.

Te właściwości naprężeń południkowych nasuwają wniosek, że nieciągłość obciążenia nie wywołuje zmiany krzywizny powłoki w kierunku południkowym, co jest równoznaczne z tym, że południkowe momenty zginające są niezależne od kąta opasania powłoki liną. Natomiast są zależne od rozkładu obciążenia na równoleżniku.



Rys. 2.8. Rozkłady naprężeń na równoleżniku wewnętrznym w płaszczyźnie obciążenia L/2

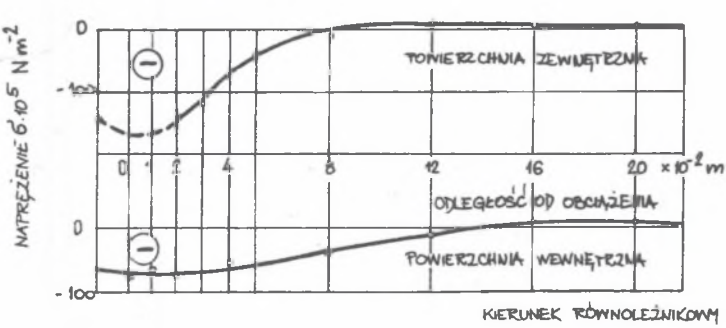
Fig. 2.8. The stresses distributions on the internal circumference in the load L/2 plane

Wzdłuż tworzącej charakterystyka naprężeń południkowych wyznaczona doświadczalnie wykazuje wystarczające podobieństwo z charakterystyką otrzymaną przy korzystaniu z równań (2.1-2.2). Jednakże w wartościach naprężeń maksymalnych, w wynikach doświadczalnych otrzymano zaniżenie o około 20% w odniesieniu do wartości obliczonej. Przyczyną zaniżenia wyników doświadczalnych wyjaśniono w p. 2.1.1. Południkowe naprężenia błonowe σ_{pb}, przy znanych wartościach naprężeń na powierzchniach zewnętrznych i wewnętrznej wyselekcjonowano z naprężeń wypadkowych. Korzystając z równania (2.16) oraz zakładając występowanie czystego ściskania przy kącie $\alpha = 0$.

Naprężenia błonowe σ_{pb} rys. 2.5 otrzymane za pomocą (2.16) są niewielkie, gdyż ich ekstremalna wartość stanowi około 10% maksymalnej wartości południkowego naprężenia wynikającego ze zginania, przy czym uwaga ta dotyczy płaszcza o grubości 0,007 m [17].

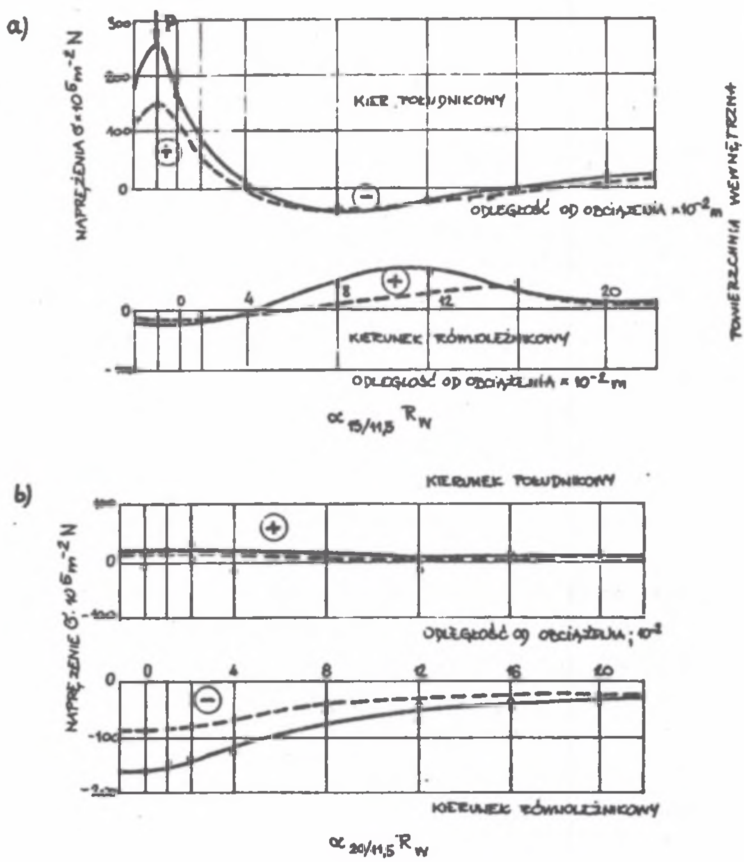
2.2.2.2. Naprężenia równoleżnikowe

Wyznaczony drogą eksperymentalną przebieg naprężeń równoleżnikowych (rys. 2.8) jest nieco inny od znanego przebiegu (rys. 2.5). Przyczyną tego są równoleżnikowe naprężenia błonowe spowodowane siłami ściskającymi. Słuszność tej tezy sprawdzono [17], analizując charakterystyki naprężeń na powierzchniach wewnętrznej i zewnętrznej płaszcza. Zgodnie ze wzorem (2.15) naprężenia wynikające ze zginania i określone członem pierwszym sumują się z naprężeniami błonowymi określonymi członem drugim na równoleżniku zewnętrznym, a na równoleżniku wewnętrznym obydwa te naprężenia ulegają redukcji. Wyselekcjonowane naprężenia według (2.17) przedstawiono na rys. 2.5.



Rys. 2.9. Rozkłady naprężeń na wewnętrznym i zewnętrznym południku powłoki

Fig. 2.9. The stresses distributions on the internal and external meridian of the shell



Rys. 2.10. Rozkłady naprężeń na wewnętrznych południkach powłoki
Fig. 2.10. The stresses distributions on the internal meridians of the shell

Na rys. (2.9) przedstawiono wyznaczone drogą doświadczalną charakterystyki naprężeń równoleżnikowych wzdłuż południka wewnętrznego i zewnętrznego dla kąta równego zero. Charakterystyki wykazują duże podobieństwo, co wskazuje na to, że wynikają one z działania sił błonowych. Na południku wewnętrznym, rys. (2.10a), przy kącie α = 15/11,5 rad rozkład naprężeń równoleżnikowych jest inny niż ten, który rozpatrywano. Pod siłą skupioną występuje minimum funkcji, a w odległości wynoszącej około 0,04 m od siły skupionej naprężenia zmieniają znak na dodatni. To minimum funkcji jest utworzone przez zredukowanie się naprężeń ujemnych z dodatnimi, przy czym naprężenia ujemne są błonowymi, a dodatnie wynikają ze zginania. Zmniejszanie się wartości naprężeń ujemnych zaczyna się w odległości około 1 rad (rys. 2.8) i przebiega w relacji odwrotnej do rozkładu momentów wyznaczonych według równań teoretycznych. Potwierdza to wysunięty już poprzednio wniosek o występowanie naprężeń wypadkowych. Ponadto naprężenia błonowe wzdłuż południka, w miarę zwiększania odlgłości od siły skupionej, zmniejszają wartości więcej niż naprężenia spowodowane zginaniem.

Wzdłuż południka wewnętrznego o współrzędnej α = 20/11,5 rad rys. (2.10b) naprężenia równoleżnikowe są o wartościach największych w porównaniu z dotychczas rozpatrywanymi. W miarę oddalania się od siły skupionej naprężenia zmniejszają się w sposób łagodny i nie zmieniają znaku. W odległości x = 0,2 m od płaszczyzny obciążenia ich wartości wynoszą około 0,2 naprężeń występujących pod siłą skupioną. Wydaje się, że przy kącie α = 20/11,5 rad występuje czyste zginanie.

Podobną charakterystykę otrzymano na równoleżniku zewnętrznym przy kącie α = 16/11,5 rad, z tym że maksymalna wartość naprężenia jest największa ze zbadanych i jest o 5% większa od naprężenia σ_{pg} (2.16). Przybliżone określenie tego rozkładu wzdłuż południka według wzoru:

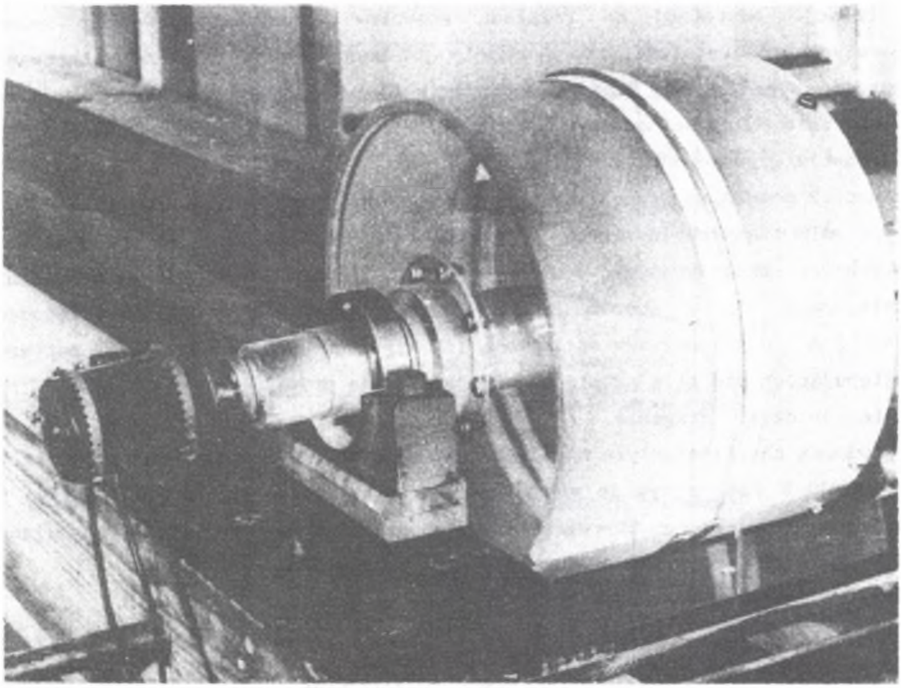
$$\sigma_{rz} \times \alpha_{16/11,5} R_z = 1,05\, \sigma_{pg} \cdot e^{-7x}, \tag{2.21}$$

W wyrażeniu (2.21) ujemny wykładnik potęgowy podstawy logarytmów naturalnych wyznaczono metodą kolejnych przybliżeń wykorzystując materiał doświadczalny. Korzystając z równania (2.21), można wyznaczyć naprężenia występujące przy obciążeniu płaszcza dwiema linami.

2.2.3. Badania na modelu z metapleksu

Omawiane tu badania stanowią nową uzupełniającą część badań. Z rozważań przeprowadzonych w punkcie 2.1.5 wynika, że materiał płaszcza gładkiego jest wytężony najbardziej w otoczeniu działania maksymalnych momentów lokalnych. Jeżeli więc momenty lokalne mają wpływ na wytężenie maksymalne materiału, to jest celowe uzyskanie więcej informacji na temat ich występowania w płaszczu gładkim wielolinowego koła pędnego. Ponadto jest również przydatne potwierdzenie informacji uzyskanych przy badaniu płaszczy stalowych oraz ewentualne ich uzupełnienie. Zaproponowano więc kolejne badania na modelach płaszcza gładkiego, z tym że wykonano je z metapleksu.

Badania płaszczy stalowych o średnicy 1 m były bardzo pracochłonne, ponieważ wykonywano je metodą rzemieślniczą. Przykładowo wykonanie pomiarów odkształceń jednego równoleżnika, przy naciągu liny do 100 kN, trwało kilka tygodni.

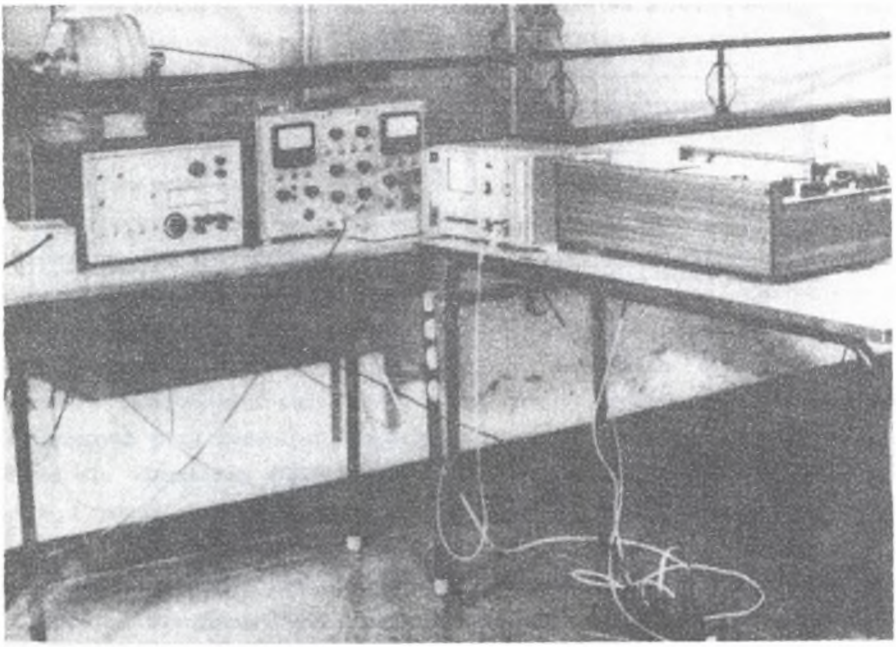


Rys. 2.11. Stanowisko badawcze - model koła pędnego
Fig. 2.11. The test stand - koepe pulley model

W Instytucie Mechanizacji Górnictwa Politechniki Śląskiej zbudowano stanowisko badawcze do pomiarów odkształceń modelu płaszcza wielolinowego koła pędnego, rys. 2.11, 2.12 i 2.13.

Sposób wykonywania pomiarów jest udoskonalony. Pomiary wykonuje się rejestratorem i w ciągu kilku minut można otrzymać wykres odkształceń jednego równoleżnika płaszcza. Pozostaje nadal na dawnym poziomie odczytywanie i transponowanie wyników z tym oczywiście, że wykres jest lepszą formą dokumentacji niż notatki wykonywane odręcznie.

Ujemną cechą stanowiska jest dopuszczalne obciążenie liny do kilku kN, a przy badaniach modeli stalowych jest wymagane obciążenie liny wynoszące co najmniej kilka dziesiątek kN. Badania są więc możliwe przy zastosowaniu materiału na model o niskim module sprężystości, a jednym z takich materiałów jest metapleks.

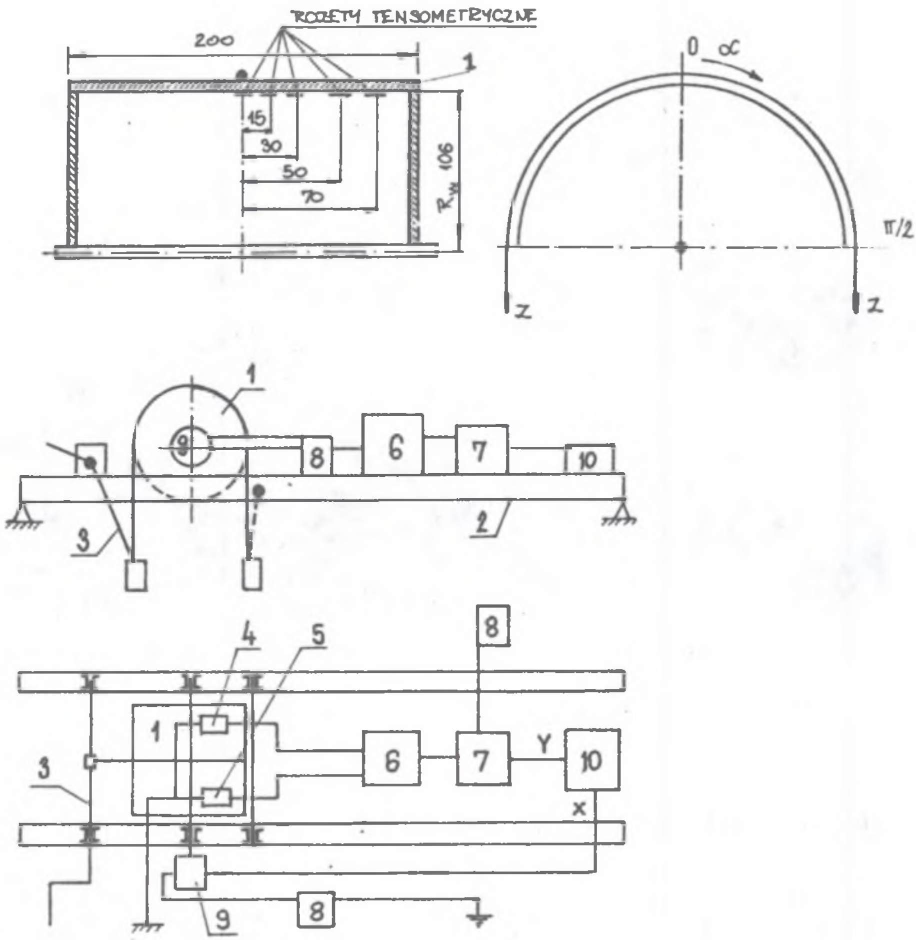


Rys. 2.12. Stanowisko badawcze - układ pomiarowo-rejestrujący

Fig. 2.12. The test stand-measurring and recording system

Badania modeli z metapleksu wykonano przy grubościach płaszczy: 0,008; 0,007; 0,006; 0,005; 0,004; 0,003; 0,002 m o średnicach D odpowiednio 0,22; 0,219; 0,218; 0,217; 0,216; 0,215 i 0,214 m. Długość płaszczy była jednakowa i wynosiła 0,2 m. Kolejne zmiany grubości otrzymano, po wykonaniu pomiarów, przez przetoczenie zewnętrznej powierzchni płaszcza. Końce liny były obciążone siłami równymi i wynoszącymi: 1,12 kN dla g = 0,008 i 0,007 m; 0,8 kN dla g = 0,06 i 0,05 m; 0,6 kN dla g = 0,004 m; 0,2 kN dla g = 0,003 m i 0,1 kN dla g = 0,002 m. Wymuszone odkształcenia płaszczy, przy obciążeniu quasi-statystycznym, mieściły się w przedziale sprężystości nieliniowej metapleksu. Płaszcz był opasany liną bezpośrednio na łuku wynoszącym ΠR.

Pomiary wykonano metodą tensometrii rezystorowej [31]. Rozety tensometryczne były przyklejone na wewnętrznej stronie płaszcza w odległości: 0; 0,03 i 0,06 m od płaszczyzny obciążenia. Podczas pomiarów model obracano ręcznie o kąt 2Π rad, przy prędkości wynoszącej około 0,06 m/s, a następnie model



Rys. 2.13. Schemat stanowiska badawczego - 1) model koła pędnego, 2) konstrukcja nośna, 3) układ odciążająco-obciążający, 4) tensometr pomiarowy, 5) tensometr kompensacyjny, 6) mostek tensometryczny firmy DISA, 7) przedwzmaczniacz, 8) zasilacz stabilizowany, 9) potencjometr, 10) rejestrator RXY-101

Fig. 2.13. The diagram of the test stand - 1) koepe pulley model, 2) supporting structure, 3) loading system, 4) measuring strain gange, 5) commpensatory strain gauge, 6) strain gauge bridge of the firm DISA, 7) Pre-amplifier, 8) stabilisation supply, 9) potencjometer, 10) Recorder RXY-101

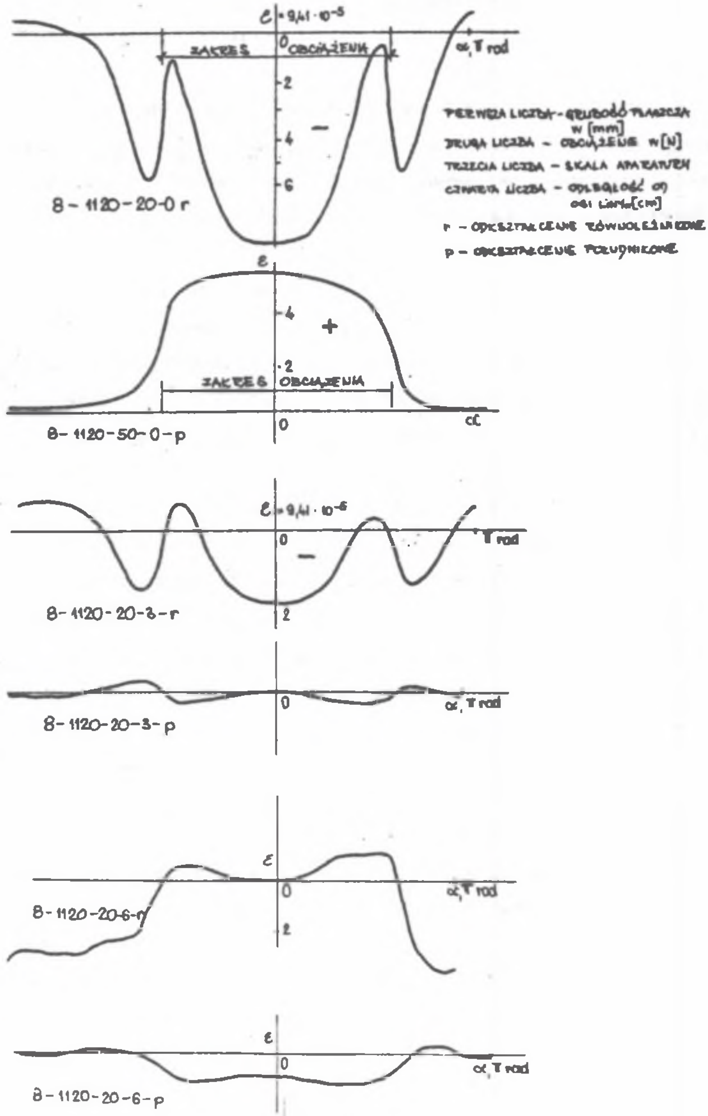
obracano w kierunku przeciwnym od położenia wyjściowego. Otrzymano w ten sposób dwa wykresy. Potencjometr połączony sprzęgłem z wałem modelu reagował na zmianę kąta obrotu α, dając wartość odciętej na wykresie wykonywanym przez rejestrator. Natomiast na wartość odkształcenia ε odpowiadającej rzędnej na wykresie reagował mostek.

2.2.3.1. *Wyniki badań*

W przeprowadzonych badaniach modeli koła pędnego, wykonanych z metapleksu, wyznaczono 190 charakterystyk odkształceń głównych południków i równoleżników, leżących na wewnętrznych powierzchniach pıaszczy. Charakterystyki odkształceń wynikających z działania południkowych momentów lokalnych i równoleżnikowych momentów globalnych dla wszystkich zbadanych grubości płaszczy są podobne, pczy czym są one również podobne do charakterystyk otrzymanych przy badaniach płaszczy stalowych o średnicy około 1 m. Natomiast dla odksztaceń wynikających z działania południkowych momentów globalnych i równoleżnikowych momentów lokalnych, w miarę wzrastania różnicy w grubości płaszcza podobieństwo charakterystyk jest coraz to mniejsze. Można wyodrębnić trzy różne charakterystyki, a mianowicie dla grubości 0,008; 0,005 i 0,002 m. Dla pozostałych grubości płaszczy charakterystyki stopniowo się zmnieniają, dążąc swym podobieństwem do odpowiedniej z tych trzech charakterystyk. Na rysunkach: 2.14; 2.15 i 2.16 przedstawiono wykresy odkształceń głównych dla grubości płaszczy odpowiednio 0,008; 0,005 i 0,002 m. Są to kopie zdjęć charakterystyk otrzymanych na rejestratorze X-Y, przy czym są one opisane zgodnie z przyjętym układem współrzędnych (rys. 2.7).

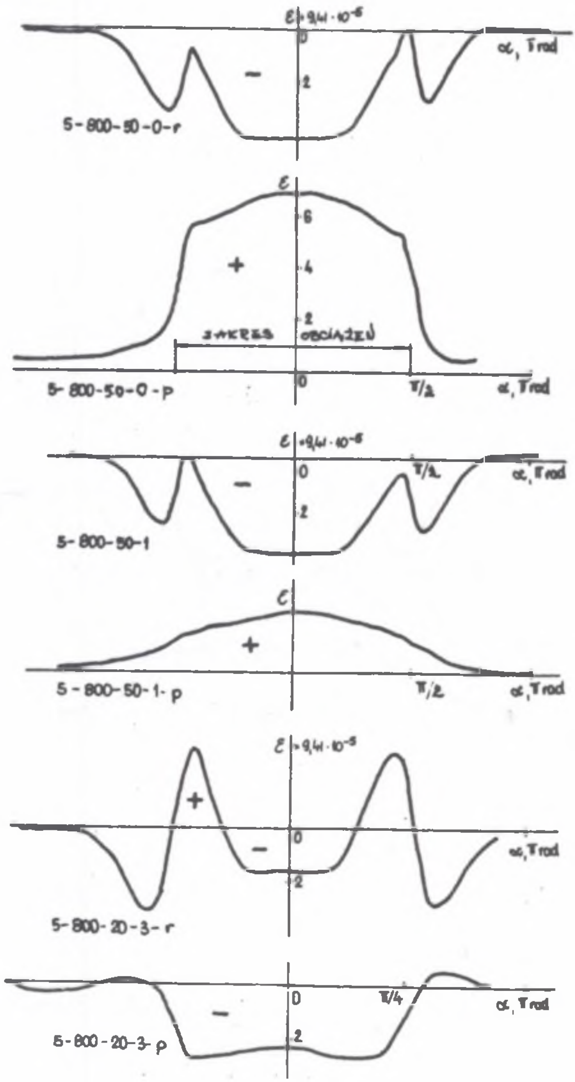
W tablicy 2.3 przedstawiono część odkształceń głównych ε_{ps} i ε_{rs} otrzymanych z odczytów X-Y. Wartości są średnimi z około dziesięciu pomiarów dla odkształceń zmierzonych w płaszczyźnie obciążenia, to jest przy X = 0, i z około sześciu pomiarów dla pozostałych odkształceń.

Przedstawione odkształcenia ε_{rs} w tablicy 2.3, które wynikają z działania momentów równoleżnikowych występujących w punkcie 17/11,5 i 19/11,5 są wyznaczone dla wartości maksymalnych, z tą uwagą, że położenia maksimów są w rozrzucie kilku stopni od punktów nominalnych. Wartości odkształceń są podane w skali, w jakiej były zmierzone rejestratorem, to jest w 0,01 m.



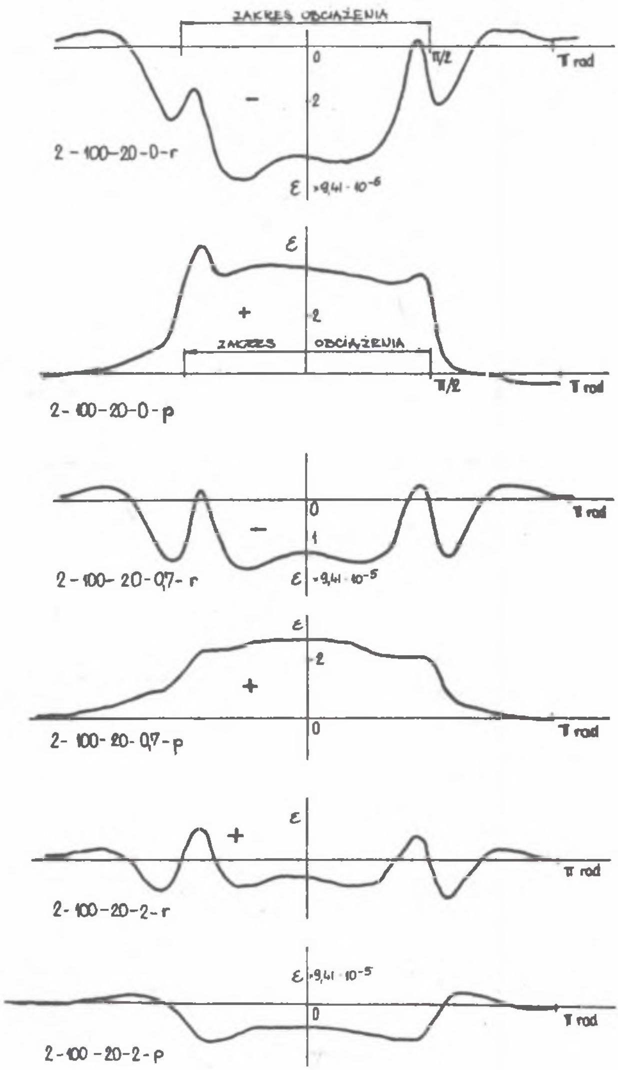
Rys. 2.14. Odkształcenia główne g = 0,008 m

Fig. 2.14. The principal strain g = 0,008 m



Rys. 2.15. Odkształcenia główne g = 0,005 m

Fig. 2.15. The principal strain g = 0,005



Rys. 2.16. Odkształcenia g = 0,002 m x = 0; 0,007; 0,02 m

Fig. 2.16. The strain g = 0,002 m

Tablica 2.3

Odkształcenia powierzchni wewnętrznych płaszczy w skali wykresu

m $x10^{-3}$	x = 0											
	$\alpha = 0$						$\alpha = 19/11,5$ rad					
	ε_{ps}	$\nu\varepsilon_{ps}$	ε_{rs}	$\nu\varepsilon_{rs}$	ε_{p}	ε_{r}	ε_{ps}	$\nu\varepsilon_{ps}$	ε_{rs}	$\nu\varepsilon_{rs}$	ε_{p}	ε_{r}
	+	+	−	−	+	−	+	+	−	−	+−	−
8	16,71	6,68	7,90	3,16	13,55	1,22	2,92	1,17	5,60	2,24	0,68	4,43
7	18,73	7,49	10,95	4,38	14,35	3,46	3,01	1,20	7,20	2,88	0,13	6,00
6	15,55	6,22	8,41	3,36	12,19	2,19	2,55	1,02	6,51	2,60	-0,05	5,49
5	17,96	7,18	10,25	4,10	13,86	3,07	3,13	1,25	7,53	3,01	0,12	6,28
4	18,10	7,94	11,55	4,62	13,48	4,31	3,24	1,30	7,34	2,94	0,30	6,03
3	8,21	3,28	3,82	1,43	6,78	0,54	1,58	0,63	3,30	1,32	0,26	2,67
2	5,21	2,28	2,91	1,16	4,55	0,63	1,15	0,46	2,68	1,07	0,08	2,42
	x = 0,007											
2	2,32	0,93	1,75	0,7	1,62	0,82	0,70	0,28	2,34	0,94	-0,24	2,06
	x = 0,01											
5	4,71	1,88	8,82	3,53	1,18	6,94	1,66	0,66	6,31	2,52	-0,86	5,65
4	6,35	2,54	9,03	3,61	2,74	6,49	1,62	0,65	6,93	2,77	-1,15	6,28
3	2,23	0,92	3,24	1,3	0,93	2,32	0,75	0,30	3,13	1,25	-0,5	2,83
	x = 0,02											
	− +	−	− +	− +	−	−	+ −	+	−	−	−	−
4	1,12	0,45	5,02	0,20	1,32	5,47	0,65	0,26	4,73	1,89	1,24	4,47
3	0,63	0,25	1,93	0,77	1,40	2,18	0,58	0,23	1,92	0,77	0,19	1,69
2	0,85	0,34	0,82	0,33	1,18	1,16	0,33	0,13	1,31	0,42	0,09	1,18

Odkształcenia otrzymuje się jako iloczyn wartości skali przez stałą aparaturową:

$$S = \frac{U_{wyj.}}{U_{zasil.}} \cdot \frac{4}{K} \cdot \frac{r + 10000}{1000} = \frac{0,0002}{4} \cdot \frac{4}{2 \cdot 15} \cdot \frac{122 + 10000}{1000} = 0,0000941. \tag{2.22}$$

gdzie:

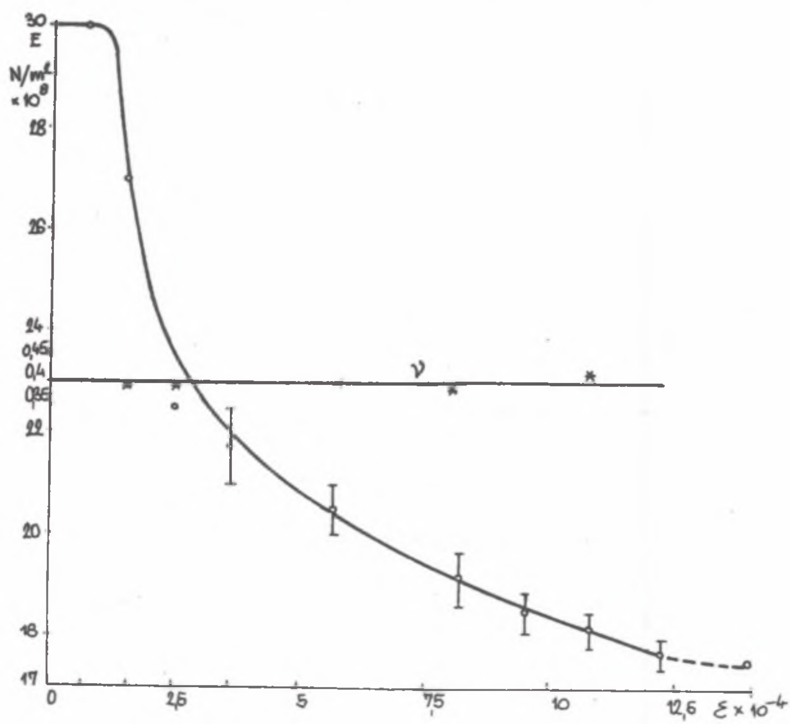
$U_{wyj.}$ - napięcie wyjściowe z układu mostkowego, przy czym 0,0002 V odpowiada skali odkształceń równej 0,01 m;

$U_{zasil.}$ - napięcie zasilania układu mostkowego;

K - stała tensometru;

r - opór tensometru.

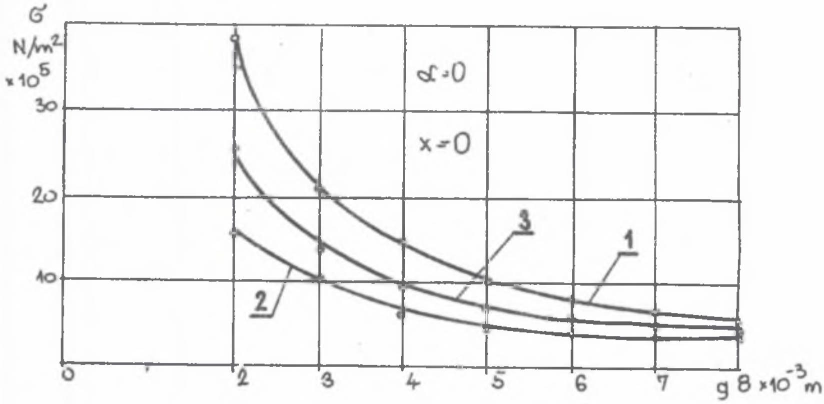
Jedną z właściwości metapleksu jest zmiana modułu Jounga E pod wpływem obciążenia. Aby więc uzyskać adekwatność wyników pomiarowych, wyznaczono moduł Jounga i liczbę Poissone'a dla próbki z płyty metapleksu, z której był wykonany model. Pomiary wykonano metodą tensometrii rezystorowej, a otrzymane wyniki przedstawiono na rys. 2.17.



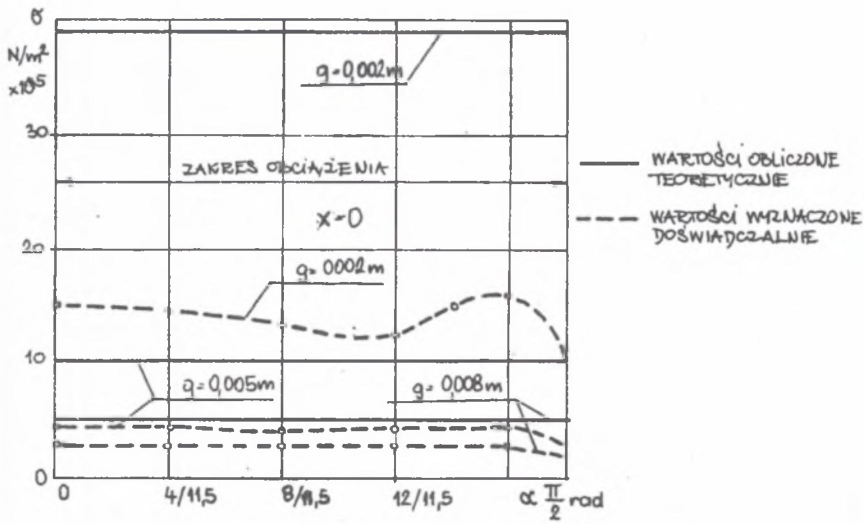
Rys. 2.17. Moduł Jounga i liczba Poissone'a badanego płaszcza
Fig. 2.17. Joungs modulas and Poissone'a of the jacket tested

2.2.3.2. Korelacja wyników i opracowanie wniosków

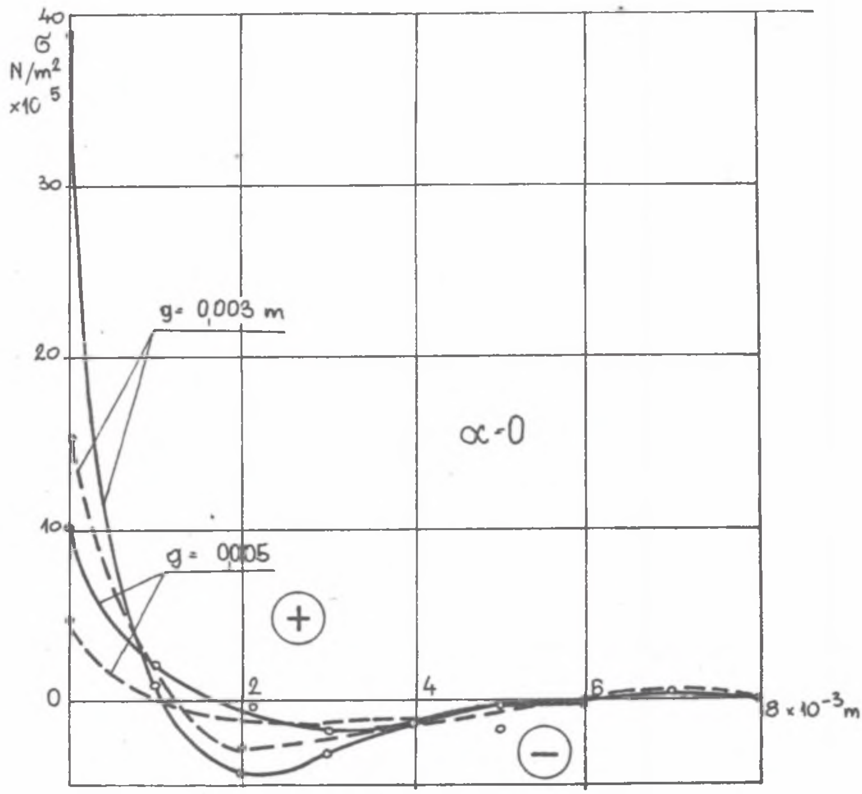
Odkształcenia ε_p i ε_r przetransponowano na naprężeniua przy korzystaniu z wyrażenia (2.20) i (2.22) oraz przy przyjęciu wartości stałych materiałowych według wykresów na rys. 2.17. Naprężenia obliczone dla jednostkowego obciążenia liny wynoszącego 0,1 kN przedstawiono na rys.: 2.18; 2.19; 2.20.



Rys. 2.18. Naprężenia spowodowane zginaniem tworzącej x = 0, α = 0
1 - obliczone teoretycznie, 2 - wyznaczone doświadczalnie, 3 - wyznaczone doświadczalnie po uwzględnieniu błędów systematycznych przetwornika
Fig. 2.18. The stress coused by bending x = 0, α = 0



Rys. 2.19. Naprężenia spowodowane zginaniem tworzącej x = 0
Fig. 2.19. The stress coused by bending x = 0



Rys. 2.20. Rozkład naprężeń południkowych wzdłuż tworzącej

Fig. 2.20. The meridional stresses distribution along the generating line

2.2.3.2.1. Naprężenia południkowe wynikające ze zginania

Na rys. 2.18 przedstawiono naprężenia spowodowane zginaniem tworzących dla kąta $\alpha = 0$ i w płaszczyźnie obciążenia $x = 0$. Wykres 1 obrazuje naprężenia σ_{pg} obliczone przy korzystaniu z wyrażenia (2.3) i (2.18), przy uwzględnieniu szerokości ścieżki styku liny z płaszcza, wynoszącej 0,002 m, dla liny w średnicy 0,004 m. Wartości na wykresie 2 wyznaczono drogą doświadczalną.

Jak już wzmiankowano w punkcie 2.1.1 przy dużym nachyleniu charakterystyk południkowych momentów globalnych pomiar odkształcenia tensometrem jest obarczony błędem systematycznym ujemnym. Ponadto pomiary są jeszcze obarczone błędem systematycznym, dodatnim lub ujemnym, wynikającym z odchyleń od założonej geometrii płaszcza.

Odchylenia od wymiarów nominalnych dotyczą grubości płaszcza i jego średnicy. Błąd w grubości płaszcza składa się: z błędu w wymiarze nominalnym, mimośrodowości powierzchni wewnętrznej względem zewnętrznej i stożkowatości tych powierzchni. Z błędu w wymiarze grubości płaszcza wynikają dwa błędy systematyczne. Jeden błąd to odchylenie wartości momentu od obliczonej wartości teoretycznie, a drugi błąd jest we wskaźniku wytrzymałości płaszcza.

Przykładowo dla grubości płaszcza 0,008 m, przy odchyłce o wartości 0,0002 m, błąd obliczonego momentu wynosi około 4%, a wskaźnika wytrzymałości około 8%. Dla grubości 0,002 m odpowiednio 6% i 21%.

Charakterystyki odkształceń południkowych wynikające z działania momentów globalnych przedstawiono na rys. 2.14, 2.15 i 2.16, dla $x = 0$, odpowiednio oznaczone 8-1120-50-0-p, 5-800-50-0-p i 2-100-20-0-p wykazują nieznaczne różnice. Dla $g = 0{,}008$ m, rys. 2.14, przy kącie $x = 0$ wartość odkształcenia jest maksymalna i w miarę wzrastania kąta odkształcenia zmniejszają się na kształt łuku.
W otoczeniu kąta $\alpha = 1{,}45$ rad krzywizna łuku rośnie, przechodząc w ostre nachylenie w pobliżu kąta $\alpha = \Pi/2$ rad.

Podobny przebieg jest charakterystyki dla $g = 0{,}005$ m, z tym że w otoczeniu kąta $\alpha = 1{,}45$ rad występuje załamanie się charakterystyki. W miarę zmniejszania się grubości płaszcza załamanie się zwiększa, przechodząc w wypuklenie. Przy grubości płaszcza 0,002 m, w otoczeniu kąta $\alpha = 1{,}45$ rad, występuje zwiększanie się wartości odkształceń o charakterystyce zbliżonej do cosinusoidy, rys. 2.16, 2-100-20-o-p.

Rozważane odkształcenia przetransformowano na naprężenia według (2.20) i (2.22) oraz w zależności od kąta α przedstawiono na rys. 2.19. Na tym rysunku zauważa się, że przy grubości płaszcza wynoszącej 0,008 m wartości naprężeń w przedziale kąta $\alpha[0 - \Pi/2]$ rad są prawie jednakowe.
Charakterystyka jest podobna dla grubości płaszcza g wynoszącej 0,005 m, z tym że w otoczeniu kąta $\alpha = \Pi/2$ rad występuje wyraźne zmniejszanie się wartości naprężenia. Natomiast dla $g = 0{,}002$ m w otoczeniu kąta $\alpha = 1{,}45$ rad występuje zwiększanie się wartości naprężenia. Zwiększanie się naprężenia ma przebieg zbliżony do cosinusoidy, a wynika z odkształceń, których charakterystykę omawiano przy analizie (rys. 2.16).

Charakterystyka naprężeń południkowych dla płaszcza o grubości 0,002 m jest w przybliżeniu zgodna z charakterystyką przedstawioną na rys. 2.3, którą wyznaczono według [37].

Zaniżenie około 2,5 raza wartości naprężeń wyznaczonych doświadczalnie dla płaszcza o grubości 0,002 m (rys. 2.19), jest spowodowane błędem pomiarowym.

W miarę zmniejszania się grubości płaszcza rośnie ujemny błąd pomiarowy, ponieważ długość tensometru jest stała, a nachylenie charakterystyki naprężenia wzrasta odwrotnie proporcjonalnie do grubości płaszcza. Nachylenie charakterystyki naprężeń globalnych w zależności od grubości płaszcza zobrazowano na rys. 2.20. Ponadto w miarę zmniejszania się grubości płaszcza rośnie również błąd względny, który jest spowodowany odchyleniem wymiaru rzeczywistego grubości płaszcza od wymiaru nominalnego tej grubości.

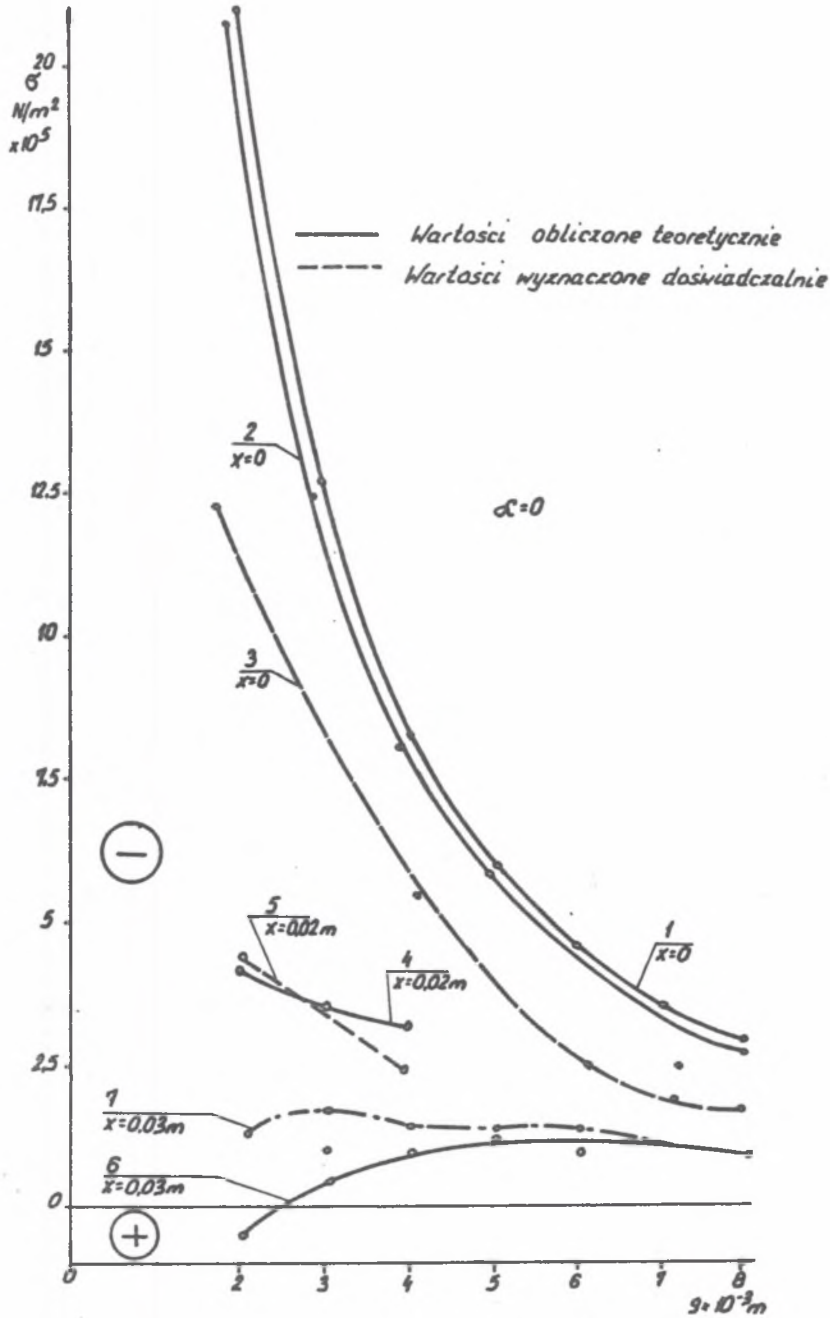
Na rys. 2.20 przedstawiono rozkład naprężeń południkowych wzdłuż tworzącej, dla g = 0,003 i 0,005 m, obliczony teoretycznie i wynaczony doświadczalnie. Ten rozkład jest podobny do rozkładu naprężenia otrzymanego przy badaniu modelu płaszcza o średnicy 1 m (rys. 10a) [17]. Naprężenia wyznaczone doświadczalnie, pokazane na rys. 2.20, są zaniżone pod wpływem błędu pomiarowego, który analizowano przy porównywaniu wykresów zobrazowanych na rys. 2.18 i 2.19).

Rozkład naprężeń południkowych (rys. 2.20 i 2.10a) znamionuje się występowaniem maksymalnego naprężenia pod liną, a w odległości kilku centymetrów od liny w kierunku tworzącej kilkakrotnym zmniejszeniem wartości naprężenia maksymalnego. Ponadto naprężenia południkowe wpływają decydująco na wytężenie materiału płaszcza, ponieważ ich wartości są znacznie większe od naprężeń równoleżnikowych na powierzchni wewnętrznej płaszcza - pod liną. Na tej powierzchni znaki naprężeń południkowych i równoleżnikowych są różne. Zgodnie z (2.15) w dwukierunkowym stanie naprężenia, przy różnych znakach naprężenia, występuje maksymalne naprężenie zredukowane, które decyduje o wytężeniu materiału płaszcza. Zauważa się wiec, że pod względem wytężenia materiału płaszcz wielolinowego koła pędnego jest wykorzystany tylko na odcinku wykładziny ciernej.

2.2.3.2.2. Równoleżnikowe naprężenia błonowe

Na rys. 2.21 przedstawiono rozkład równoleżnikowych naprężeń błonowych w zależności od grubości płaszcza, dla $\alpha = 0$ oraz dla: $x = 0$; $x = 0,02$ i $x = 0,03$ m. Wykresy 1 i 2 przedstawiają naprężenia obliczone teoretycznie odpowiednio według [38] ((2.13) i [37]. Natomiast na wykresie 3 zobrazowano naprężenia, które wyznacznono drogą doświadczalną, w punkcie $\alpha = 0$ i $x = 0$, przy założeniu że odkształcenie wyatępujące w tym punkcie jest spowodowane tylko siłami błonowymi.

W wartościach naprężeń przedstawionych na wykresie 3 uwzględniono również nieznaczną redukcję naprężeń błonowych, spowodowaną trójosiowym stanem naprężenia. Pod liną bowiem występuje również naprężenie w kierunku promieniowym, wynikające z nacisku liny na płaszcz [21].



Rys. 2.21. Równoleżnikowe naprężenia błonowe

Fig. 2.21. The circumferential membrane stresses

Analizując naprężenia zobrazowane na wykresach 1, 2 i 3 (rys. 2.21), zauważa się, że wartości naprężeń na wykresie 2 są nieznacznie mniejsze od naprężeń zilustrowanych na wykresie 1. Natomiast naprężenia wyznaczone doświadczalnie (wykres 3) są zaniżone ponad 35% w porównaniu do naprężeń obliczonych teoretycznie (wykres 1).

Na modelu stalowym (punkt 3.3) o grubości płasacza 0,003 m i średnicy zewnętrznej 0,21 m, w punkcie $\alpha = 0$, $x = 0$, dla $h = 0$, wyznaczono naprężenie 512 $N/m^2 \cdot 10^5$ (tablica 3.2). Po uwzględnieniu błędu wynikającego z trójosiowego stanu naprężenie [21] wartość 512 zwiększa się do 570 $N/m^2 \cdot 10^{-5}$. Natomiast naprężenie obliczone według [38] wynosi $745/m^2\ 10^5$. Wynik otrzymany doświadczalnie, na modelu stalowym, jest więc zaniżony ponad 23% w porównaniu do wyniku teoretycznego (2.13) [38]. Wpływ na ten błąd ma nachylenie charakterystyki naprężeń błonowych względem tworzącej, które jest mniejsze w porównaniu do nachylenia charakterystyki naprężeń południkowych.

Wynik wyznaczony na modelu stalowym jest bardziej zbliżony do wyniku teoretycznego (2.13) niż wynik wyznaczony na modelu z metapleksu o średnicy wewnętrznej 0,212 m.

W odległości $x = 0{,}02$ m od liny, w kierunku tworzącej wykresy 4 i 5, rys. 2.21, naprężenia wyznaczone doświadczalnie σ_{rbd} są wystarczająco zgodne z obliczonymi teoretycznie σ_{rbt}. Większa różnica zachodzi między naprężeniami σ_{rbd} a σ_{rbt} (wykresy 6 i 7) w odległości 0,03 m od liny. To tłumaczy się wzrastającymi błędami pomiarowymi w miarę zmniejszania się wartości pomiarowej.

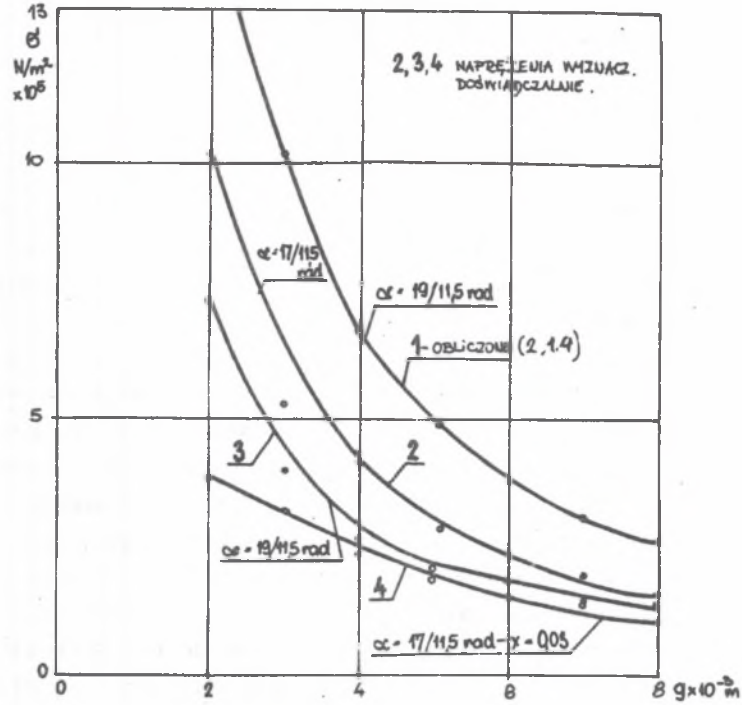
2.2.3.2.3. Globalne naprężenia równoleżnikowe wynikające ze zginania

Na rys. 2.22 przedstawiono globalne naprężenia równoleżnikowe obliczone według (2.7), wykres 1 i wyznaczone doświadczalnie dla kąta $\alpha = 1{,}45$ rad, wykres 2 oraz dla kąta $\alpha = 1{,}8$ rad wykres 3.

Wartości doświadczalne są znacznie mniejsze od wartości teoretycznych. Charakterystyka odkształceń równoleżnikowych w otoczeniu kąta $\alpha = 1{,}45$ i 1,8 rad, 8-1120-20-r, (rys. 2.14) jest o dużym nachyleniu w kierunku okręgu i pomiar tensometrem jest obarczony błędem ujemnym.

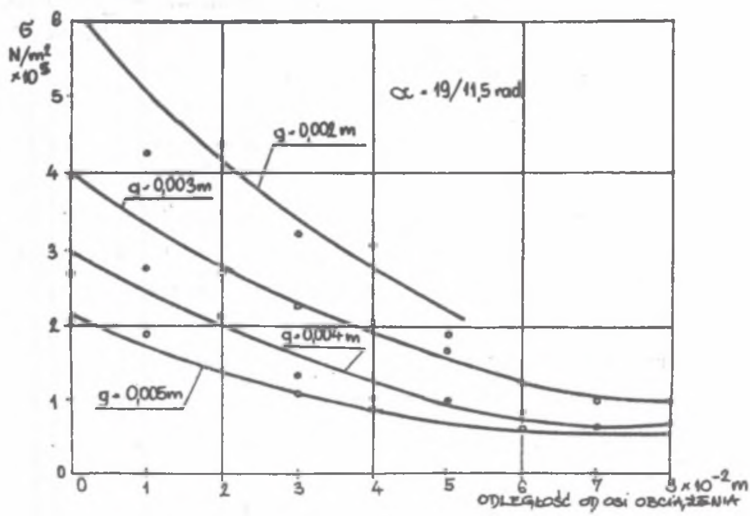
Biorąc pod uwagę również błędy wynikające z geometrii płaszcza, punkt 2.2.3.2.1, wyniki doświadczalne są prawie zgodne z wynikami obliczonymi według (2.7).

Na rys. 2.23 zobrazowano rozkład naprężenia równoleżnikowego wzdłuż tworzącej. W miarę oddalania się od liny naprężenia zmniejszają się, podobnie jak naprężenia (2.21) otrzymane doświadczalnie na modelu stalowym [17].



Rys. 2.22. Równoleżnikowe naprężenia maksymalne

Fig. 2.22. The circumferential maximum stresses



Rys. 2.23. Rozkłady naprężeń równoleżnikowych wzdłuż tworzącej

Fig. 2.23. The circumferential stresses distribution along the generating line

2.2.3.2.4. Momenty lokalne

Związek między grubością płaszcza g a promieniem podziałowym R przyjęto jako współczynnik geometryczny,

$$w_{gp} = \frac{R}{g} . \tag{2.23}$$

Dla zbadanych modeli w_{gp} wynosi: 13,8; 15,6; 18,2; 22; 27; 35,8 i 53,5 licząc od najgrubszych płaszczy. Kopie rozkładów odkształceń równoleżnikowych na rozwiniętym okręgu trzech płaszczy o g: $2m^{-3}$; $5m^{-3}$; $8m^{-3}$ przedstawiono na rys. 2.24, odpowiednie krzywe 1, 2 i 3.

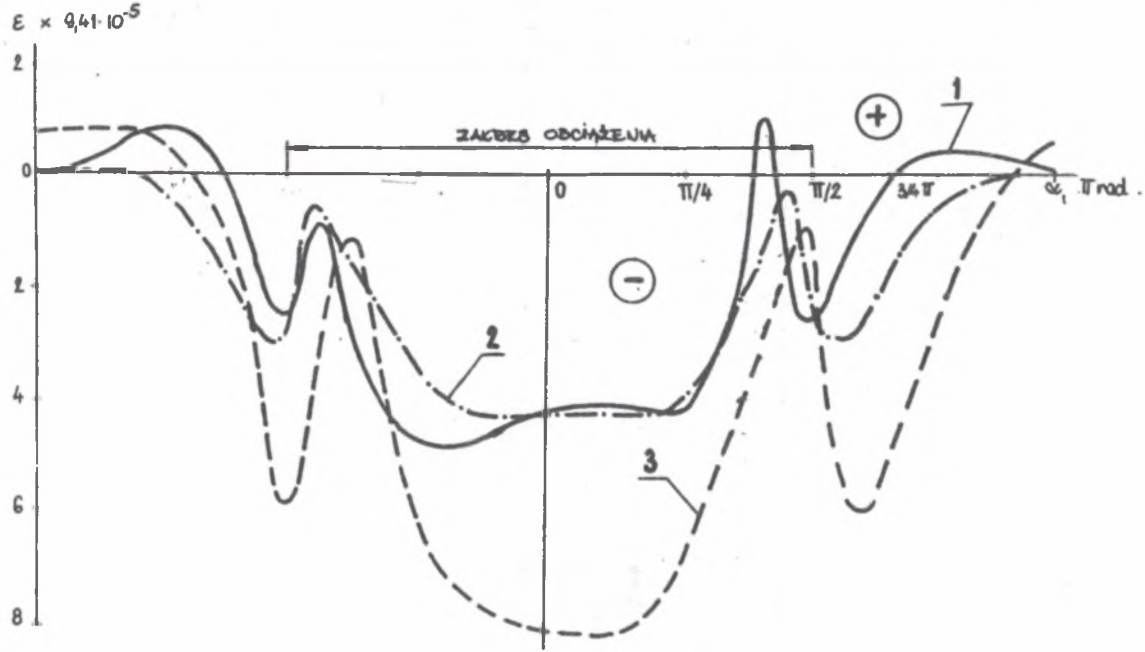
Przy grubości płaszcza $g = 0,002$ m i $w_{gp} = 53,5$ krzywa 1, w otoczeniu kąta $\alpha = \Pi$ wartości odkształceń są prawie niezauważalne, a w otoczeniu kąta $\alpha = 3/4\Pi$ rad występuje wyraźne odkształcenie dodatnie, wynikające z działania momentów lokalnych. Odkształceniom w punkcie $3/4\Pi$ rad odpowiadają odkształcenia o znakach przeciwnych przy kącie $\Pi/4$ rad, co jest w tym punkcie zauważalne przez uwypuklenie odkształceń ujemnych na krzywej 1. Ilość momentów lokalnych na okręgu wynosi więc cztery: dwa dodatnie i dwa ujemne.

Przy grubości płaszcza wynoszącej 0,005 i $w_{gp} = 21,7$ krzywa 2 w otoczeniu kąta $\alpha = \Pi$ rad występuje brak odkształceń, a w odpowiadającym kącie $\alpha = 0$ krzywa 2 jest płaska. A więc odkształceń wynikających z działania momentów lokalnych nie zauważa się na wykresie 2 przy $g = 0,005$ m.

W powłoce najgrubszej z przebadanych $g = 0,008$ m i $w_{gp} = 13,75$ (na krzywej 3 rys. 2.24), wyraźne maksimum odkształceń dodatnich występuje przy kącie $\alpha = \Pi$ rad, a odpowiadające im odkształcenia są o znaku ujemnym i powodują zauważalne uwypuklenie krzywej 3 przy kącie $\alpha = 0$.

Rozkłady odkształceń przy pozostałych grubościach płaszczy przebiegają w sposób podobny do przypadków opisanych i w sposób pośredni między przypadkami opisanymi.

Reasumując, zauważa się, że przy grubości płaszcza 0,008 m i $w_{gp} = 13,75$ występują dwa maksymalne momenty lokalne. W miarę zmniejszania się grubości płaszcza i wzroście współczynnika geometrycznego zmniejszają się wartości momentów lokalnych aż do zera przy grubości 0,005 m i $w_{gp} = 21,7$. Dopiero przy $g = 0,003$ m i $w_{gp} = 35,83$ są już zauważalne cztery maksymalne momenty lokalne, których wartości wzrastają przy grubości płaszcza 0,002 m i $w_{gp} = 53,5$. Podobnie w modelu stalowym o średnicy 1 m [17] i 0,21 m (rys. 3.20) przy grubości płaszcza: 7; 9; 11 i 3×10^{-3} m, odpowiednio w_{gp}; 71,5; 55,5; 43,5 i 35, występują również cztery maksymalne momenty lokalne.



Rys. 2.24. Odkształcenia równoleżnikowe g = 0,008; 0,005 i 0,002 m

Fig. 2.24. The circumferential strains

Z przeprowadzonych rozważań nasuwa się wniosek, że w płaszczu o ilości maksymalnych momentów lokalnych i ich wartości decyduje współczynnik geometryczny. Można więc dokonać podziału ze względu na ich grubość na: cienkie, średnie i grube w zależności od występujących w nich maksymalnych momentów lokalnych. Płaszcze cienkie, w których można spodziewać się czterech maksymalnych momentów lokalnych w_{gp} = 30-75. Płaszcze średniej grubości o zerowym momencie lokalnym w_{gp} = 20-30 i płaszcze grube o dwóch maksymalnych momentach lokalnych w_{gp} = 10-20. Oczywiście granica podziału nie jest jeszcze wystarczająco zbadana, można się spodziewać, że przy $w_{gp} > 75$ wystąpi sześć maksymalnych momentów lokalnych, co byłoby zgodne z wynikami obliczonymi za pomocą równań Popowicza (2.7) [29]. Ponadto współczynnik w_{gp} = 10-30 wymaga weryfikacji na modelu stalowym.

Zgodnie z analizą wytężenia mamteriału, przeprowadzoną w punkcie 2.1.5, w płaszczu gładkim, maksymalne naprężenie zredukowane występuje na powierzchni wewnętrznej płaszcza, pod liną w miejscu działania maksymalnego momentu lokalnego.

2.2.3.3. Wnioski

Z przeprowadzonej analizy stanu naprężenia w płaszczu gładkim wielolinowego koła pędnego nasuwają się następujące wnioski:

1. Na wytężenie materiału płaszcza wpływa decydująco maksymalne naprężenie południkowe.

2. Maksymalne naprężenie zredukowane występuje pod liną w miejscu działania maksymalnego momentu lokalnego.

3. Pod względem wytężenia materiału, za wykładziną cierną w kierunku tworzącej, materiał płaszcza jest nie wykorzystany.

4. Płaszcze gładkie można podzielić na: cienkie, średnie i grube w zależności od współczynnika geometrycznego $w_{gp} = \frac{R}{g}$, wynoszącego odpowiednio: 30-75; 20-30 i 10-20. W płaszczach cienkich maksymalne momenty lokalne występują w pobliżu kąta α: $\Pi/4$, $3/4\Pi$, $5/4\Pi$ i $7/4\Pi$ rad. W płaszczach średnich równoleżnikowe momenty lokalne nie występują, a w grubych momenty występują w otoczeniu kąta $\alpha = 0$ i Π rad z zaznaczeniem, że współczynnik w_{gp} w przedziale 10-30 wymaga weryfikacji na modelu stalowym.

5. W płaszczu z metapleksu o grubości $2 \cdot 10^{-3}$ m i średnicy D = 0,214 m, rozkład naprężeń południkowych jest zgodny z rozkładem naprężenia wyznaczonym teoretycznie według Ševčenki [37], rys. 2,3 i 2.19.

2.3. WSTĘPNE WYMIAROWANIE PŁASZCZA GŁADKIEGO

2.3.1. Uwagi ogólne

Wewnętrzne siły uogólnione, występujące w płaszczu wielolinowego koła pędnego można obliczyć przy zastosowaniu wyrażeń przedstawionych w p. 2.1, oczywiście przy znanym obciążeniu płaszcza i znanych jego podstawowych wymiarach: średnicy, długości i grubości. O wartości średnicy płaszcza decydują zależności geometryczne między płaszczem a linami. Przekroje lin wynikają z obciążenia użytecznego i głębokości wydobywania urobku. Do wykonania obliczeń brak więc grubości płaszcza, którą jako grubość wstępną trzeba w jakiś sposób przyjąć - najłatwiej na podstawie mniej lub więcej zbliżonych przykładów rozwiązań. Otrzymane wyniki obliczeń sił przekrojowych umożliwiają wyznaczenie stanu naprężenia w projektowantm płaszczu i porównanie z naprężeniami dopuszczalnymi. Aby więc naprężenie dopuszczalne w przybliżeniu było równe naprężeniu obliczonemu, należy przeprowadzić korektę wstępnie przyjętej grubości płaszcza, przy czym w zależności od wyników można przeprowadzić krótszą lub dłuższą iterację obliczenia.

Do zwymiarowania przekrojów prostych ustrojów konstrukcyjnych, np. belki lub kratownicy, wystarcza podanie wartości przyłożonych sił i długości elementów. Przebieg wymiarowania sprowadza się do dwóch czynności: pierwszej polegającej na wyznaczeniu sił uogólnionych wewnętrznych i drugiej stanowiącej właściwe wymiarowanie, które może ulec powtórzeniu w przypadku nie spełnionych warunków stateczności elementów.

2.3.2. Korelacja naprężeń i wzór

Wartości naprężeń południkowych, spowodowanych działaniem sił błonowych, wyznaczone doświadczalnie są wyraźnie mniejsze od obliczonych teoretycznie (2.5) i wynoszą około 10% maksymalnych naprężeń południkowych obliczonych według (2.3) i (2.19).

$$\sigma_{pbt} \approx 0,1 \quad \sigma_{pgt}$$

Południkowe naprężenie wypadkowe,

$$\sigma_{pw} = \sigma_{pbt} \pm \sigma_{pgt} \, . \tag{2.24}$$

Przeprowadzając podobne rozważania, dla pozostałych rodzajów naprężeń, w pracy [18] wyprowadzono równania na obliczanie wstępnej grubości płaszcza gładkiego wielolinowego koła pędnego

$$g = 1,39 \sqrt[3]{\frac{p^2 R}{k_o^2}}, \tag{2.25}$$

gdzie:

k_o - naprężenia dopuszczalne.

3. BADANIA PŁASZCZA UŻEBROWANEGO

Badania modelu płaszcza użebrowanego przeprowadzono w celu uzyskania danych dotyczących: 1) wpływu żebra na stan naprężenia w płaszczu, 2) opracowania wzoru do obliczania maksymalnego naprężenia w żebrze, 3) sprawdzenia słuszności wzorów [29; 37].
Równania służące do obliczania sił uogólnionych, występujących w płaszczu użebrowanym, są przedstawione w pracy [29; 37]. Natomiast brak jest wyrażenia do obliczenia naprężenia występującego w żebrze płaszcza. Według [37] można obliczyć część obciążenia przenoszoną przez żebro.

3.1. RÓWNANIA TEORETYCZNE

W wielolinowym kole pędnym płaszcz jest wzmocniony żebrami promieniowymi, które są przyspawane do wewnętrznej powierzchni płaszcza pod linami (rys. 3.1).

Momenty równoleżnikowe według [29],

$$M_{(1/2,\alpha)} = -0,132\, Z \sqrt[4]{\frac{\bar{g}^2}{R^2 \cdot g}} \Big[0,00916 \cdot 1^3 \cdot \frac{\bar{g}^2}{Rg} \sqrt[4]{\frac{g\,\bar{g}}{R^2}} \cos\alpha -$$

$$- \frac{1 - 8\cos\alpha}{22,62} \bar{\Phi}_{3(1/2)} + \frac{1 - 24\cos5\alpha}{117,58} \bar{\Phi}_{5(1/2)} - \frac{1 - 48\cos7\alpha}{332,5} \cdot \qquad (3.1)$$

$$\cdot \bar{\Phi}_{7(1/2)} + \frac{1 - 80\cos9\alpha}{715,5} \bar{\Phi}_{9(1/2)} - \frac{120\cos11\alpha}{1313} \bar{\Phi}_{11(1/2)} + \dots \Big] .$$

Dla gładkiego płaszcza $\bar{g} = g$, a wówczas wyrażenie (3.1) przyjmuje postać (2.14).

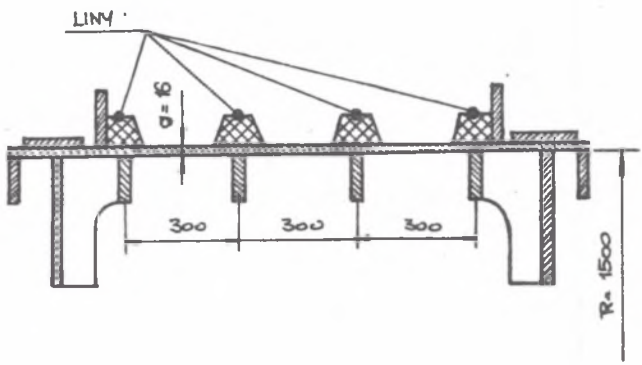
$\bar{g}$ - oznacza równoważną grubość blachy

$$\bar{g} = \sqrt[3]{\frac{12J}{L}} , \qquad (3.2)$$

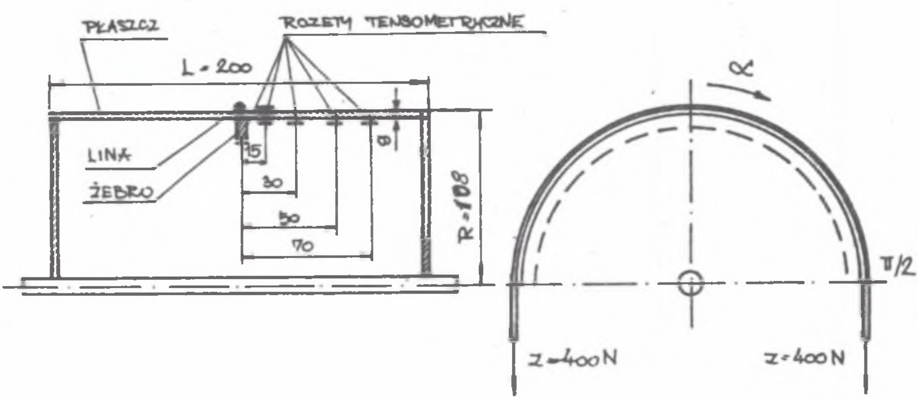
gdzie:

J - moment bezwładności wycinka przekroju płaszcza, obliczonego dla długości L, z uwzględnieniem żeber występjących na tej długości.

a)



b)



Rys. 3.1. Płaszcz wielolinowego koła

a) maszyny MK-325 x 4 [37], b) model płaszcza użebrowanego

Fig. 3.1. The jacket of the multirope Koepe pulley

a) of machines MK-3,25 x 4 [37], b) model of the ribbed jacket

Siły południkowe dla obciążenia przyłożonego w odległości L/2 od krawędzi płaszcza [29],

$$N_{p(l/,\alpha)} = 0,42\, Z \sqrt[4]{\frac{g}{\bar{g}^3 R^2}} \left[0,41 \sqrt[4]{\frac{\bar{g}^3}{g R^2}} \,,\, l \cdot \cos\alpha - \right.$$

$$- \frac{\cos3\alpha}{2,828} \Phi_{3(\frac{1}{2})} + \frac{\cos5\alpha}{4,899} \Phi_{5(l/2)} - \frac{\cos7\alpha}{6,928} \Phi_{7(l/2)} + \tag{3.3}$$

$$\left. + \frac{\cos9\alpha}{8,944} \Phi_{9(l/2)} - \frac{\cos11\alpha}{10,95} \Phi_{11(l/2)} + \ldots \right] .$$

Dla gładkiego płaszcza, $\bar{g} = g$ i wówczas (3.3) przyjmuje postać (2.4). Według Ševčenki [37] obciążenie przenoszone przez żebro,

$$P_z = \frac{P\gamma}{2} \frac{F}{2gR + F\gamma} , \tag{3.4}$$

gdzie:

F - przekrój poprzeczny żebra.

Obciążenie przenoszone przez płaszcz,

$$P_p = P - P_z , \tag{3.5}$$

gdzie:

$$P = \frac{Z}{R} ; \tag{3.6}$$

Z - naciąg liny.

$$\gamma = 1,31 \sqrt{\frac{R}{g}} .$$

Siły uogólnione w płaszczu wyznacza się przy korzystaniu z równań według [37], przy przyjęciu P_p zamiast P.

3.2. BADANIA MODELU UŻEBROWANEGO Z METAPLEKSU

W celu sprawdzenia słuszności wyrażeń (3.1), (3.3), (3.4) i (3.5) przeprowadzono badania dla płaszcza użebrowanego na takim modelu jak dla płaszcza gładkiego pkt. 2.2.3. Badania wykonano w Instytucie Mechanizacji Górnictwa Politechniki Śląskiej w Gliwicach.

Model koła pędnego (rys. 3.1) zrealizowano z metapleksu o wymiarach: średnica zewnętrzna 0,216, długość 0,2 m i grubość płaszcza 0,003 m. Żebro wykonano również z metapleksu o wysokości: 0,004; 0,008; 0,012; 0,021 i 0,03 m, o grubości 0,012 m trzech pierwszych i 0,01 m dwóch ostatnich. Żebro o wysokości maksymalnej przyklejono od strony wewnętrznej płaszcza, przy połączeniu z płaszczem jego płaszczyzny czołowej w odległości L/2 od krawędzi płaszcza. Po wykonaniu pomiarów kolejno przetaczano żebro na wysokość odpowiednio mniejszą.

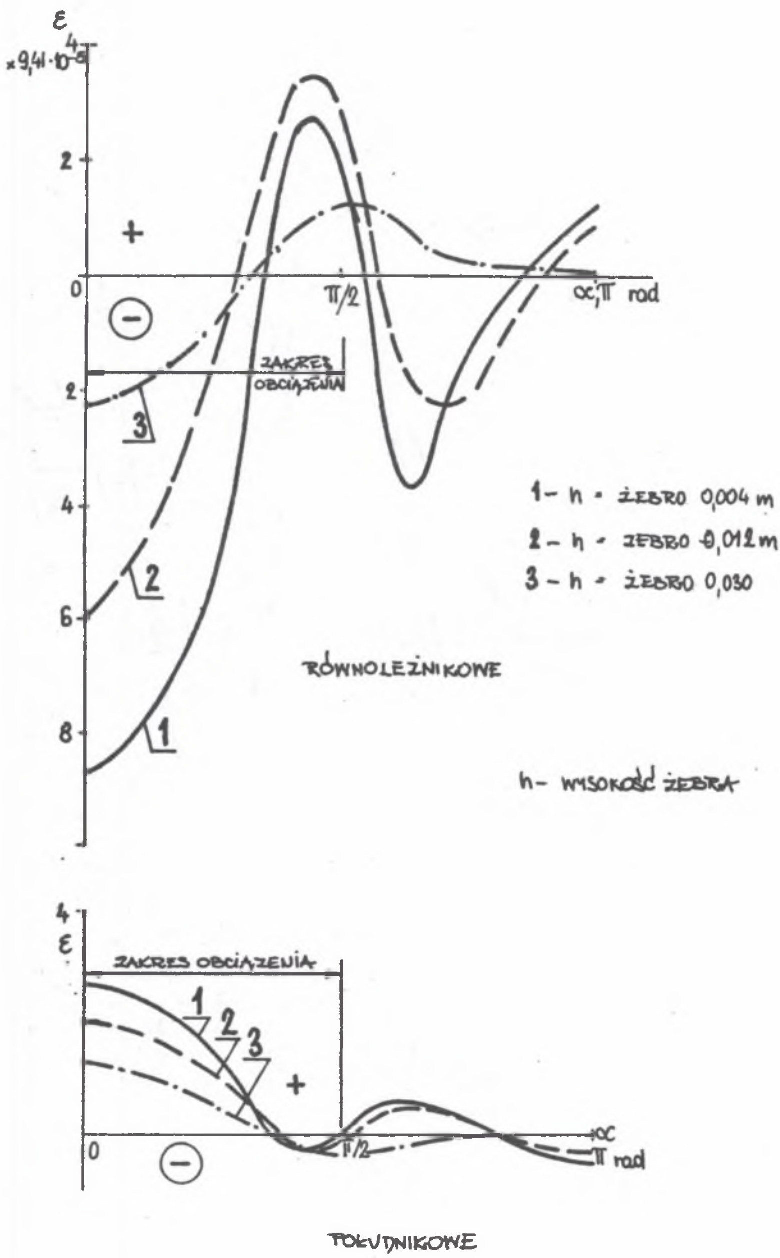
Badania wykonano: na tym samym stanowisku i przy zastosowaniu tej samej aparatury pomiarowej z przetwornikami sygnału, a także tym samym sposobie wykonania pomiarów odkształceń głównych jak w badaniach płasacza gładkiego z metapleksu p. (2.2.3). Rozety tensometryczne (rys. 3.1) przyklejono na wewnętrznej stronie żebra w odległościach co 120° oraz na stronach wewnętrznej i zewnętrznej płaszcza rozety przyklejono wzdłuż tworzących w odległości: 0,015; 0,03; 0,05 i 0,07 m od osi liny.

3.2.1. Wyniki badań płaszcza użebrowanego

Podczas badań płaszcza użebrowanego wykonano około 600 wykresów odkształceń głównych na rejestratorze x - y przy obciążeniu liny wynoszącym 400 N. Najistotniejsze charakterystyki odkształceń przedstawiono na rys. 3.2 i 3.3.

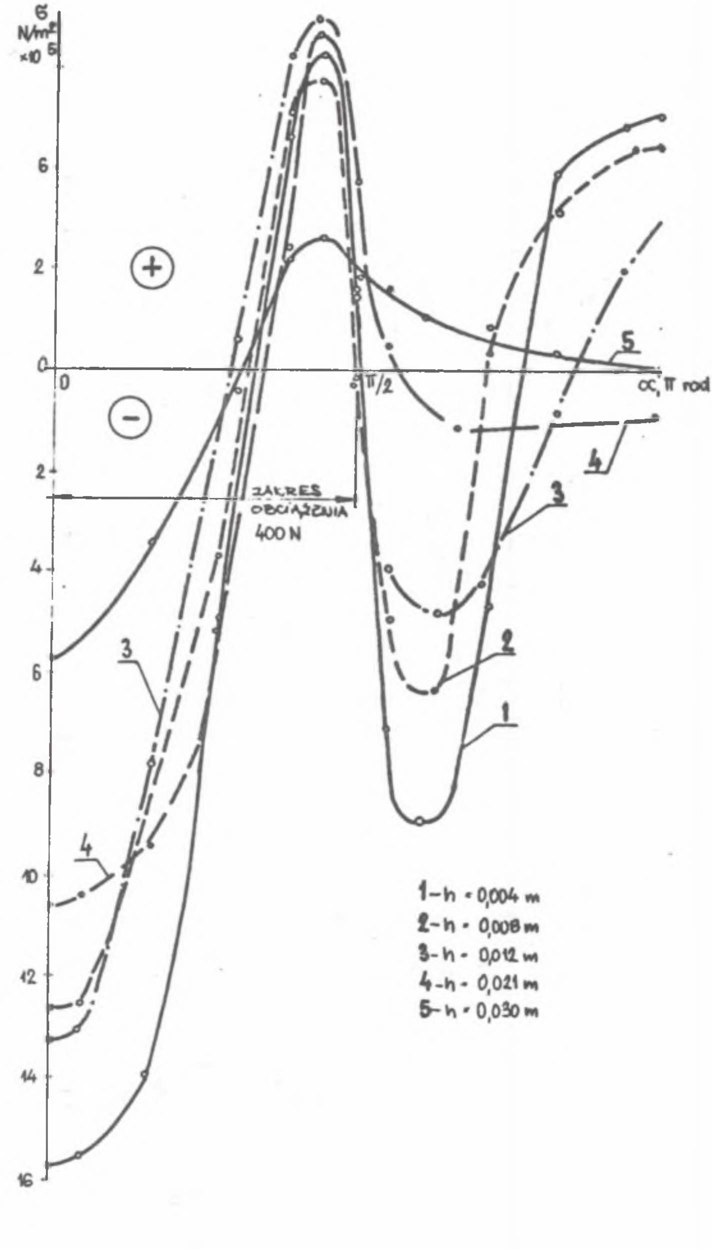
Są to kopie wykresów otrzymanych na rejestratorze x - y. Odkształcenia przedstawione na rys. 3.2 są zmierzone na wewnętrznej stronie żebra (rys. 3.1), przy wysokości żebra 0,004; 0,012 i 0,03 m.

Przy wysokości żebra 0,004 i 0,012 m na okręgu żebra (rys. 3.2) występuje maksimum odkształceń globalnych przy kącie $\alpha = 0$ i pięć maksimów lokalnych. W miarę zwiększania się wysokości żebra ilość maksimów lokalnych zmniejsza się i dla $h = 0,03$ m są tylko dwa. Maksymalne odkształcenia równoleżnikowe są kilka razy większe od maksymalnych odkształceń południkowych. Jest to relacja odwrotna w porównaniu z odkształceniami występującymi w płaszczu gładkim, przy $x = 0$, (rys. 2.14; 2.15 i 2.16). Odkształcenia zobrazowane na rys. 3.3; występują w płaszczu, przy czym odkształcenia równoleżnikowe stanowią około połowę wartości odkształceń występujących w żebrze.



Rys. 3.2. Odkształcenia główne - x = 0 - R_w

Fig. 3.2. The main strains - x = 0 - R_w



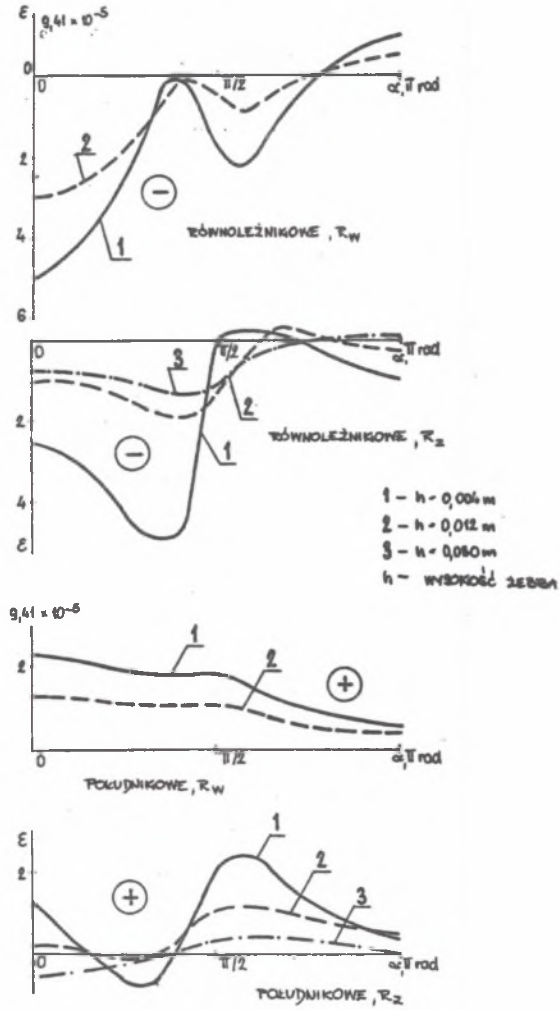
Rys. 3.3. Odkształcenia główne - x = 0,015 m

Fig. 3.3. The main strains - x = 0,015 m

Tablica 3.1

Odkształcenia płaszcza użebrowanego w skali wykresu

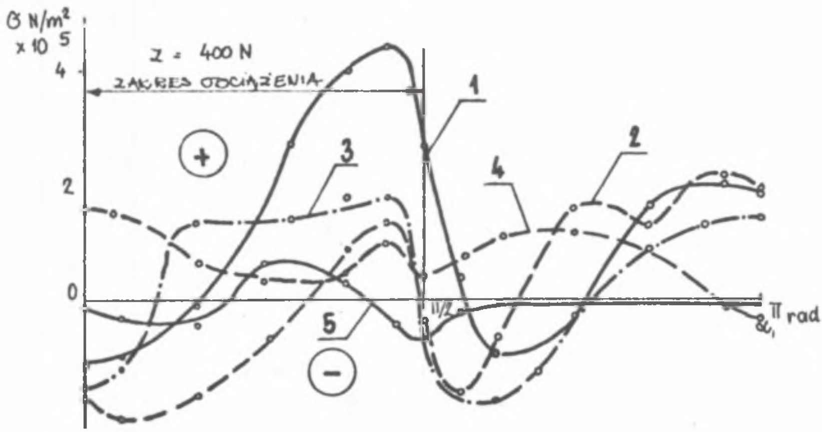
α rad	x = 0 - powierzchnia wewnętrzna - internal plane									
	h = 0,004 m		h = 0,008 m		h = 0,012 m		h = 0,021 m		h = 0,03 m	
	ε_p	ε_r	ε_p	ε_r	ε_p	ε_r	ε_p	ε_r	ε_p	ε_r
0	-0,36	-7,67	-0,50	-5,16	-0,46	-5,36	0,49	-4,21	-0,05	-2,00
2/11,5	-0,31	-7,6	-0,62	-5,12	-0,34	-4,96	0,48	-4,20	-0,11	-1,85
6/11,5	-0,02	-6,56	-0,5	-3,56	0,40	-3,82	0,18	-3,71	-0,14	-1,02
10/11,5	0,88	-2,00	-0,2	-1,10	0,40	0,16	0,09	-1,73	0,16	-1,10
14/11,5	1,42	1,60	0,26	1,70	0,52	2,14	0,14	0,71	0,06	0,65
16/11,5	1,61	2,28	0,40	1,81	0,52	2,27	0,44	2,37	-0,12	0,80
Π/2	1,20	0,48	-0,1	-0,04	-0,2	-0,08	0,13	1,18	-0,12	0,54
20/11,5	0,10	-2,90	-0,48	-1,62	-0,47	-0,56	0,26	0,47	-0,06	0,47
22/11,5	-0,33	-3,19	-0,2	-1,76	-0,54	-1,36	0,35	0,14	-0,01	0,31
26/11,5	-0,10	-1,72	0,46	0,10	-0,10	-1,30	0,42	-0,34	-0,02	0,26
30/11,5	0,52	1,3	0,38	0,92	0,24	-0,24	0,26	-0,26	0,04	0,01
34/11,5	0,66	1,80	0,62	1,34	0,40	0,58	-0,02	-0,23	0,04	0,01
Π	0,60	1,92	0,56	1,40	0,43	0,86	-0,10	-0,77	0	0



Rys. 3.4. Napięcia równoleżnikowe - x = 0, R_W
Fig. 3.4. The circumferential tensions - x = 0, R_W

W miarę oddalania się od żebra wartości odkształceń zmniejszają się, podobnie jak w płaszczu gładkim.

Z otrzymanych wykresów na rejestratorze x - y odczytano wartości odkształceń głównych, których część jako średnie z około dwunastu pomiarów przedstawiono w tablicy 3.1. Korzystając z wyrażeń (2.20) i (2.22) oraz z rys. 2.17 odkształcenia przetransponowano na naprężenia, których część zobrazowano na rys. 3.4; 3.5; 3.6; 3.7; 3.8; 3.9; 3.10 i 3.11.



Rys. 3.5. Naprężenia południkowe - x = 0, R_w
Fig. 3.5. The meridional stresses - x = 0, R_w

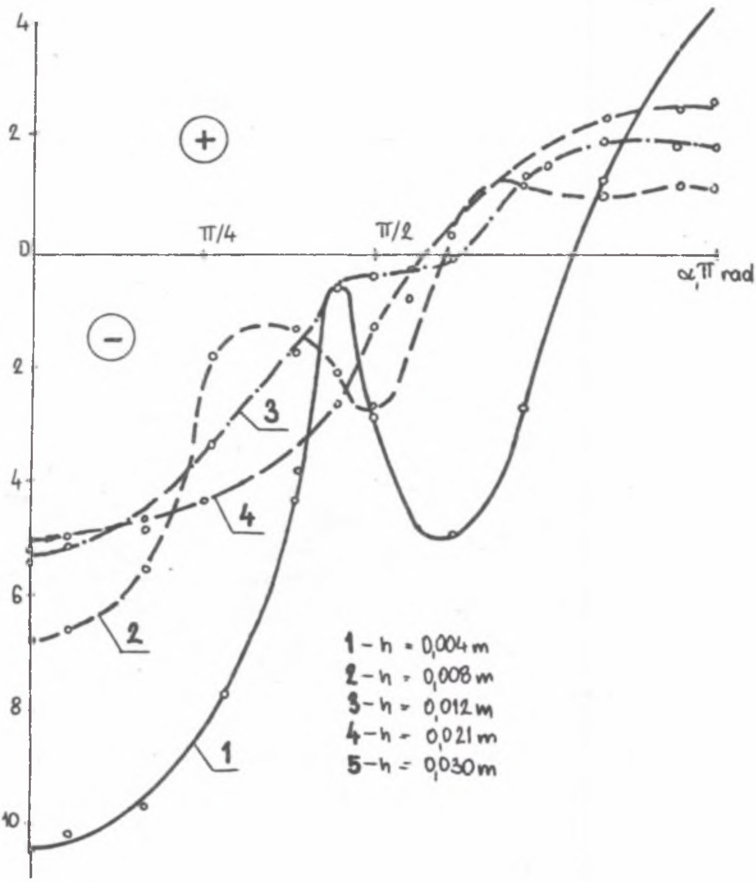
3.2.2. Analiza naprężeń

3.2.2.1. Naprężenia w żebrze

Na rys. 3.4 i 3.5 przedstawiono rozkłady naprężeń odpowiednio równoleżnikowe i południkowe występujące wzdłuż półokręgu żebra i na jego powierzchni wewnętrznej (rys. 3.1).

Charakterystyki naprężeń południkowych są inne w porównaniu z charakterystykami naprężeń występujących w płaszczu gładkim (rys. 2.19). Przy grubości żebra 0,004 m, (krzywa 1 rys. 3.5), charakterystyka jest zbliżona do sinusoidy zniekształconej, przy czym maksimum globalne występuje w otoczeniu kąta α = 17/11,5 rad. W miarę wzrastania grubości żebra krzywe: 2; 3; 4 i 5 naprężenia zmniejszają wartości, przy czym zanika maksimum globalne.

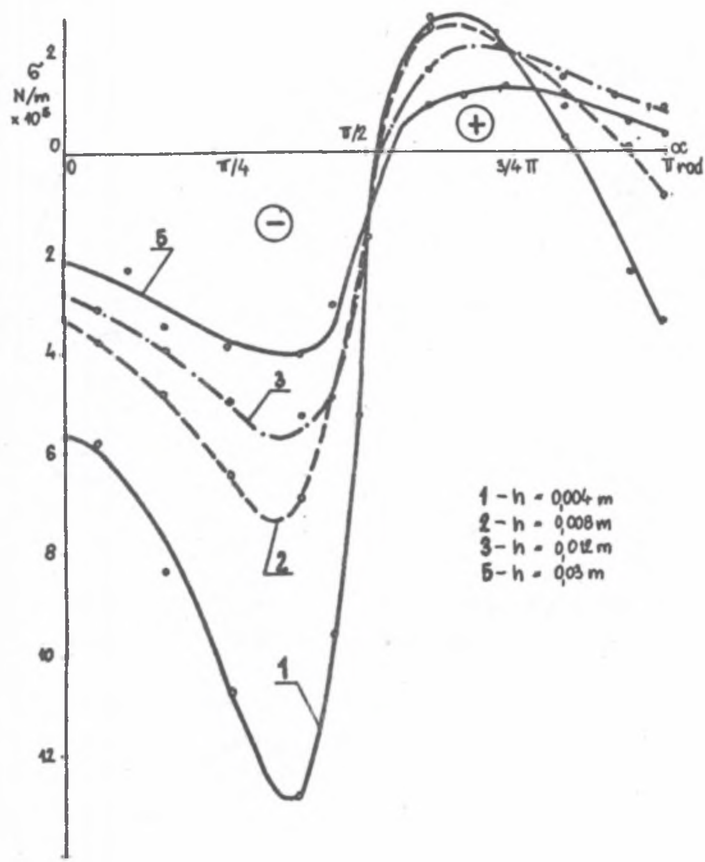
Charakterystyki naprężeń równoleżnikowych (rys. 3.4) są również inne w porównaniu z charakterystykami występującymi w płaszczu gładkim. Maksimum



Rys. 3.6. Naprężenia równoleżnikowe - x = 0,015, R_w
Fig. 3.6. The circumferential stresses - x = 0,015, R_w

globalne występuje przy kącie α = 0 (rys. 3.4) dla wszystkich grubości żeber. W płaszczu gładkim naprężenia maksymalne występują w otoczeniu kąta α = 17/11,5 rad. Przy wysokości żebra; 0,004; 0,08 i 0,012 m krzywe 1,2 i 3 mają pięć maksimów lokalnych. Przy dalszym wzroście wysokości żebra ilość maksimów lokalnych maleje i dla h = 0,03 m są tylko dwa - krzywa 5.

Wartość bezwzględna maksymalnego naprężenia lokalnego w otoczeniu kąta α = 20/11,5 rad (krzywa 1) jest większa od maksymalnego naprężenia występującego przy kącie α = 17/11,5 rad.



Rys. 3.7. Naprężenia równoleżnikowe - x = 0,015, R_z

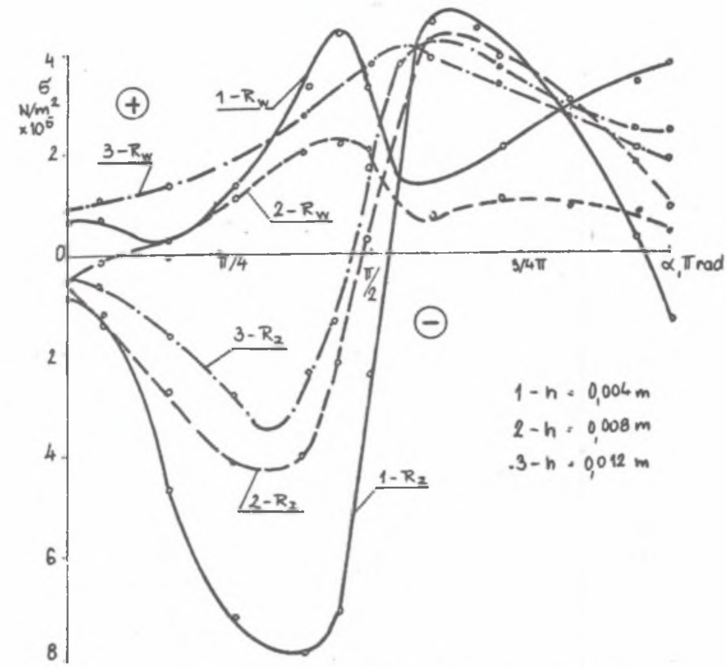
Fig. 3.7. The circumferential stresses - x = 0,015, R_z

Przy żebrze o grubości 0,004 m, na łuku opasania płaszcza liną, występują więc błonowe naprężenia równoleżnikowe, podobnie jak w płaszczu gładkim:

$$\sigma_{rb} = -\sigma_{rg(20/11,5)} + \sigma_{rg(17/11,5)} = -2,57\ N/m^2 \cdot 10^5 . \qquad (3.7)$$

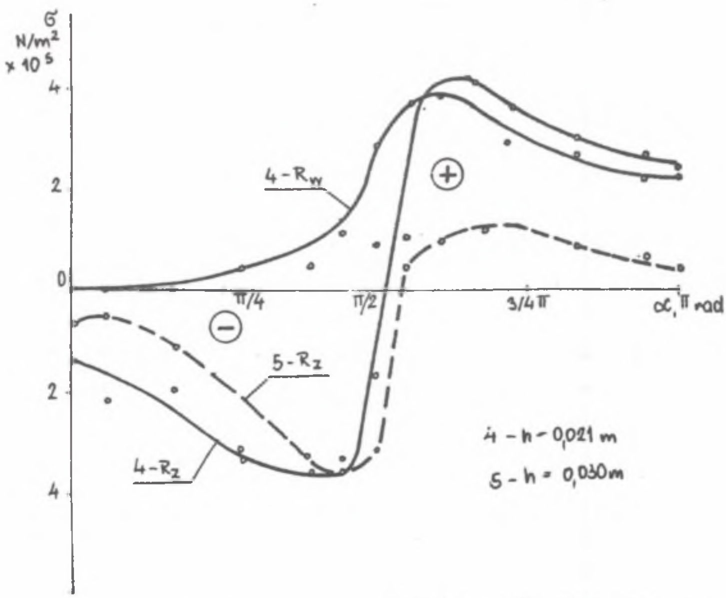
Na pozostałych grubościach żebra (krzywa 2, 3 i 4) zachodzi relacja odwrotna w wartościach bezwzględnych naprężeń w porównaniu do krzywej 1 kąt α = 17/11,5 i 20/11,5 rad.

Przy tych grubościach żeber wartości naprężeń błonowych są nieznaczne lub zerowe.



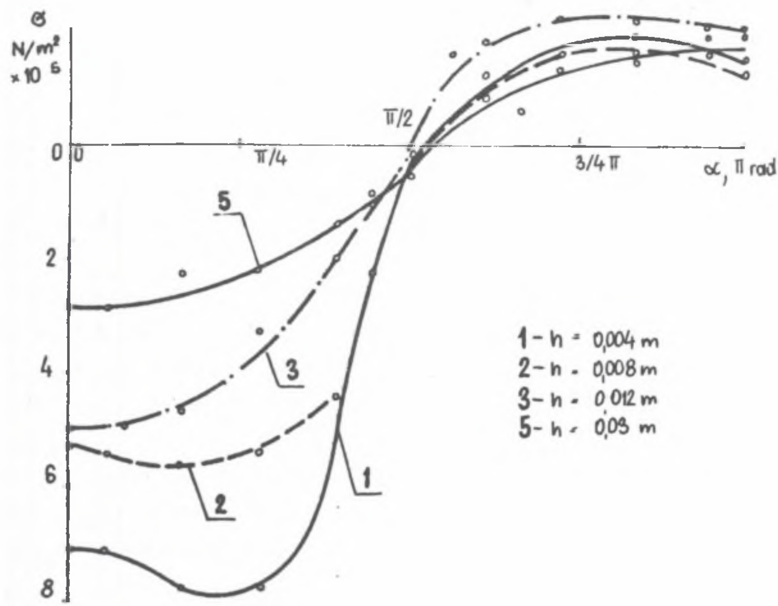
Rys. 3.8. Naprężenia południkowe - x = 0,015 m

Fig. 3.8. The meridianal stresses - x = 0,015 m



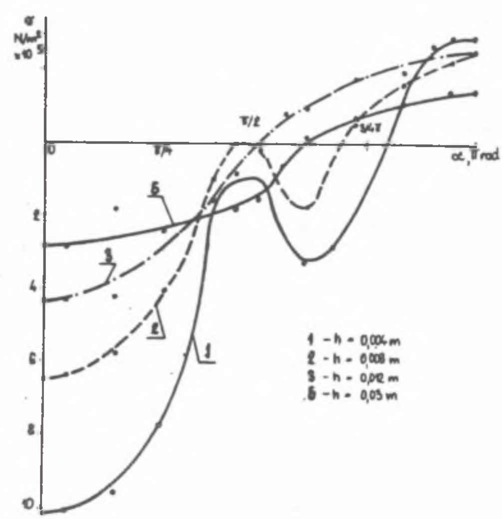
Rys. 3.9. Naprężenia południkowe - x = 0,015 m

Fig. 3.9. The meridianal stresses - x = 0,015 m



Rys. 3.10. Naprężenia południkowe - x = 0,03, R_W

Fig. 3.10. The meridianal stresses - x = 0,03 m, R_W



Rys. 3.11. Naprężenia równoleżnikowe - x = 0,03, R_W

Fig. 3.11. The circumferential stresses - x = 0,03, R_W

3.2.2.2. Naprężenia w płaszczu

3.2.2.2.1. Naprężenia równoleżnikowe w odległości x = 0,015 m

Na rys. 3.6 i 3.7 przedstawiono rozkłady naprężeń równoleżnikowych na półokręgu płaszcza na powierzchniach wewnętrznej R_w i na zewnętrznej R_z w odległości 0,015 m od płaszczyzny obciążenia. Maksymalne wartości naprężeń występują na powierzchni wewnętrznej, przy kącie $\alpha = 0$, dla wszystkich grubości żebra. Natomiast na powierzchni zewnętrznej maksymalne naprężenia występują w otoczeniu kąta $\alpha = 16/11,5$ rad i w miarę wzrastania wysokości żebra zmniejszają się ich wartości.

Przy czystym zginaniu naprężenia przy kącie $\alpha = 0$ na powierzchni zewnętrznej powinny być dodatnie, a są ujemne. Podobnie więc jak w płaszczu gładkim w zakresie łuku obciążenia występują równoleżnikowe naprężenia błonowe, które są ujemne i odpowiednio dodają się do naprężeń ze zginania lub redukują się z nimi.

W otoczeniu kąta $\alpha = 20/11,5$ rad, dla $h = 0,004$ i 0,008 m (krzywa 1 i 2 rys. 3.6 i 3.7) naprężenia są ujemne na wewnętrznej powierzchni i dodatnie na zewnętrznej powierzchni, wynikają więc z czystego zginania. Podobnie przy kącie $\alpha = \Pi$ rad.

Przy grubości żebra: 0,012; 0,02 i 0,03 m, krzywe 3, 4 i 5 w przedziale kąta α [0 - Π/2] rad, naprężenia są ujemne na obydwóch powierzchniach, a w przedziale kąta α [Π/2 - Π] rad realacja częściowo jest odwrotna (rys. 3.6 i 3.7).

Na powierzchni zewnętrznej zauważa się maksimum funkcji naprężeń w otoczeniu kąta $\alpha = 16/11,5$ rad, które wynika z dodania się naprężeń błonowych z naprężeniami spowodowanymi zginaniem (rys. 3.7). Natomiast przy kącie $\alpha = 0$ naprężenia błonowe redukują się z naprężeniami wynikającymi ze zginania.

3.2.2.2.2. Naprężenia południkowe w odległości - x = 0,015 m

Na rys. 3.8 i 3.9 zobrazowano naprężenie południkowe występujące przy grubości żebra: 0,004; 0,008; 0,012; 0,021 i 0,03 m, na powierzchniach wewnętrznej R_w i zewnętrznej R_z, w odległości 0,015 m od płaszczyzny obciążenia. Na powierzchni zewnętrznej R_z przy wszystkich wysokościach żeber charakterystyki naprężeń w przedziale kąta α[0 - Π/2] i [Π/2 - Π] rad są podobne, z tym że odpowiednio naprężenia są ujemne i dodatnie. Maksymalne naprężenia są w otoczeniu kąta $\alpha = 16/11,5$ i 20/11,5 rad.

Na powierzchni wewnętrznej naprężenia są dodatnie wzdłuż całego okręgu, przy czym przy żebrze o wysokości 0,004 i 0,008 m maksimum funkcji jest w otoczeniu kąta $\alpha = 16/11,5$ rad (rys. 3.8 i 3.9).

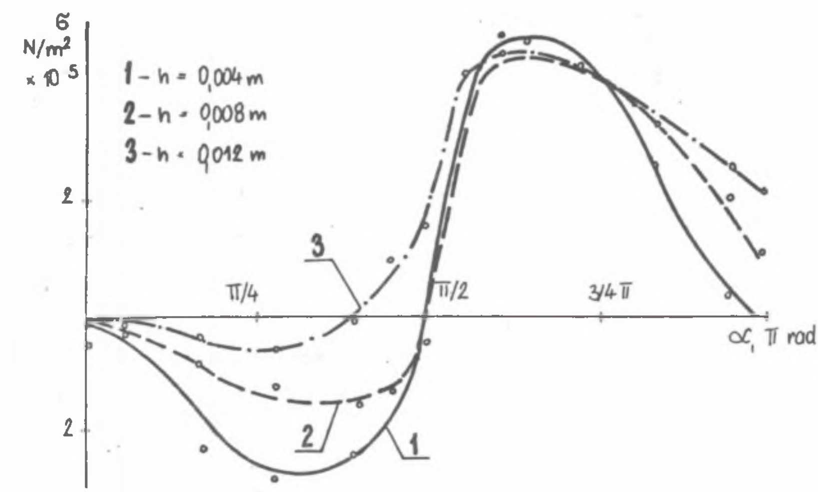
W przedziale kąta α [0 - Π/2] rad występuje złożony stan naprężeń spowodowany zginaniem i ściskaniem. Naprężenia ze zginania wykazują odwrotne znaki na powierzchniach zewnętrznej i wewnętrznej. Natomiast południkowe naprężenia błonowe są zauważalne przy niskich wysokościach żeber, to jest przy h = 0,004 i 0,008 m, ponieważ różnica w wartościach maksymalnych naprężeń jest bardzo wyraźna, w otoczeniu punktu α = 16/11,5 rad, na obydwóch powierzchniach (rys. 3.8 i 3.9).

W przedziale kąta α = [Π/2 - Π] rad znaki naprężeń są jednakowe na obydwóch powierzchniach płaszcza, występuje więc błonowy stan naprężenia.

3.2.2.2.3. Naprężenia w odległości x = 0,03 m

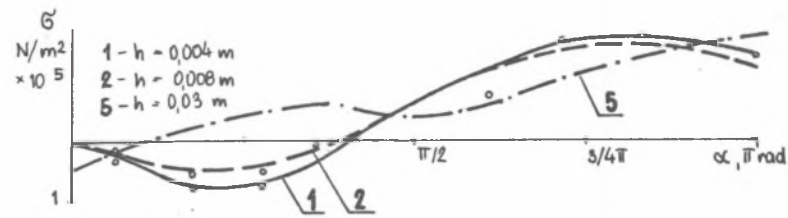
Przebieg naprężeń południkowych i równoleżnikowych na powierzchni wewnętrznej płaszcza w odległości x = 0,03 m od płaszczyzny obciążenia ilustrują wykresy na rys. 3.10 i 3.11. Naprężenia południkowe (rys. 3.10) są ujemne w przedziale kąta [0 - Π/2] rad dla wszystkich grubości żeber. Charakterystyka jest jednak bardziej łagodna w porównaniu z naprężeniami zilustrowanymi na rys. 3.8. Jest to spowodowane większymi naprężeniami ujemnymi ze zginania, a mniejszymi wartościami naprężeń błonowych.

Przebieg naprężeń równoleżnikowych (rys. 3.11) jest podobny do wykresów przedstawionych na rys. 3.6. Na rys. 3.12; 3.13; 3.14; 3.15 i 3.16 przedstawiono wyselekcjonowane naprężenia błonowe i spowodowane zginaniem.

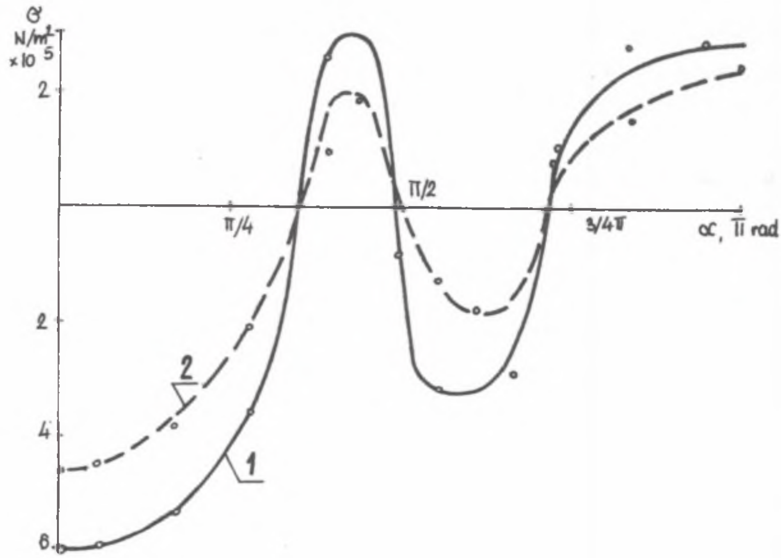


Rys. 3.12. Południkowe naprężenia błonowe - x = 0,015 m

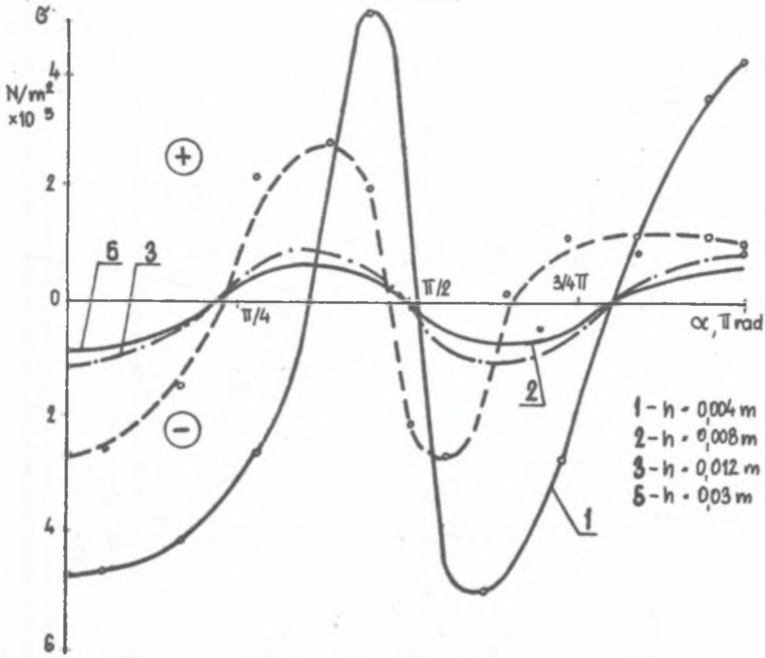
Fig. 3.12. The membrane meridianal stresses - x = 0,015 m



Rys. 3.13. Południkowe naprężenia błonowe - x = 0,03 m
Fig. 3.13. The membrane meridianal stresses - x = 0,03 m

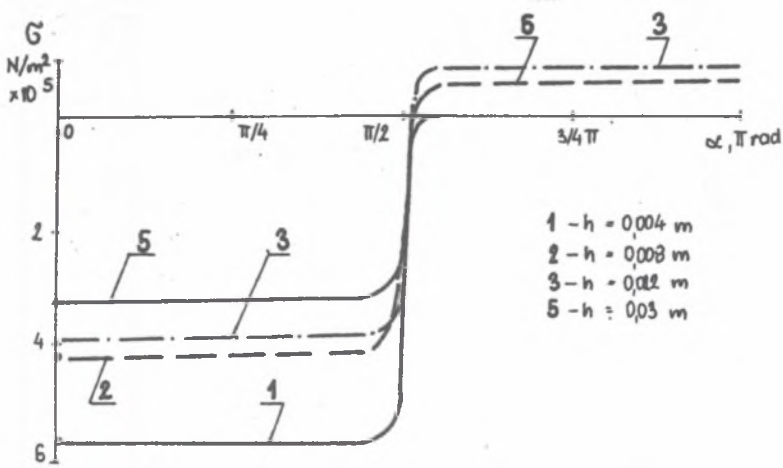


Rys. 3.14. Naprężenia równoleżnikowe spowodowane zginaniem - x = 0,03 m
Fig. 3.14. The circumferential stresses coused by bending - x = 0,03 m



Rys. 3.15. Naprężenia równoleżnikowe wynikające ze zginania - x = 0,015 m

Fig. 3.15. The circumferential stresses coused by bending - x = 0,015 m

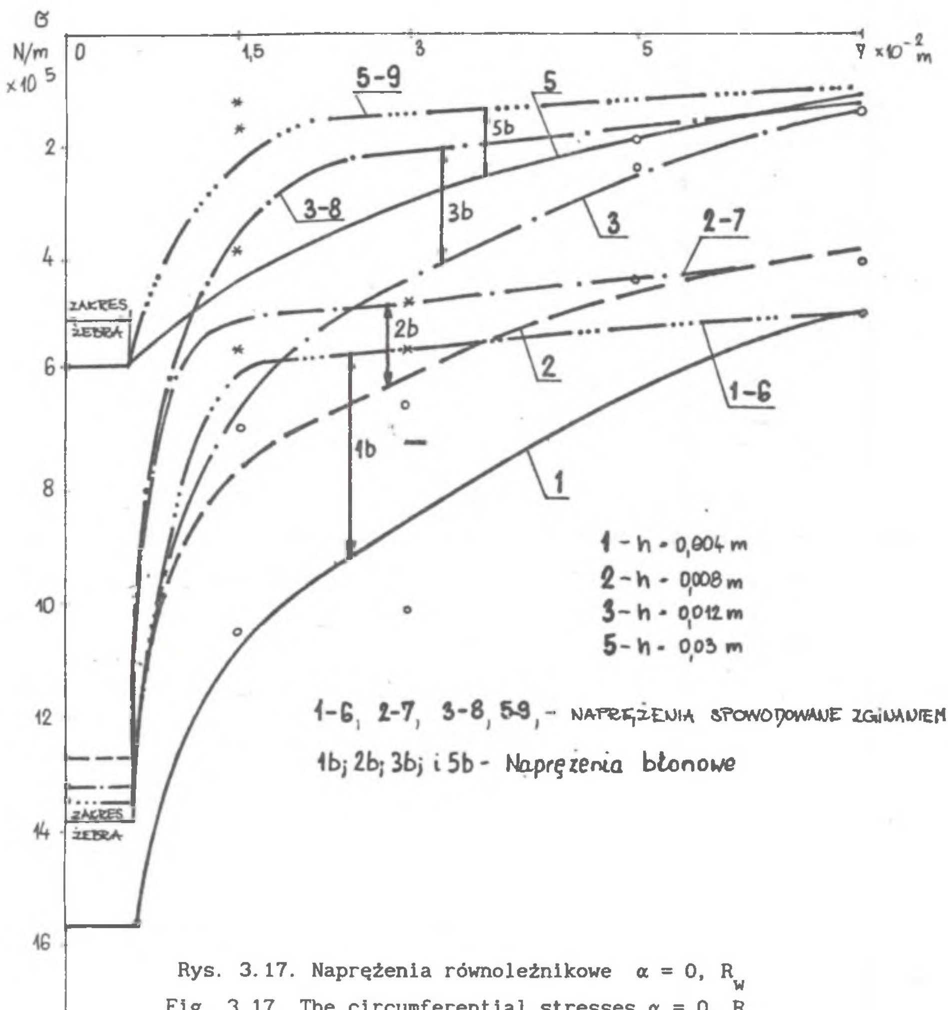


Rys. 3.16. Równoleżnikowe naprężenia błonowe - x = 0,015 m

Fig. 3.16. The membrane circumferential stresses - x = 0,015 m

3.2.2.3. Naprężenia wzdłuż tworzącej $\alpha = 0$

Na rys. 3.17 zobrazowano rozkłady równoleżnikowych naprężeń złożonych wzdłuż południka przy kącie $\alpha = 0$, R_w, krzywe 1; 2; 3 i 5 oraz rozkłady naprężeń ze zginania, krzywe 1-6; 2-7; 3-8 i 5-9.

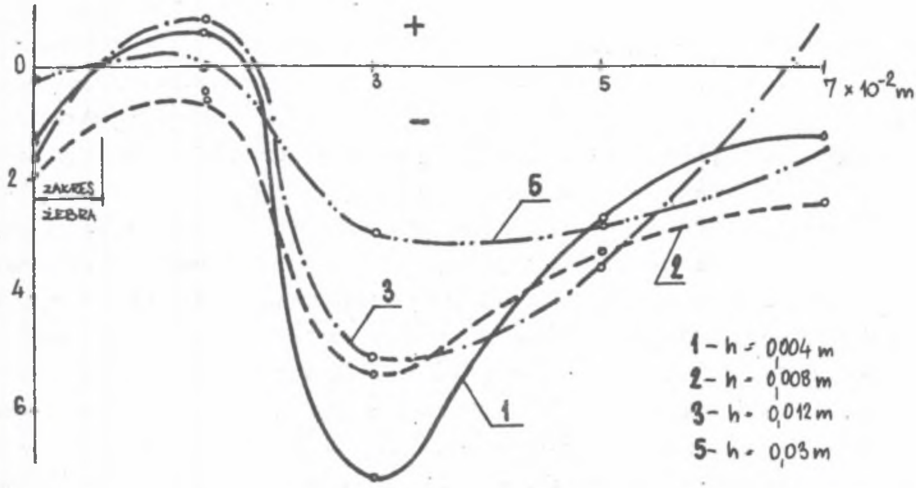


Rys. 3.17. Naprężenia równoleżnikowe $\alpha = 0$, R_w

Fig. 3.17. The circumferential stresses $\alpha = 0$, R_w

W pobliżu żebra charakterystyki naprężeń są bardzo nachylone, szczególnie przy naprężeniach ze zginania. W miarę zwiększania się odległości od żebra naprężenia zmniejszają wartość, przy czym dla naprężeń ze zginania to zmniejszenie jest nieznaczne.

Naprężenia południkowe w żebrze i w pobliżu żebra wykazują bardzo małe wartości (rys. 3.18). W miarę wzrastania odległości od punktu 0,02 m naprężenia zwiększają wartość, osiągając maksimum w punkcie około 0,03 m od płaszczyzny obciążenia. Przy dalszym zwiększeniu odległości naprężena maleją.



Rys. 3.18. Naprężenia południkowe - $\alpha = 0$, R_w

Fig. 3.18. The meridianal stresses - $\alpha = 0$, R_w

3.2.3. Wnioski z analizy

1. W płaszczu użebrowanym charakterystyki naprężeń południkowych i równoleżnikowych są inne w porównaniu do charakterystyk w płaszczu gładkim.

2. Maksymalne naprężenia równoleżnikowe występują w żebrze w otoczeniu kąta $\alpha = 0$, przy czym relacja ich wartości jest odwrotna do grubości żebra.

3. Naprężenia południkowe w żebrze są kilka razy mniejsze w porównaniu do naprężeń równoleżnikowych przy kącie $\alpha = 0$.

4. Na wartości naprężeń w płaszczu ma wyraźny wpływ wysokość żebra, przy czym podobnie jak w żebrze relacja wartości naprężeń do wysokości żebra jest odwrotna.

5. Maksymalne naprężenia równoleżnikowe w płaszczu występują przy krawędzi żebra i w miarę oddalenia się od żebra maleją.

6. Maksimum globalne naprężeń południkowych, które występuje w płaszczu gładkim, przy x = 0, w płaszczu użebrowanym zanika. Należy dodać, że to maksimum naprężeń w płaszczu gładkim wpływa decydująco na wytężenie materiału.

7. Charakterystyka naprężeń południkowych wzdłuż tworzącej, w części występowania maksimów lokalnych, jest podobna do charakterystyki w płaszczu gładkim.

3.3. BADANIA STALOWEGO PŁASZCZA UŻEBROWANGO

Badania płaszcza użebrowanego wykonano na dwóch modelach stalowych o różnych wymiarach średnic, a jednakowych wymiarach pozostałych. Celem badań było otrzymanie informacji koniecznych do opracowania wzoru na określenie maksymalnego naprężenia w żebrze płaszcza oraz poznania wpływu wysokości żebra na stan naprężenia w płaszczu.

W celu wykonania badań na modelu stalowym wielolinowego koła pędnego wykonano stanowisko badawcze. Zbudowano stalową wieżę z podestami do obsługi, a na wysokości około 3 m do poziomu hali umieszczono model. Lina opasywała model na łuku Πr. Jeden koniec liny był obciążony płytami żeliwnymi o ciężarze 6000 N. Natomiast drugi koniec liny podczas pomiaru, poprzez krążek sterujący, był ciągniony suwnicą. Zastosowano tę samą aparaturę pomiarową, którą wykonywano pomiary modelu z metapleksu, a umieszczono ją obok wieży. Zbadano dwa stalowe model o średnicy 0,35 m i 0,21 m, przy jednakowej grubości płaszcza i jego długości odpowiednio 0,003 m i 0,24 m. Płaszcz na tarczach koła był osadzony suwliwie i przykręcony śrubami. Natomiast utwierdzenie płaszcza na tarczach zamodelowano przez zwiększenie jego grubości na krawędziach podparcia. Płaszcz był wzmocniony stalowym żebrem o wysokości: 0,004; 0,008; 0,014; 0,02; 0,03 i 0,004 m, przy jednakowej szerokości 0,012 m, a w odległości 0,07 m od tarczy. Rozety tensometryczne przyklejono na wewnętrznej stronie żebra.

Natomiast na płaszczu rozety tensometryczne przyklejono na powierzchniach wewnętrznej i zewnętrznej płasacza w odległości 0,015; 0,03 i 0,045 m od krawędzi żebra wzdłuż tworzącej płaszcza.

3.3.1. Wyniki badań płaszcza stalowego

Podczas pomiarów wykonano około 1400 wykresów odkształceń głównych. Z wykresów odczytano wartości odkształceń przetransformowano na naprężenia posługując się równaniami (2.20) i (2.22).
Naprężenia, które decydująco wpływają na wytężenie materiału przedstawiono w tablicy 3.2 i na rys. 3.19-3.35.

Tablica 3.2

Naprężenia południkowe σ_p i równoleżnikowe σ_r $N/m^2 \times 10^5$
wyznaczone doświadczalnie

Na powierzchni wewnętrznej żebra X = 0

	Średnica płaszcza 0,21 m				Średnica płaszcza 0,35 m			
α rad	σ_r			σ_p	σ_p	σ_r		
h m x 10^{-3}	0	1-1,4 max	0-Π max	0-Π max	0-Π max	0	1-1,4 max	0-Π max
0	-512	496	-797	1710	840	-453	222	-546
4	-181	371	-421	-61	-67	-149	382	-382
8	-431	311	-454	66	65	-138	391	-391
14	-441	319	-441	63	19	-148	218	-230
20	-500	346	-500	182	30	-515	109	-515
30	-372	222	-372	77	120	-377	103	-377
40	-275	175	-275	-41	50	-280	128	-280

Na powierzchni wewnętrznej płaszcza x = 0,015 m

	σ_p		σ_r		σ_p		σ_p	
α rad	0	0-Π max	0	0-Π max	0	0-Π max	0	0-Π max
0	-160	-591	-252	-350	-124	393	-341	-417
4	-380	-492	-160	-243	-206	-313	-229	-273
8	-376	-548	-260	-308	-120	-139	-120	-138
14	-480	-480	-209	-204	-38	74	-97	-124
20	-540	-540	-411	-411	206	266	-276	-278
30	-474	-548	-295	-295	248	356	-184	-184
40	-560	-560	-185	-185	-230	262	-204	-208

cd. tablicy 3.2

Na powierzchni wewnętrznej płaszcza x = 0,03 ,

α rad	σ_p		σ_r		σ_p		σ_p	
	0	0–Π max	0	0–Π max	0	0–Π max	0	0–Π max
0	-24	-98	-68	-344	6	90	-28	262
4	-6	48	-114	296	-27	-33	-93	-333
8	8	82	-72	-356	-19	-71	-6	-126
14	6	210	-88	278	-104	104	64	123
20	-86	-86	-142	-146	-28	-128	-96	-232
30	-94	-94	-118	-130	-142	-142	-132	-132
40	-64	140	-64	278	-50	-50	64	-64

Na powierzchni wewnętrznej płaszcza x = 0,045 m

α rad	σ_p		σ_r		σ_p		σ_p	
	0	0–Π max	0	0–Π max	0	0–Π max	0	0–Π max
0	624	654	330	398	698	732	444	522
4	584	650	216	408	472	577	306	392
8	596	604	402	532	465	538	433	559
14	628	628	326	386	390	433	273	321
20	694	698	426	446	440	516	68	-564
30	652	652	368	368	314	-440	55	-428
40	628	628	92	144	290	-468	126	-232

cd. tablicy 3.2

Na powierzchni zewnętrznej płaszcza x = 0,015

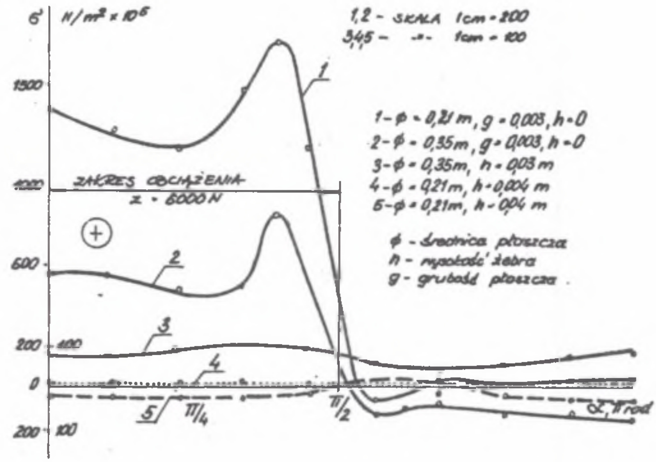
	Średnica płaszcza 0,35 m							
	σ_p				σ_r			
	0	1-1,4 max	1,75-2,1 max	0-П max	0	1-1,4 max	1,75-2,1 max	0-П max
0	88	-354	358	-398	-216	-704	404	-704
4	165	186	50	186	-165	-530	173	-530
8	199	86	212	212	-72	-270	152	-270
14	174	95	60	174	42	-84	120	120
20	-216	-282	50	-282	-216	-342	-82	-342
30	-224	-262	40	-262	-244	-290	32	-290

Na powierzchni zewnętrznej płaszcza x = 0,03 m

	Średnica płaszcza 0,21 m				Średnica płaszcza 0,35 m			
	σ_p		σ_r		σ_p		σ_r	
	0	0-П max	0	0-П max	0	0-П max	0	0-П max
0	332	428	-116	-824	170	210	30	256
4	434	518	50	-604	-34	-142	-111	-271
8	330	330	-60	-594	79	119	-20	-199
14	322	322	-86	-648	-10	52	-32	-125
20	-186	-188	-126	-502	82	82	31	241
30	102	-196	-144	-384	96	96	12	204
40	-22	-120	-230	-282	98	126	28	126

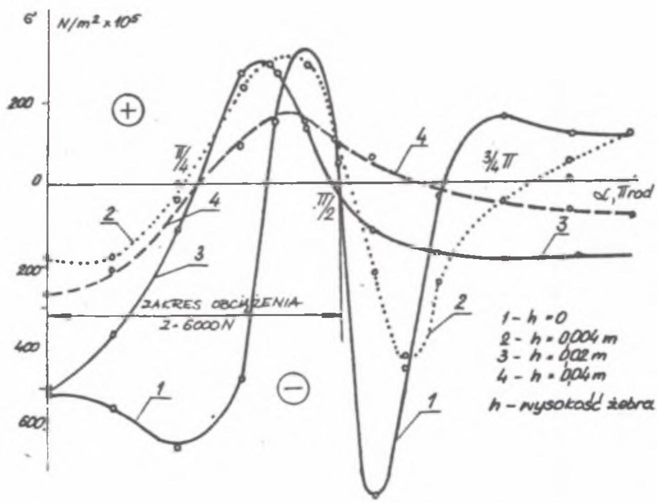
Na powierzchni zewnętrznej płaszcza x = 0,045

	σ_p		σ_r		σ_p		σ_r	
	0	0-П max	0	0-П max	0	0-П max	0	0-П max
0	144	218	86	-318	-578	-646	-82	-180
4	144	196	78	-394	-464	-584	-135	-255
8	146	-184	86	-322	-362	-464	-93	-135
14	80	-162	68	-170	-36	-36	-36	-36
20	58	-106	92	-178	-432	-506	-56	294
30	-14	-196	-18	-384	-448	-452	-144	194
40	-150	-150	-104	-230	-286	468	52	-80



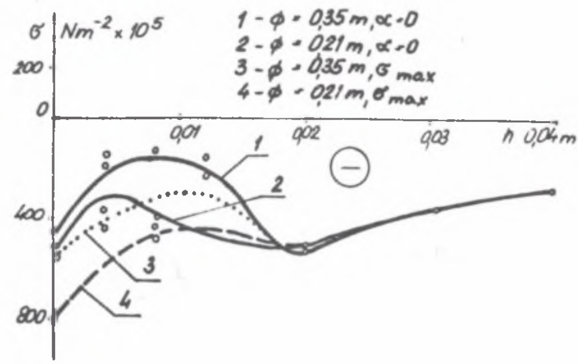
Rys. 3.19. Naprężenia południkowe x = 0 - R_W

Fig. 3.19. The meridianal stresses x = 0 - R_W



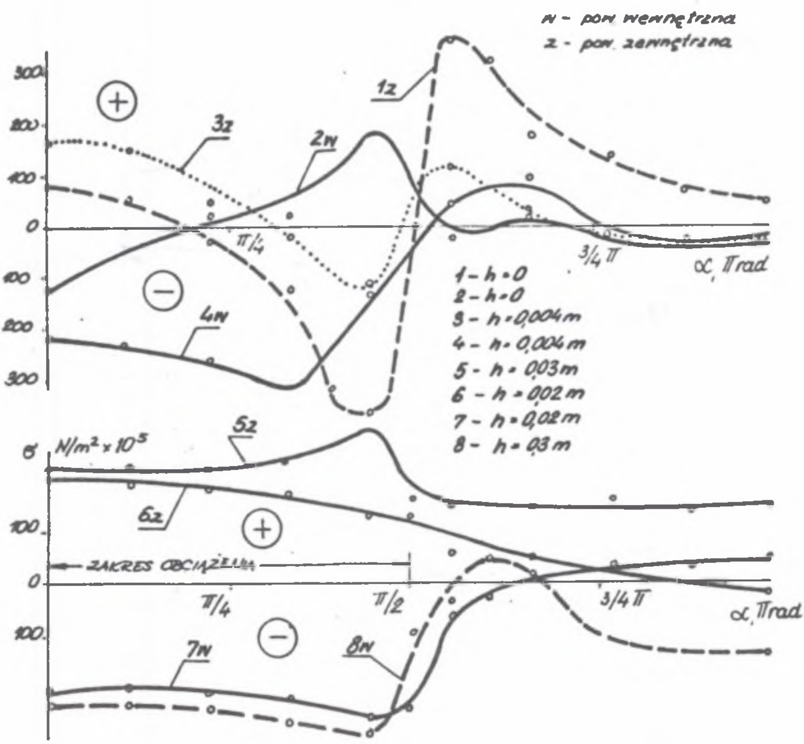
Rys. 3.20. Naprężenia równoleżnikowe ϕ 0,21 m x = 0, R_W

Fig. 3.20. The circumferential stresses ϕ 0,21 m x = 0, R_W



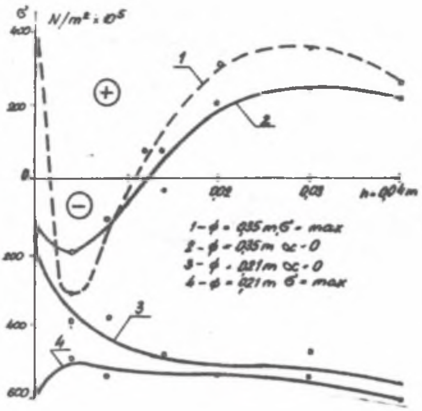
Rys. 3.21. Naprężenia równoleżnikowe, x = 0, R_w

Fig. 3.21. The circumferential stresses, x = 0, R_w

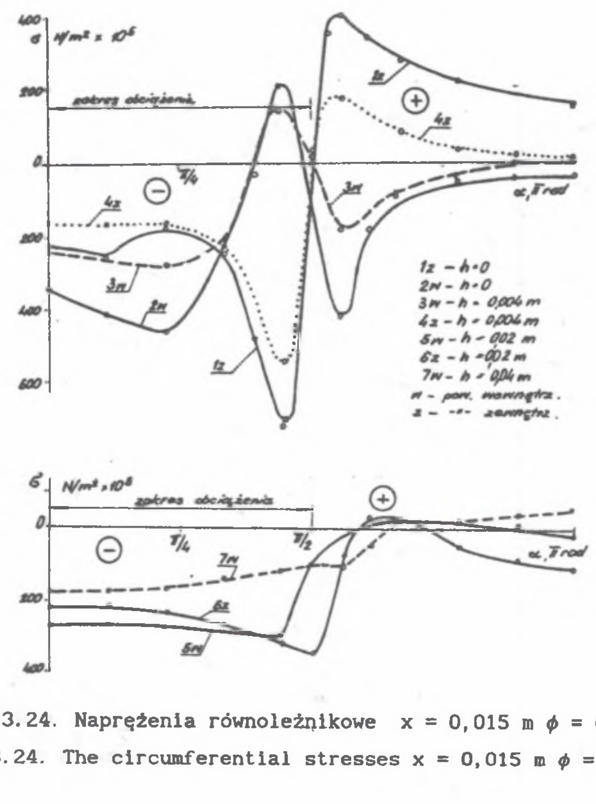


Rys. 3.22. Naprężenia południkowe, x = 0,015 m, ϕ 0,35 m

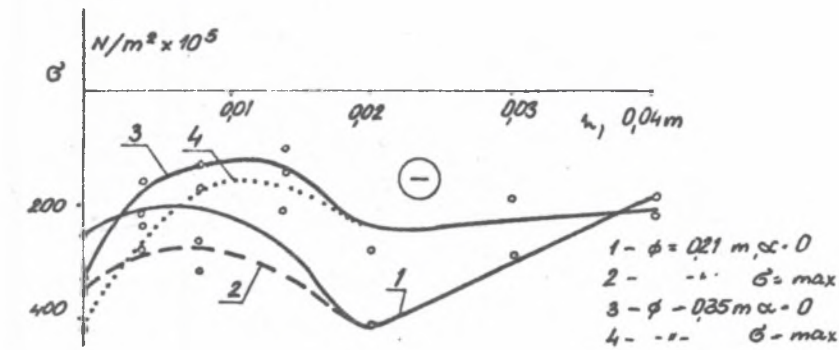
Fig. 3.22. The meridianal stresses, ϕ = 0,35 m, x = 0,015 m



Rys. 3.23. Naprężenia południkowe x = 0,015, R_w
Fig. 3.23. The meridianal stresses x = 0,015, R_w

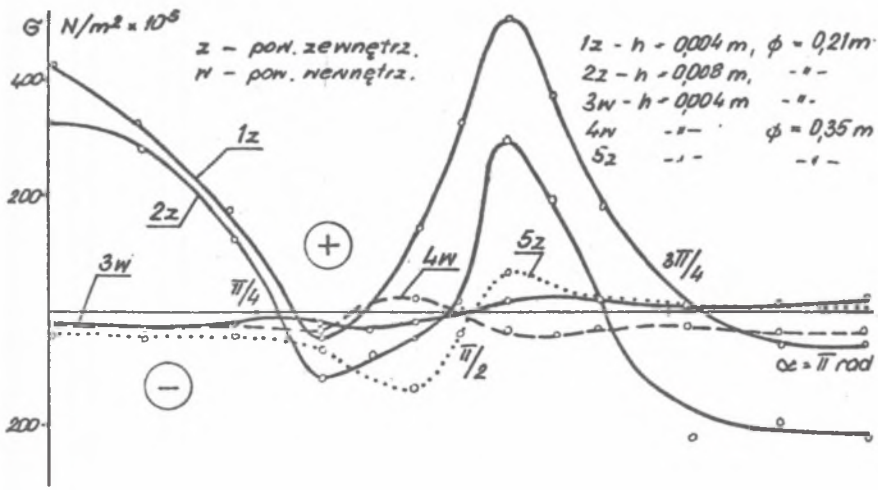


Rys. 3.24. Naprężenia równoleżnikowe x = 0,015 m ϕ = 0,35 m
Fig. 3.24. The circumferential stresses x = 0,015 m ϕ = 0,35 m



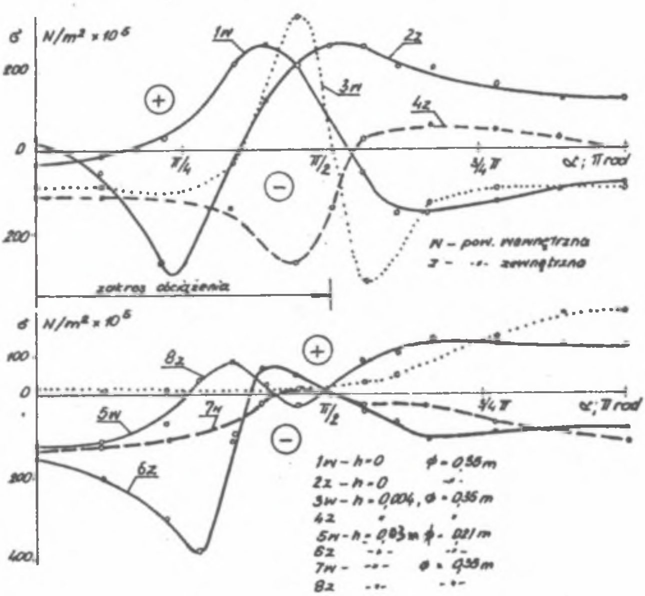
Rys. 3.25. Naprężenia równoleżnikowe x = 0,015 m, R_W

Fig. 3.25. The circumferential stresses x = 0,015 m, R_W



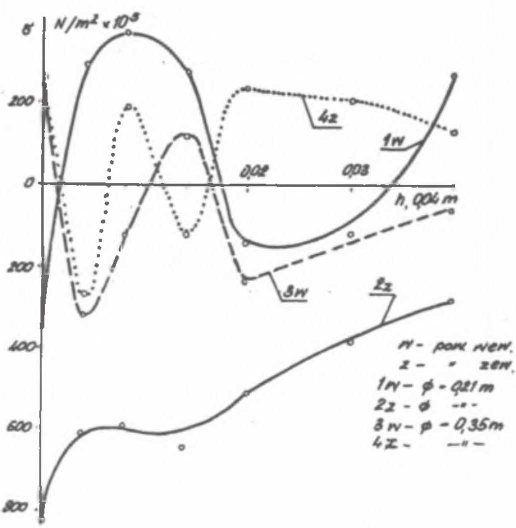
Rys. 3.26. Naprężenia południkowe - x = 0,03 m

Fig. 3.26. The meridianal stresses - x = 0,03 m



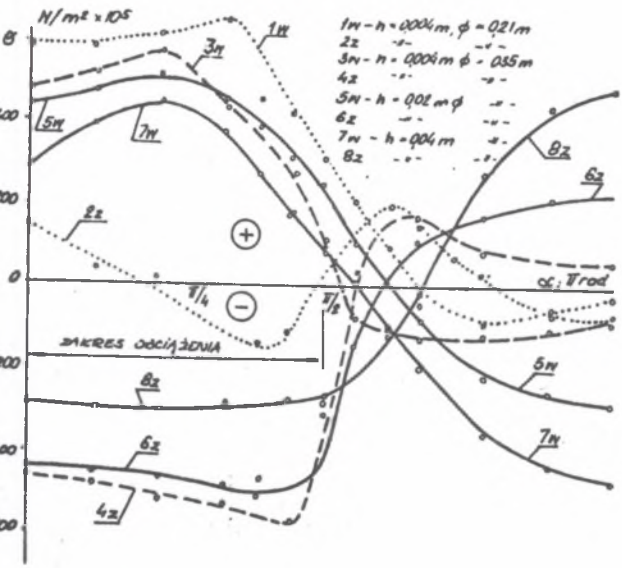
Rys. 3.27. Naprężenia równoleżnikowe - x = 0,03 m

Fig. 3.27. The circumferential stresses - x = 0,03 m



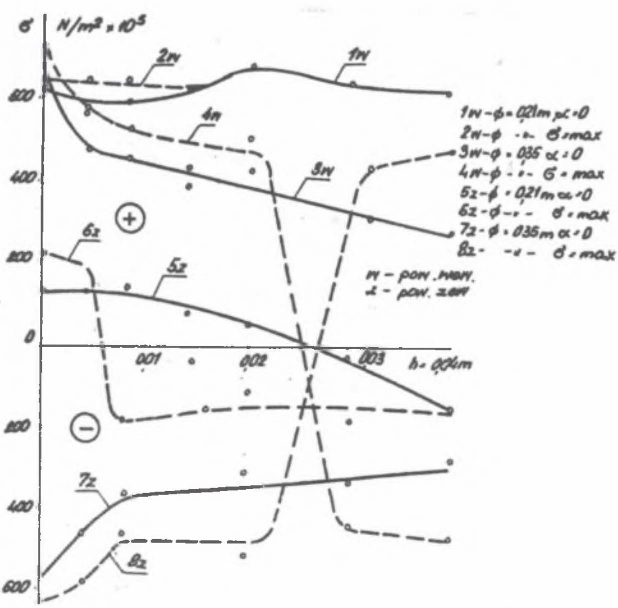
Rys. 3.28. Maksymalne naprężenia równoleżnikowe - x = 0,03 m

Fig. 3.28. The circumferential maximum stresses - x = 0,03 m



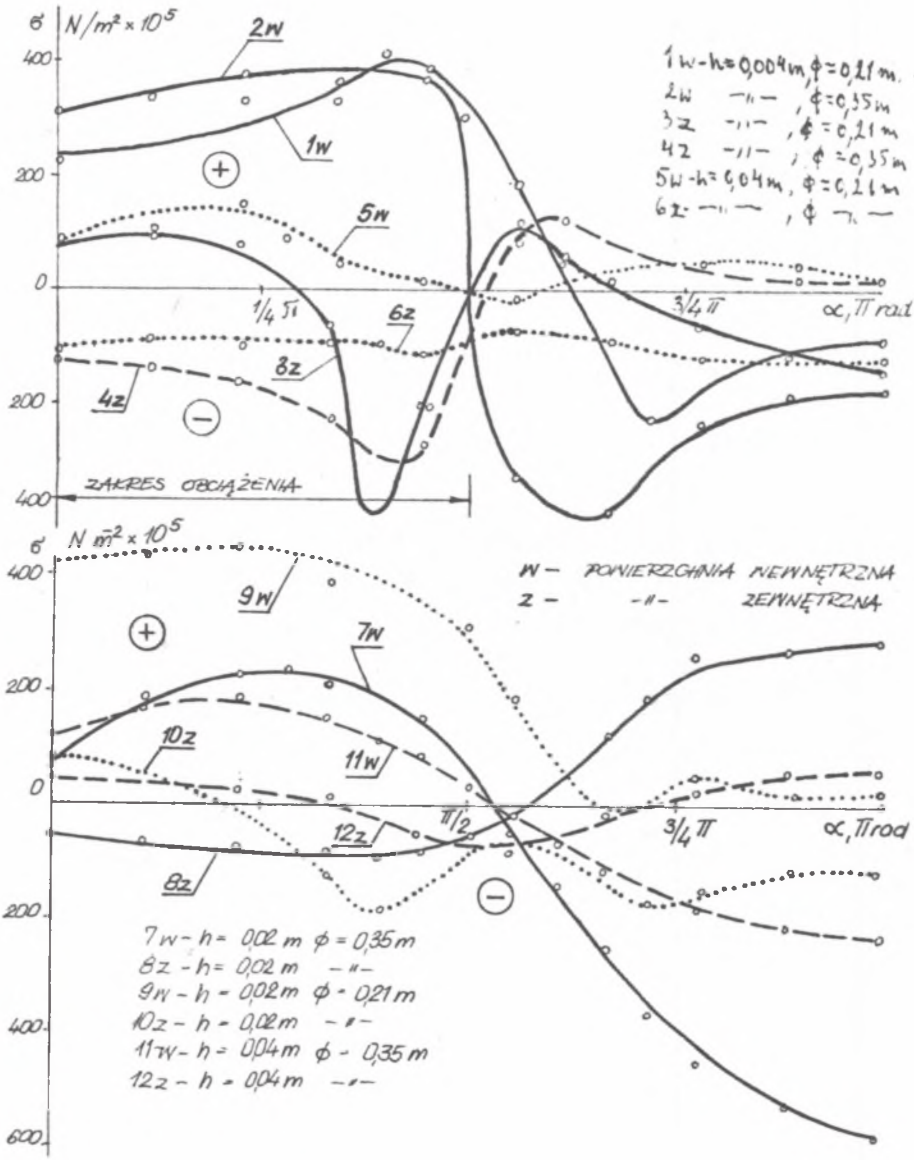
Rys. 3.29. Naprężenia południkowe - x = 0,045 m

Fig. 3.29. The meridianal stresses - x = 0,045 m



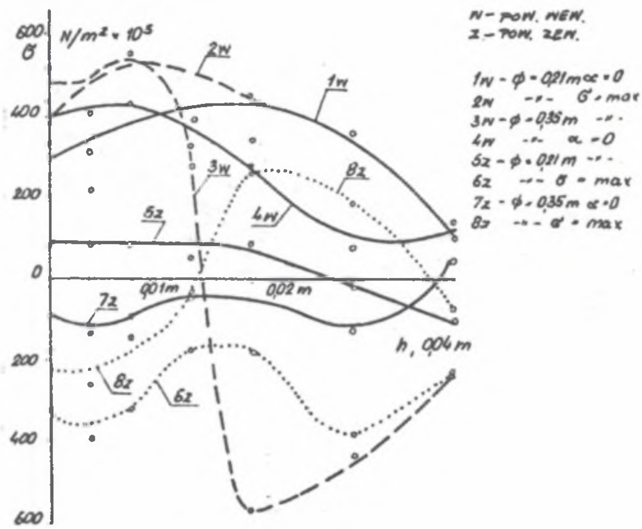
Rys. 3.30. Naprężenia południkowe, α = 0, x = 0,045 m, σmax

Fig. 3.30. The meridianal stresses, α = 0, x = 0,045 m, σmax



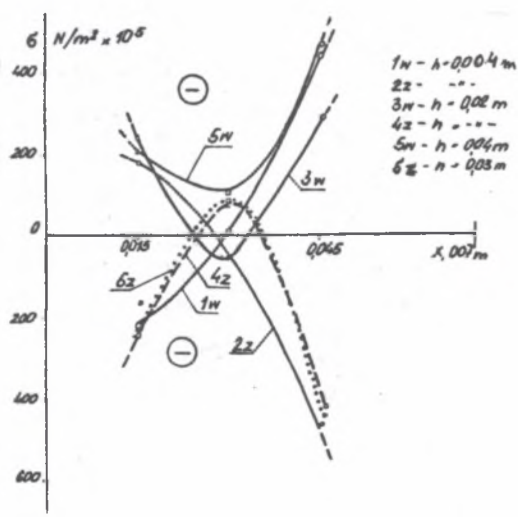
Rys. 3.31. Naprężenia równoleżnikowe - x = 0,045 m

Fig. 3.31. The circumferential stresses - x = 0,045 m



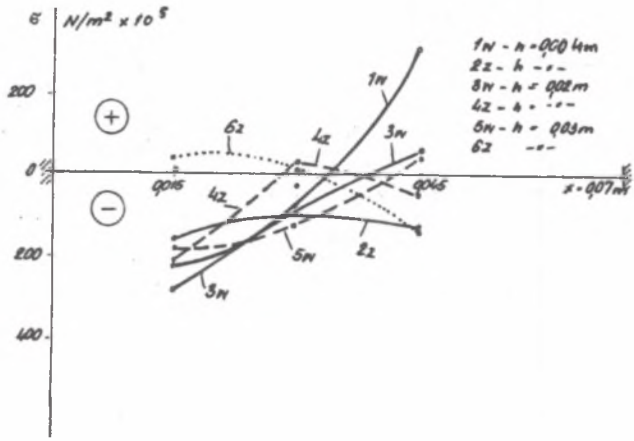
Rys. 3.32. Naprężenia równoleżnikowe - x = 0,045, α = 0-σ max

Fig. 3.32. The circumferential stresses - x = 0,045, α = 0-σ max



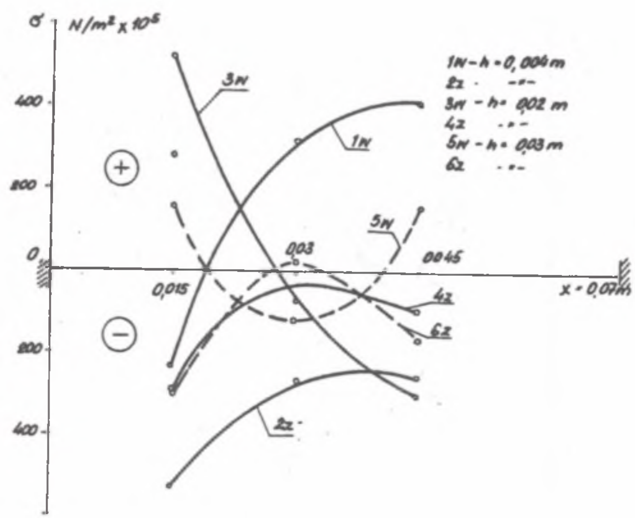
Rys. 3.33. Naprężenia południkowe - α = 0, ϕ = 0,35 m

Fig. 3.33. The meridianal stresses - α = 0, ϕ = 0,35 m



Rys. 3.34. Naprężenia równoleżnikowe, ϕ = 0,35, α = 0

Fig. 3.34. The circumferential stresses, ϕ = 0,35, α = 0



Rys. 3.35 Napięcia równoleżnikowe, ϕ = 0,35 m, σ = max (1-1,4 rad)

Fig. 3.35. The circumferential tensions, ϕ = 0,35 m, σ = max (1-1,4 rad)

3.3.1.1. Naprężenia na powierzchni wewnętrznej żebra

Naprężenia południkowe zobrazowano na rys. 3.19 i w tablicy 3.2. W płaszczu gładkim krzywe 1 i 2 (rys. 3.19) dla $x = 0$ są podobne do krzywej opisanej w punkcie 2.2.2.1. Natomiast w żebrze płaszcza naprężenia południkowe są nieznaczne. Maksymalna ich wartość wynosi około 15% naprężeń maksymalnych występujących w płaszczu gładkim (krzywa 3), a nawet o około 3% (krzywe 4 i 5, rys. 3.19).

Nasuwa się wniosek, że w żebrze występuje stan naprężeń zbliżony do jednokierunkowego.

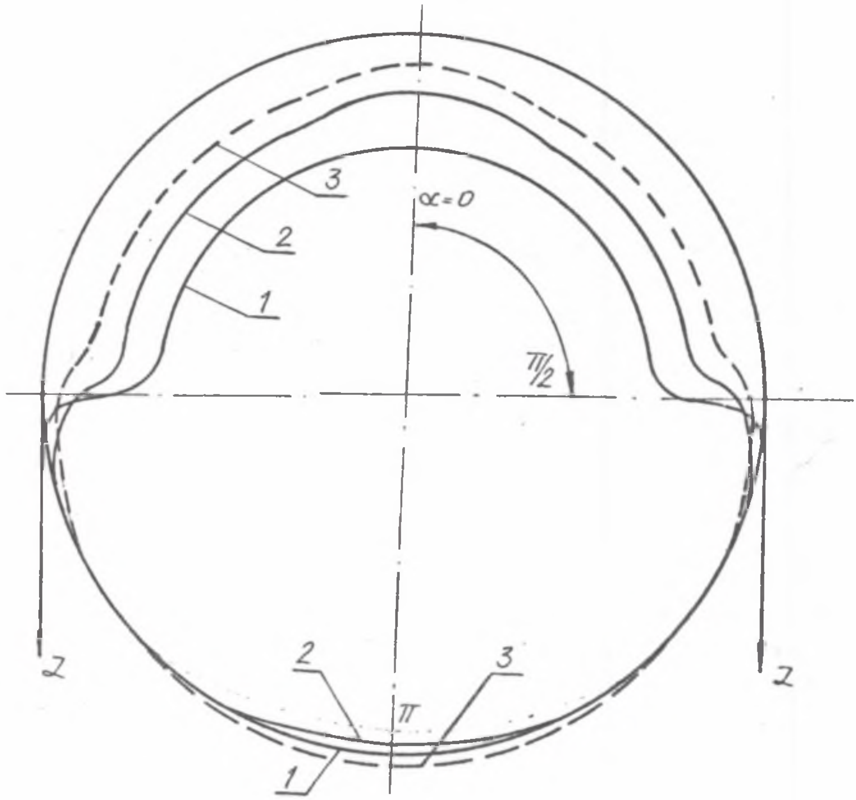
Masa żebra o wysokości 0,004 m stanowi około 10% masy płaszcza, a naprężenia południkowe zmniejszają się około 10 razy. Jest więc celowe stosowanie płaszcza użebrowanego, a nie gładkiego, przy uwzględnieniu analizy kosztów wykonawstwa.

Charakterystyki naprężeń równoleżnikowych, występujących przy wysokości żebra h: 0; 0,004; 0,02 i 0,04 m, w płaszczu o średnicy 0,21 m, przedstawiono na rys. 3.20, są one podobne do charakterystyk dla żeber w modelu z metapleksu (rys. 3.4). Analizując przebieg naprężeń zobrazowany na rys. 3.20, zauważa się, że w miarę zwiększania wysokości żebra następują zmiany:

- wartości naprężeń globalnych występujących w pobliżu uskoku obciążenia ulegają zmniejszeniu,
- zmniejsza się ilość maksymów naprężeń globalnych i lokalnych, dla wysokości żebra 0,004 m jest ich odpowiednio 4 i 2, a dla wysokości żebra 0,04 m jest ich odpowiednio 3 i 1,
- zmniejszają się wartości naprężeń błonowych na łuku obciążenia od strony wewnętrznej żebra i dla $h > 0{,}02$ m są na wykresach niezauważalne,
- wartości naprężeń ulegają zmniejszeniu i wyrównywaniu się wzdłuż okręgu.

Zmiana wysokości żebra odpowiada zmianie sztywności płaszcza, a ze sztywnością płaszcza związane jest zjawisko jego ugięcia, pod obciążeniem. W płaszczu gładkim cienkim o $w_{gp} = 30 - 75$ (2.23) ugięcie na łuku obciążonym jest w przybliżeniu równomierne. Przy uskoku obciążenia występują duże krzywizny, które wyrównują ugięcia w części obciążonej z częścią łuku nieobciążonego i nieugiętego (rys. 3.36).

Przy wzmocnionym płaszczu żebrem o wysokości 0,004 m występują zmiany krzywizny przy kącie $\alpha = 0$ i Π rad, a wartości ugięć na łuku obciążonym ulegają zmniejszeniu. W porównaniu do płaszcza gładkiego krzywizny zmniejszają się w otoczeniu uskoku obciążenia. Przy żebrze o wysokości 0,04 m następuje dalsze zmniejszenie się wartości ugięć oraz zmniejszenie się krzywizn w otoczeniu kąta $\Pi/2$ rad i wzrost krzywizn w otoczeniu kąta $\alpha = 0$ i Π rad. Ugięcia ulegają wyrównywaniu wzdłuż okręgu żebra.



Rys. 3.36. Przybliżona geometria okręgu żebra w płaszczu obciążonym siłą Z w zależności od współczynnika $w_{gpz} = \frac{R}{H}$
$1 - w_{gpz} > 15$; $2 - w_{gpz}$ w przedziale [10-15]; $3 - w_{gpz} < 10$
Fig. 3.36. The approximate geometry of the rib circle in the jaket, which is loaded by forse Z, depend on the coefficient $w_{gpz} = \frac{R}{H}$

Na rys. 3.21 zobrazowano wartość naprężeń równoleżnikowych w zależności od wysokości żebra dla płaszcza o średnicy 0,21 i 0,35 m, wyznaczonych przy kącie $\alpha = 0$ oraz maksymalnych i bezwzględnych naprężeń występujących na równoleżniku. Przy kącie $\alpha = 0$ (krzywa 1 i 2) maksymalne naprężenia są w płaszczu gładkim, a minimum naprężeń jest w pobliżu żebra o wysokości 0,008 m. Drugie maksimum jest przy wysokości żebra 0,02 m. Przy tej wysokości naprężenia (krzywe 1 i 2) są prawie że wyrównane. Dalszy wzrost wysokości żebra powoduje zmniejszenie naprężeń, a ich wartość dla obydwóch modeli jest prawie jednakowa.

Charakterystyki maksymalnych naprężeń (krzywe 3 i 4) są zbliżone co charakterystyk 1 i 2 (przy kącie $\alpha = 0$, z tym że w przedziale wysokości żebra [0,02-0,04 m] krzywe 1, 2, 3 i 4 są prawie o jednakowych wartościach.

Nasuwa się wniosek, że naprężenia w miarę wzrastania wysokości żebra powyżej 0,02 m są w jednakowych warunkach, niezależnie od średnicy płaszcza. Zgodnie ze wzorem (3.6), przy stałym obciążeniu liny, zmienia się nacisk liny na płaszcz, odwrotnie proporcjonalnie do zmiany średnicy koła. Równocześnie również odwrotnie proporcjonalnie zmienia się wytrzymałość płaszcza, co daje w końcowym efekcie jednakowe naprężenia przy różnych średnicach koła. Podobna relacja zachodzi w walczakach poddanych ciśnieniu o tych samych grubościach płaszczy.

Maksymalne naprężenia równoleżnikowe w żebrze o wysokości 0,04 m są ponad 2,5 raza mniejsze od maksymalnych naprężeń równoleżnikowych występujących w płaszczu gładkim (rys. 3.20).

3.3.1.2. Naprężenia w płaszczu

Na rys. 3.22 przedstawiono rozkłady naprężeń południkowych w płaszczu o średnicy 0,35 m w odległości 0,015 m od krawędzi żebra. Charakterystyki na rys. 3.22 są bardziej łagodne w porównaniu z wykresami dla modelu z metapleksu (rys. 3.9). W powłoce z żebrem o wysokościach 0,02 i 0,03 m naprężenia na powierzchniach wewnętrznej i zewnętrznej są w przybliżeniu równe i o przeciwnych znakach. (Krzywe (5, 6, 7 i 8), oraz krzywe (1 i 2). Stąd wniosek, że przy żebrach o wysokości ponad 0,02 m siły błonowe zanikają i działa czyste zginanie.

Na rys. 3.23 zilustrowano przebieg naprężeń dla płaszcza o średnicy 0,21 i 0,35 m w zależności od wysokości żebra w odległości 0,015 m od krawędzi żebra. Do wysokości żebra wynoszącej około 0,015 m naprężenia na obydwóch powłokach są ujemne oprócz $h = 0$. Powyżej wysokości 0,015 m, naprężenia są o znakach przeciwnych. Wartości naprężeń w płaszczu o średnicy 0,35 m, są około 50% mniejsze w porównaniu do naprężeń w płaszczu o średnicy 0,21 m. Zauważa się również, że w przedziale wysokości żebra 0,02-0,04 m wpływ wysokości żebra na wartość naprężeń jest nieznaczny.

Naprężenia równoleżnikowe występujące w płaszczu w odległości 0,015 m od krawędzi żebra przedstawiono na rys. 3.24 i 3.25. Bardzo wyraźnie przedstawione są naprężenia spowodowane zginaniem dla płaszcza gładkiego w otoczeniu kąta $\Pi/2$ rad na powierzchniach wewnętrznej i zewnętrznej, a także naprężenia błonowe w zakresie obciążenia (krzywa 1z i 2w rys. 3.24). Przy wysokości żebra 0,02 m na łuku obciążonym działają jeszcze równoleżnikowe siły błonowe (krzywa 5w i 6z).

Charakterystyki naprężeń równoleżnikowych, w zależności od wysokości żebra, w odległości 0,015 m od niego (rys. 3.25) są podobne do charakterystyk opisanych przy rys. 3.21, a także różnice w wartościach naprężeń są nieznaczne.

W odległości 0,03 m od krawędzi żebra w płaszczu o średnicy 0,35 m przy wysokości żebra 0,004 m maksymalna wartość naprężenia południkowego wynosi - 142 Nm^{-2} 10^{5} (rys. 3.26, krzywe 4w i 5z, tablica 3.2).

Naprężenia równoleżnikowe przy odległości 0,03 m od krawędzi żebra zobrazowano na rys. 3.27 i 3.28 oraz w tablicy 3.2. W miarę wzrastania wysokości żebra wartości naprężeń maleją.

Na rys. 3.29 przedstawiono rozkłady naprężeń południkowych spowodowanych momentami podporowymi w odległości 0,045 m od żebra, a 0,025 m od tarczy wspierającej płaszcz. Przebieg charakterystyk jest podobny dla różnych wysokości żeber, jak również dla obydwóch różnych średnic płaszcza. Różnice w wartościach naprężeń mieszczą się w granicy błędów doświadczalnych - dla płaszcza o średnicy 0,21 m krzywa 1w i płaszcza o średnicy 0,35 m krzywa 3w. W miarę wzrastania wysokości żebra naprężenia nieznacznie zmniejszają się na łuku w zakresie obciążenia, a w zamian za to zwiększają się na łuku nieobciążonym i przy kącie $\alpha = \Pi$ rad osiągają maksymum. Na rys. 3.30 zobrazowano naprężenia występujące przy kącie $\alpha = 0$ oraz maksymalne w zależności od wysokości żebra. Nie zauważa się wyraźnego wpływu wysokości żebra na wartość naprężeń maksymalnych.

Na rys. 3.31 przedstawiono rozkłady naprężeń równoleżnikowych na rozwiniętym półokręgu płaszcza w odległości 0,45 m od żebra. Wpływ wysokości żebra jest wyraźny, naprężenia przy wysokości żebra 0,04 m (krzywe 5w, 6z, 11w i 12z) są kilka razy mniejsze w porównaniu do naprężeń przy wysokości żebra 0,004 m (krzywe 1w i 2w).

Na rys. 3.32 zobrazowano naprężenia równoleżnikowe w zależności od wysokości żebra w odległości 0,045 m od jego krawędzi dla kąta $\alpha = 0$ i wartości maksymalnych. W miarę wzrastania wysokości żebra powyżej 0,02 m zauważa się zmniejszanie się wartości naprężeń równoleżnikowych.

Rozkłady naprężeń południkowych i równoleżnikowych wzdłuż tworzącej płaszcza przedstawiono na rys. 3.33, 3.34 i 3.35.

W odległości 0,015 m od żebra wartości naprężeń są maksymalne i wynikają z oddziaływania sił obciążających żebro. Podobnie w odległości 0,045 m od żebra naprężenia są maksymalne, lecz spowodowane oddziaływaniem podpory (tarczy) na płaszcz. Natomiast w otoczeniu punktu $x = 0,03$ m od krawędzi żebra funkcja naprężeń osiągają minimum wartości. Jest to strefa przejściowa między wpływem oddziaływania żebra a wpływem oddziaływania podpory płaszcza.

3.3.2. Podsumowanie i wnioski

W płaszczu gładkim, bez wykładziny ciernej, naprężenia południkowe znamionują się spiętrzeniem pod liną. Natomiast zastosowanie żebra pod liną, w miarę zwiększania się jego wysokości, zmienia charakterystykę naprężenia wzdłuż tworzącej i wzdłuż okręgu płaszcza. Ponadto wartości naprężeń zmniejszają się na tworzącej i na okręgu płaszcza oraz naprężenia dążą do wyrównywania się na okręgu płaszcza pod żebrem.

Użebrowany płaszcz można więc zaprojektować tak, aby naprężenia w przybliżeniu były równomiernie rozłożone na całej powierzchni płaszcza. W ten sposób zmniejszy się masę płaszcza użebrowanego odpowiednio do masy płaszcza gładkiego.

W miarę zwiększania się wysokości żebra, pod liną, zauważa się:

1. Zmniejszanie się globalnych naprężeń południkowych aż do wartości, które nie mają znaczenia praktycznego;

2. Zmianę rozkładu naprężenia wzdłuż okręgu płaszcza;

3. Zmniejsza się wartość naprężeń błonowych aż do ich zanikania;

4. Dwie minimalne wartości naprężenia równoleżnikowego. Jedno minimum występuje przy wysokości żebra $h \geq 0,04$ m, a drugie minimum występuje przy takiej wysokości żebra, przy której naprężenie przy kącie $\alpha = 0$ jest równe maksymalnemu naprężeniu występującemu w pobliżu kąta $\alpha = 1,4$ rad (rys. 3.20 i 3.21).

5. Przy wysokości żebra $h > 0,02$ m, z techniczną dokładnością, można przyjąć występowanie w żebrze jednokierunkowego stanu naprężenia.

4. ENERGIA SPRĘŻYSTA MODELU PŁASZCZA

W materiale płaszcza wielolinowego koła pędnego, przy jego obciążeniu, występuje energia sprężysta wewnętrzna, która jest wywołana siłami uogólnionymi, wynikającymi z działania energii zewnętrznej. Natomiast energia zewnętrzna jest wywołana obciążeniem płaszcza, które przemieszcza się w kierunku promieniowym - do środka koła.

Zgodnie z prawem Clapeyrona energia wewnętrzna równa się energii zewnętrznej.

Wyznaczenie więc energii zewnętrznej działającej na płaszcz i energii wewnętrznej żebra umożliwia wyprowadzenie równania do obliczania maksymalnego naprężenia występującego w żebrze płaszcza. Jednocześnie można określić, jaką część energii przenosi żebro, a pozostałą część energii przenosi płaszcz. Natomiast przez porównanie energii wewnętrznej z energią wewnętrzną płaszcza można sprawdzić słuszność wyników otrzymanych drogą doświadczalną.

4.1. ENERGIA SPRĘŻYSTA PIERŚCIENIA Z METAPLEKSU

Przy jednokierunkowym stanie naprężenia występującego w pierścieniu energię sprężystą wywołaną momentami zginającymi oblicza się według [39],

$$V_g = \frac{\int_o^s M^2 \, ds}{2 \, E \, J}, \qquad (4.1)$$

gdzie:

E - moduł Jounga dla metapleksu średni na łuku ds (rys. 2.17),

J - moment bezwładności żebra i odcinka płaszcza złączonego z żebrem,

ds - długość łuku, na którym występuje moment,

M - moment zginający, który dla pierścienia oblicza się dokładnie według [39],

$$M = \frac{\sigma_g [Ar + J \, (r + z)]}{r^2 \, Az + J \, (r + z)}, \qquad (4.2)$$

gdzie:

A - przekrój żebra i płaszcza z nim złączonego,

σ_g - naprężenie spowodowane zginaniem,

r - promień osi obojętnej żebra,

z - odległość od osi obojętnej do skrajnego włókna.

Ze względu na trudność wyznaczenia wartości z do obliczeń przyjęto wzór (2.18), który dla elementu zakrzywionego nie jest tak ścisły, jak wyrażenie (4.2).

Funkcja momentów równoleżnikowych zginających pierścień, dla stałego przekroju poprzecznego pierścienia, przebiega podobnie jak funkcja naprężenia (rys. 3.4). Rozwinięty półokrąg (rys. 3.4) podzielono na cztery przedziały i dla każdego przedziału dobrano funkcję najbardziej zbliżoną do wyznaczonej doświadczalnie. Następnie dobraną funkcję podnosi się do kwadratu i całkuje w granicach przedziału. Dobrane funcje i wartości energii sprężystej obliczone przy korzystaniu z (4.1) zobrazowano w tablicy 4.1.

Energia sprężysta pierścienia, wywołana siłami południkowymi lub równoleżnikowymi [39],

$$V_s = \frac{\int_0^s N^2 \, ds}{2\,E\,A}, \tag{4.3}$$

gdzie:

$N = \sigma \cdot A$.

Energię wywołaną ściskaniem siłami równoleżnikowymi dla żebra o grubości $h = 0{,}004$ m obliczono według,

$$V_{sr} = \frac{N_r^2 \cdot r \cdot \Pi/2}{2\,E\,A} \tag{4.4}$$

i uwidoczniono w tablicy 4.1.

Analizując rozkład naprężenia południkowego dla płaszcza (rys. 3.8), zauważa się, że na łuku obciążonym występują naprężenia ze zginania (różne znaki), a na łuku nieobciążonym naprężenia błonowe (jednakowe znaki na powierzchniach zewnętrznej i wewnętrznej). Naprężenia występujące w żebrze, a zilustrowane na rys. 3.5, są więc wywołane takimi samymi siłami uogólnionymi, jakie spowodowały naprężenia południkowe (rys. 3.8).

Tablica 4.1

Energia wewnętrzna modelu płaszcza z metapleksu

Funkcja dobrana	Przedział	Wartość energii w J x 10^{-3}				
		h = 0,004	h = 0,008	h = 0,012	h = 0,021	h = 0,03
Energia sprężysta pierścienia						
$-1,3\cos 1,5\alpha$	$0 - \frac{5\pi}{18}$	0,5084	0,5103	0,5072	0,5818	0,2115
$9,85\sin 3\alpha$	$\frac{5\pi}{18} - \frac{\pi}{2}$	0,0924	0,0466	0,1129	0,1064	0,0194
$0,84\sin 1,8\alpha$	$\frac{\pi}{2} - \frac{14\pi}{18}$	0,1545	0,0484	0,0753	0,0112	0,0104
$0,49\sin 2,25\alpha$	$\frac{14\pi}{18} - \pi$	0,0411	0,0428	0,0135	0,0114	-
Energia momentów równoleżnikowych		0,7964	0,6481	0,7089	0,7108	0,2413
Energia sił równoleżnikowych		0,0918	-	-	-	-
Energia momentów południkowych		0,0411	0,0133	0,0212	0,0181	0,0031
Energia sił południkowych		0,0288	0,0598	0,0538	0,0294	0,0010
Energia pierścienia x 2		0,9581 1,9162	0,7212 1,4424	0,7834 1,5668	0,7583 1,5166	0,2454 0,4908
Energia sprężysta płaszcza						
Momenty południkowe		0,1116	0,1142	0,07470	0,1228	0,0778
Siły południkowe		0,2047	0,1867	0,2653	0,2178	0,0560
Momenty równoleżnikowe		0,4695	0,1751	0,1768	0,2575	0,0750
Siły równoleżnikowe		0,2150	0,1110	0,1060	0,0860	0,0688
Energia płaszcza		1,0008 2,0016	0,5870 1,1740	0,6228 1,2456	0,06841 1,3682	0,2776 0,5552
Energia pierścienia i płaszcza		3,9178	2,6164	2,8124	2,8848	1,0460
Procent energii przenoszony przez żebro i moment globalny		$\frac{49}{26}$	$\frac{55}{39}$	$\frac{56}{36}$	$\frac{53}{40}$	$\frac{47}{40}$

Przy stałym przekroju pierścienia, na całej jego długości, funkcja naprężenia, spowodowanego siłami, jest podobna do funkcji sił, tylko że funkcje są w różnej skali.

Energię wywołaną momentami południkowymi i siłami południkowymi obliczono przy korzystaniu odpowiednio z (4.1) i (4.3) oraz przy przyjęciu wartości średniej naprężenia na łuku opasania płaszcza liną (rys. 3.5) i w przedziale nie obciążonym na łuku Π/2 R. W ten sposób obliczone wartości energii przedstawiono w tablicy 4.1.

4.2. ENERGIA PŁASZCZA Z METAPLEKSU

Do obliczania energii wewnętrznej w płaszczu wywołanej momentami południkowymi i równoleżnikowymi (równanie (4.1)) przybiera postać następującą:

$$V_g = \int_0^s \int_0^x \frac{M^2 \, ds \, dx}{2\,E\,J} . \tag{4.5}$$

Rozkład naprężenia południkowego ze zginania wzdłuż południka $\alpha = 0$ przedstawiono na rys. 3.18. Odcinek południka 0,006-0,1 m podzielono na trzy przedziały: 0,006-0,175 m, 0,0175-0,03 m i 0,03-0,1 m (rys. 3.18). Odpowiednio do nich dobrano dwie funkcje: $M \sin 2{,}5x$ dla dwóch pierwszych przedziałów i $Me^{-x\mu}$ dla ostatniego przedziału. Czynnik wykładnika potęgowego μ dobrano dla każdej krzywej (rys. 3.18). Moment M obliczono przy korzystaniu z (2.18), a naprężenie σ według (2.20) i rys. (2.17), odczytując odpowiednie odkształcenia w tablicy 3.1.

Rozkład naprężenia południkowego ze zginania wzdłuż okręgu przedstawiono na rys. 3,8; 3,9 i 3,10. Na tych rys. wzdłuż rozwiniętego ćwierć okręgu przy kącie α w przedziale 0 - Π/2 rad przyjęto funkcję $M \cos\alpha$.;

Dobrane funkcje w rysunkach: 3.18; 3,8; 3,9 i 3,10 odpowiednio podnosi się do kwadratu i całkuje w granicach przedziału, a następnie korzystając z (4.5) oblicza się energię sprężystą, której wartość uwidoczniono w tablicy 4.1.

Do obliczania energii sprężystej wywołanej siłami południkowymi i równoleżnikowymi wzór (4.3) przybiera postać następującą:

$$V_s = \int_0^s \int_0^x \frac{N^2 \, ds \, dx}{2\,E\,A} . \tag{4.6}$$

Południkowe naprężenia błonowe przedstawiono na rys. 3.12 i 3.13. Wykresy naprężenia uwidocznione na tych rysunkach podzielono na przedziały i dla nich dobrano odpowiednio funkcje sił. Następnie, w podobny sposób jak przy wyznaczaniu energii wywołanej momentami, obliczono siły południkowe i przy korzystaniu z (4.6) wyznaczono energię sprężystą, której wartość uwidoczniono w tablicy 4.1.

Rozkład naprężenia równoleżnikowego ze zginania na okręgu przedstawiono na rys. 3.6; 3.7; 3.11; 3.14 i 3.15, a wzdłuż tworzącej na rys. 3.17. Korzystając z tych rysunków i wzorów (4.5, (4.6), w podobny sposób jak przy wyznaczaniu energii wywołanej momentami południkowymi, obliczono odpowiednio energię wywołaną momentami i siłami równoleżnikowymi. Wyniki tych obliczeń zobrazowano w tablicy 4.1.

4.3. ENERGIA ZEWNĘTRZNA

Do obliczenia energii zewnętrznej działającej na płaszcz jest potrzebne określenie wartości obciążenia płaszcza i jego przemieszczania się w kierunku promienia do środka koła. Takiemu przemieszczeniu odpowiadają odkształcenia dodatnie, które wyznacza się doświadczalnie na powierzchni wewnętrznej płaszcza pod liną. Przemieszczenie płaszcza do środka koła jest spowodowane również odkształceniami ujemnymi wywołanymi siłami równoleżnikowymi.

W płaszczu użebrowanym, przy wysokości żebra $h > 0,02$ m, w kierunku południkowym pod liną, odkształcenia dodatnie zanikają, jak również zanikają odkształcenia spowodowane siłami równoleżnikowymi. Przy $h > 0,02$ m pozostają do obliczeń odkształcenia dodatnie spowodowane momentami równoleżnikowymi.

Energię zewnętrzną oblicza się według:

$$V_z = \frac{P\,wł}{2}, \tag{4.7}$$

gdzie:

$$P = \frac{Z}{R_z}, \tag{4.8}$$

Z - naciąg liny,

w - przemieszczenie,

$$w = \varepsilon_r R_z, \tag{4.9}$$

ł - długość łuku, na którym przemieszczają się siły P,

$$ł = \alpha R_z ,\tag{4.10}$$

Po podstawieniu (4.8); (4.9) i (4.10) do (4.7)

$$V_z = \frac{Z}{2} \varepsilon_r S \alpha R_z ,\tag{4.11}$$

S - stała aparaturowa (2.22), $S = 9{,}41x \cdot 10^{-5}$.

Zmierzone równoleżnikowe odkształcenia dodatnie ε_r występują na łuku obciążenia (rys. 3.2, tablica 3.1), a dodatnie naprężenia nimi wywołane na rys. 3.4.

Średnia wartość odkształcenia wzdłuż łuku

$$\varepsilon_{śr} = \frac{\int_0^{\alpha} \varepsilon_{max} \sin u\alpha d\alpha}{\alpha} ,\tag{4.12}$$

u - wielokrotność kąta α, tablica 4.2.

Uwzględniając (4.12) w (4.11) i dwa łuki z odkształceniami dodatnimi, wyrażenie (4.11) przyjmie postać:

$$V_z = R_z \cdot Z \cdot S \varepsilon_{max} \int_0^{\alpha} \sin u\alpha d\alpha .\tag{4.13}$$

W płaszczu z żebrem o h = 0,004 m, oprócz momentów równoleżnikowych występują również błonowe naprężenia równoleżnikowe (rys. 3.4) na łuku ПR. Energię sprężystą wywołaną siłami równoleżnikowymi oblicza się według:

$$V_{zr} = \frac{Z}{2} \Pi \cdot \varepsilon_{rb} \cdot R_z \cdot S ,\tag{4.14}$$

gdzie:

$$\varepsilon_{rb} = - \varepsilon_{r(20/11,5)} + \varepsilon_{r(16/11,5)} ,\tag{4.15}$$

wielkość $\varepsilon_{r(20/11,5)}$ i $\varepsilon_{r(16/11,5)}$ w (4.15) wyznaczono doświadczalnie i uwidoczniono w tablicy 3.1.

Dla zbadanych płaszczy energię zewnętrzną obliczoną według (4.13) i (4.14) zobrazowano w tablicy 4.2. Różnica maksymalna między energią wewnętrzną i zewnętrzną wynosi ok. 17% w odniesieniu do wartości większej - tablica 4.2.

Zgodnie z prawem Clapeyrona energia wewnętrzna równa się zewnętrznej. Biorąc pod uwagę błędy pomiarowe wynoszące ± 15%, otrzymane wyniki są zadowalające.

Tablica 4.2

Energia wewnętrzna V_w i zewnętrzna V_z

H $\times 10^{-2}$ m	ε max	Przedział	u	α rad	$\int_0^\alpha \sin u\alpha d\alpha$	V_w $J\times 10^{-3}$	V_z $J\times 10^{-3}$
0,7	2,282	0,32Π-Π/2	2,82	0,559	0,3556	3,918	4,724
1,1	1,80	Π/3-Π/2	3	0,523	0,3333	2,616	2,214
1,5	2,27	0,3Π-Π/2	2,5	0,628	0,4000	2,812	3,367
2,4	2,37	Π/3-Π/2	3	0,523	0,3333	2,885	3,038
3,3	0,8	Π/3-Π-2	3	0,523	0,3333	1,046	0,984

4.4. ENERGIA PIERŚCIENIA STALOWEGO

Korzystając z równania (4.1); (4.3) i (2.18) oraz z wyznaczonych naprężeń (tablica 3.2), obliczono energię pierścienia stalowego dla modelu o średnicy 0,21 i 0,35 m, przy wysokości żebra 0,004; 0,008; 0,014; 0,02; 0,03 i 0,04 m. Charakterystykę naprężeń wzdłuż półokręgu podzielono na trzy i cztery części dobierając odpowiednią funkcję dla każdej części (rys. 3.20).
Część pierwsza V_1 o maksymalnej wartości naprężenia, przy kącie $\alpha = 0$. Część druga V_2 o maksymalnej wartości w otoczeniu kąta $\alpha = 1,4$ rad. Część trzecia V_3 o maksymalnej wartości naprężenia w otoczeniu kąta $\alpha = 1,9$ rad i część czwarta V_4 z globalną wartością przy kącie $\alpha = \Pi$ rad.

W tablicy 4.3 zobrazowano energię V_1 i energię całkowitą półpierścienia $V_p = V_1 + V_2 + V_3 + V_4$ oraz energię zewnętrzną V_z, obliczoną według (4.13) i (4.14), a także porównanie V_1 z V_p, V_1 z V_z i V_p z V_z.

Tablica 4.3

Energia sprężysta pierścienia stalowego
w $Jx10^{-2}$ a proporcje w procentach

Średnica płaszcza 0,21 m							Średnica płaszcza 0,35 m					
H $x10^{-2}$ m	V_1	V_p	V_z	$\frac{V_1}{V_p}$	$\frac{V_1}{V_z}$	$\frac{V_p}{V_z}$	V_1	V_z	V_p	$\frac{V_1}{V_z}$	$\frac{V_1}{V_p}$	$\frac{V_p}{V_z}$
0,7	0,09	1,07	5,6	9	2	19	0,09	10,3	1,92	1	5	18
1,1	0,8	1,95	5,9	41	14	33	0,16	10,0	3,32	2	5	34
1,7	1,17	2,05	4,8	57	24	43	0,21	5,2	1,67	4	13	32
2,3	1,8	3,28	4,7	55	38	70	3,31	3,1	5,31	-	62	-
3,3	1,37	2,40	3,3	57	42	70	2,26	2,6	3,01	-	74	-
4,3	0,79	1,39	2,5	57	32	56	1,01	2,08	2,13	28	50	-

Energia wewnętrzna V_1 wynosi około 5% energii półpierścienia V_p dla płaszcza o średnicy 0,35 m i wysokości żebra o,004 i 0,008 m. Natomiast dla wysokości żebra 0,02; 0,03 i 0,04 m proporcja V_1/V_p wynosi odpowiednio: 62. 74 i 50%. Przy średnicy płaszcza 0,35 m wartość momentu przy kącie $\alpha = 0$ jest bardzo mała, przy niskich żebrach. Charakterystyka momentów dla niskich żeber, przy średnicy płaszcza 0,35 m, jest zgodna z równaniem Popowicza. W płaszczu o średnicy 0,21 m i wysokości żebra 0,004 m V_1/V_p wynosi 9%, a przy pozostałych wysokościach żebra wynosi około 50%.

5. RÓWNANIE MAKSYMALNEGO NAPRĘŻENIA W ŻEBRZE

W celu wyznaczenia maksymalnego naprężenia w żebrze płaszcza podjęto próbę opracowania wzoru, przy wykorzystaniu danych empirycznych, metodą energetyczną i podobieństwa geometrycznego. Słuszność wzoru zakłada się przy odpowiedniej zależności promienia płaszcza do wysokości żebra.

5.1. WSPÓŁCZYNNIK GEOMETRYCZNY

W zależności od usytuowania maksymalnego momentu na okręgu żebra, użebrowane płaszcze stalowe można podzielić podobnie jak płaszcze gładkie na: cienkie, średnie i grube według współczynnika geometrycznego,

$$w_{gpz} = \frac{R}{H}, \tag{5.1}$$

gdzie:

H - wysokość żebra plus grubość płaszcza.

Na rys. 3.36, wykresy 1, 2 i 3, przedstawiono ugięcia płaszcza w zależności od współczynnika w_{gpz}.

Dla płaszczy cienkich, w których maksymalny moment występuje w pobliżu kąta $\alpha = \Pi/2$ i $3/2\Pi$ rad, $w_{gpz} > 15$. Charakterystyka ugięcia płaszcza użebrowanego, o $w_{gpz} > 15$, jest zgodna z charakterystyką płaszcza gładkiego wyznaczoną według (3.1). W płaszczu gładkim (rys. 3.36 wykres 1) łuk obciążony przemieszcza się w przybliżeniu równolegle w kierunku promienia ku środkowi okręgu. Na skutek tego przemieszczenia między łukiem obciążonym a łukiem nieobciążonym występuje ugięcie płaszcza, o kształcie dwóch załączonych łuków, których promienie są równe i przebiegają na przeciw sobie.

Dla płaszczy średnich, w których maksymalny moment występujący przy kącie $\alpha = 0$ jest w przybliżeniu równy momentowi usytuowanemu przy kącie $\alpha = 1,4$ rad, współczynnik $10 < w_{gpz} < 15$ (rys. 3.36 wykres 2).

Płaszcze grube cechuje występowanie maksymalnego momentu przy kącie $\alpha = 0$, przy $w_{gpz} < 10$ (rys. 3.36 wykres 3).

W miarę zmniejszania się wartości RH (rys. 3.36), zauważa się: 1) zmniejszenie przemieszczenia łuku obciążonego, 2) zmniejszenie krzywizny przy kącie $\alpha = \Pi/2$ i $3/2\Pi$ rad, 2) zwiększenie krzywizny przy kącie $\alpha = 0$, 4) wyrównywanie charakterystyki ugięcia żebra i zbliżenie jej kształtu do kształtu żebra nieobciążonego. Granice podziału w_{gpz} wyznaczone są w przybliżeniu.

W projektowaniu koła pędnego ważną rolę odgrywa grubość płaszcza g i wysokość żebra h. Proporcję tych wymiarów można określić współczynnikiem geometrycznym,

$$w_{gh} = \frac{g}{h}. \tag{5.2}$$

W tablicy 5.1 przedstawiono współczynnik w_{gpz} i w_{gh} dla zbadanych modeli oraz dla koła maszyny MK-3,25. Nie zauważa się wyraźnej zależności między współczynnikiem w_{gh} a przebiegiem charakterystyki na okręgu żebra.

5.2. NAPRĘŻENIA W PIERŚCIENIU WEDŁUG ENERGII SPRĘŻYSTEJ

W praktyce konstrukcja wielolinowa koła pędnego może być brana pod uwagę tylko wówczas, gdy użebrowany płaszcz spełnia $w_{gpz} < 10$. W przeprowadzonych badaniach modelowych były to płaszcze o wysokości żebra 0,02; 0,03 i 0,04 m. Rozważania nad wyprowadzeniem równania określającego maksymalne naprężenie w żebrze płaszcza dotyczą tylko warunku $w_{gpz} < 10$. Przy tym warunku momenty globalne przebiegają według funkcji $M \cos\alpha$. Zakres tej funkcji na półokręgu jest w przedziale kąta α [0 - 0,7] rad, jako średni z pomiarów (rys. 3.20).

Energia sprężysta wywołana momentami globalnymi po podstawieniu $M \cos\alpha$ do (4.1)

$$V_1 = \frac{R_z \int_0^{\alpha} M^2 \cos^2\alpha \, d\alpha}{2\,EJ}, \tag{5.3}$$

gdzie:

M - maksymalny moment przy kącie $\alpha = 0$.

Energia wewnętrzna V_1 jest zrównoważona energią zewnętrzną (4.13).

$$\frac{R_z \int_0^{\alpha} M^2 \cos^2\alpha d\alpha}{2\,EJ} = \eta \cdot R_z \cdot S \cdot Z \cdot \varepsilon_{max} \int_0^{\alpha} \sin u\, \alpha\, d\alpha, \qquad (5.4)$$

gdzie:

$\eta = \frac{V_1}{V_z}$ - współczynnik określający część energii zewnętrznej wywołującej momenty globalne w przedziale kąta α [0 - 0,7] rad (rys. 3.20).

Współczynnik η jako średni z czterech pomiarów wynosi 0,35.

Wartość energii V_z wyznaczona doświadczalnie przy korzystaniu z prawej strony równania (5.4) jest obciążona dużymi błędami pomiarowymi. W celu uniknięcia tych błędów do obliczeń przyjęto energię zewnętrzną wyznaczoną dla występowania czystych naprężeń błonowych [17],

$$\sigma = \frac{p\,R_z}{H}\,; \qquad (5.5)$$

gdzie:

p - ciśnienie wywierane siłami zewnętrznymi na żebro,

$$p = \frac{Z}{B \cdot R_z}\,, \qquad (5.6)$$

gdzie:

B - szerokość żebra.

Energia sprężysta zgodnie z (4.7), (4.9) i (4.10),

$$V_{zb} = \frac{P}{2} \cdot \varepsilon_r \cdot R_z^2\, \alpha\,. \qquad (5.7)$$

Odkształcenie

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \qquad (5.8)$$

Podstawiając (5.6) do (5.5), następnie (5.5) do (5.8), a w końcu (5.8) do (5.7), po uproszczeniu,

$$V_{zb} = \frac{P}{2} \cdot \frac{Z}{BHE} \cdot R_z^2 \cdot \alpha \tag{5.9}$$

Kąt α wynosi $\frac{\Pi}{2}$; podstawiając tę wartość do (5.9) oraz również (4.8) do (5.9) ostatecznie

$$V_{zb} = \frac{\Pi}{4} \cdot \frac{Z^2 R_z}{B\,E\,H} . \tag{5.10}$$

Tablica 5.1

Współczynnik geometryczny. Energia sprężysta V_{zb} w $J \times 10^{-2}$ proporcje w procentach i naprężenie w $N \times 10^5\ m^{-2}$

$H \cdot 10^{-2}$	ϕ = 0,21 m				ϕ = 0,21 i 0,35 m			ϕ = 3 m		ϕ = 0,35 m			
m	W_{gpz}	V_{zb}	$\frac{V_1}{V_{zb}}$	$\frac{V_z}{V_{zb}}$	σ_{rs}	σ_{pr}	W_{gh}	W_{gh}	W_{gpz}	W_{gpz}	$\frac{V_1}{V_{zb}}$	$\frac{V_z}{V_{zb}}$	V_{zb}
0,7	15	14	1	40	-	-	0,75	-	-	25	0,5	44	23,3
1,1	9,6	8,9	9	60	-	-	0,37	-	-	15,9	0,5	67	14,9
1,7	8,2	5,8	20	83	-	-	0,21	-	-	10,3	2	54	9,6
2,3	4,6	5,2	39	90	508	217	0,15	-	-	8	39	36	8,6
3,3	3,2	3,6	38	92	375	153	0,1	-	-	5,3	38	42	6,0
4,3	2,4	2,8	29	86	278	116	0,075	-	-	4,1	22	55	4,6
18	-	-	-	-	-	-	-	0,09	8,3	-	-	-	-

Dla zbadanych modeli obliczoną energię V_{zb} według (5.10) oraz proporcję między V_1 a V_{zb} i V_z a V_{zb} przedstawiono w tablicy 5.1. Dla wysokości żebra: 0,23; 0,033 i 0,043 m średnia wartość proporcji $\frac{V_1}{V_{zb}}$ z sześciu pomiarów wynosi 34%. Do obliczeń przyjęto więc η = 0,34. Wyrażenie (5.4) po podstawieniu do niego (5.10) przyjmuje postać

$$\frac{R_z \int_0^{\alpha} M^2 \cos^2\alpha d\alpha}{2\,E\,J} = \frac{\Pi}{4} \cdot \frac{Z^2 R_z}{B\,E\,H} \cdot \eta . \tag{5.11}$$

Po wykonaniu działań matematycznych, dla wartości kąta $\alpha = 0,7$ rad, z wyrażenia (5.11),

$$M = Z \cdot H \sqrt{\frac{\eta}{2,67}}\,, \tag{5.12}$$

podstawiając do (5.12)

$$\eta = 0,34\,;$$

$$M = \sigma \cdot W\,; \tag{5.13}$$

$$\sigma = \frac{2,14}{B} \cdot \frac{Z}{H}\,. \tag{5.14}$$

Przy korzystaniu z (5.14) można otrzymać maksymalne naprężenie występujące w żebrze, przy kącie $\alpha = 0$, dla płaszczy użebrowanych spełniających warunek $w_{gpz} < 10$.

5.3. NAPRĘŻENIE W PIERŚCIENIU WEDŁUG PODOBIEŃSTWA GEOMETRYCZNEGO

Zgodnie z (5.5) i (5.6) naprężenia błonowe

$$\sigma = \frac{Z}{B\,H} \tag{5.15}$$

Dla wyrażenia (5.15) macierz wymiarowa [13]

	σ	z	B	H
B	-2	0	1	1
z	1	1	0	0

Iloczyny bezwymiarowe

$$\frac{\sigma\, b^2}{z}\,; \quad \frac{H}{B}\,;$$

Przy porównaniu modelu z obiektem możemy powyższe warunki zapisać następująco:

$$\frac{\sigma_m B_m^2}{z_m} = \frac{\sigma_p B_p^2}{z_p} ; \quad \frac{H_m}{B_m} = \frac{H_p}{B_p} \tag{5.16}$$

Skale wielkości z indeksem v ,

$$\sigma_v = \frac{\sigma_m}{\sigma p} ; \; Z_v = \frac{Z_m}{Z_p} ; \; B_v = \frac{B_m}{B_p} ; \; H_v = \frac{H_m}{H_p}$$

Naprężenia błonowe σ_{pr} obliczone według (5.15) dla warunków modeli zbadanych przedstawiono w tablicy 5.1.

Porównując σ_{pr} (tablica 5.1) z naprężeniami $\sigma_{rs} = \sigma_m$ otrzymanymi drogą doświadczalną dla zbadanych modeli (tablice 3.2 i 5.1), przy czym σ_{rs} jako średnia z dwóch σ_r ,

$$\sigma_v = \frac{\sigma_m}{\sigma_{pr}} = 2,43 \tag{5.17}$$

Wartość 2,43 w (5.17) wyznaczono jako średnią z sześciu wyników doświadczalnych (tablica 5.1) dla wysokości żebra 0,02; 0,03; 0,04 m, z błędem wynoszącym ± 3,3%.

Porównując (5.16) w warunkach zbadanych dwóch modeli $\sigma_{rs} = \sigma_{m1}$,

$$\sigma_m = \sigma_{m1} . \tag{5.18}$$

Wynik (5.18) otrzymano drogą doświadczalną (tablica 3.2) z błędem wynoszącym 1,5% dla średniej z dwóch pomiarów.

Podstawiając (5.17) do (5.15)

$$\sigma = 2,43 \frac{Z}{BH} \tag{5.19}$$

Równaniem (5.19) można otrzymać naprężenia podobne jak wyrażeniem (5.14) w analogicznych warunkach.

Z uśrednienia współczynników w (5.14) i (5.19)

$$\sigma = 2,3 \frac{Z}{BH} \tag{5.20}$$

Uwzględniając w (5.20) błąd pomiarowy wynoszący 10%

$$\sigma = 2,5\ \frac{Z}{BH}\ . \tag{5.21}$$

Korzystając ze wzoru (5.21) można prawidłowo zwymiarować żebro i tym samym uniknąć przedymensjonowania jego masy. Oszczędności na masie żebra odpowiada zmniejszenie kosztów inwestycyjnych i eksploatacyjnych wielolinowej maszyny wyciągowej.

5.4. PORÓWNANIE WYNIKÓW

Dla zbadanego modelu o średnicy 0,21 i 0,35 m naprężenie obliczono według (5.21) przedstawiono w tablicy 5.2. Zobrazowano również w tablicy 5.2 naprężenie wyznaczone według (5.21), dla żebra koła pędnego maszyny wyciągowej MK-3, 25 x 4, przy obciążeniu wynoszącym Z = 118,75 kN. Naprężenie w żebrze koła maszyny MK-3, 25 x 4 wynosi 1030 $N/m^2 x10^5$ (tablica 5.2). Natomiast w płaszczu tego koła, według obliczenia przedstawionego w pracy [37], maksymalne naprężenie zredukowane wynosi 590 $N/m^2 x10^5$. Wytężenie materiału płaszcza, koła maszyny MK-3, 25 x 4 jest więc prawie o połowę mniejsze niż wytężenie materiału żebra tego koła.

Tablica 5.2

Porównanie wyników

$Hx10^{-2}$	m		2,3	3,3	4,3	18
Średnica 0,21 m i 0,35 m	σ x 10^5 $\frac{N}{m^2}$	(5.21)	542	380	291	-
Średnica 3 m		(5.21)				1030
	Pz%	(3.4)	-	-	-	20,2
	Z kN	[37]	-	-	-	118,75

W badanym modelu płaszcza stalowego o średnicy 0,21 i 0,35 m przy wysokości żebra 0,02, 0,03 i 0,04 m. występuje w płaszczu naprężenie zredukowane odpowiednio 488, 416 i 294 oraz 418, 374 i 219 $N/m^2 x 10^5$. Te naprężenia obliczono według (2.15) dla punktu $\alpha = 0$ i $x = 0,15$ m i na powierzchni wewnętrznej płaszcza oraz przy korzystaniu z wyników doświadczalnych podanych w tablicy 3.2.

Porównując naprężenia występujące w płaszczu z odpowiednimi naprężeniami w żebrze podanymi w tablicy 5.2, zauważa się, że przy wysokości żebra 0,03 m wartość naprężenia w żebrze i w płaszczu różni się tylko o około 10 i 2%, odpowiednio dla modelu o średnicy 0,21 i 0,35 m.

Przy wysokości żebra wynoszącej 0,03 m, w badanym modelu koła pędnego, uzyskano w przybliżeniu równe wytężenie materiału płaszcza i żebra. Tak powinien być zaprojektowany płaszcz wielolinowego koła pędnego, aby jego wymiary dotyczące grubości płaszcza i wysokości żebra odpowiadały jednakowemu wytężeniu materiału obu tych elementów, w granicy dopuszczalnego naprężenia.

6. PODSUMOWANIE I NAJWAŻNIEJSZE WNIOSKI

Wyniki badań modelu płaszcza gładkiego i użebrowanego wielolinowego koła pędnego pozwoliły na udowodnienie tezy o zmianie charakterystyki naprężenia w płaszczu koła w zależności od promienia płaszcza i jego grubości lub wysokości żebra.

W modelu płaszcza gładkiego maksymalne naprężenie zredukowane występuje pod liną, a w gładkim płaszczu rzeczywistym pod wykładziną cierną. Umieszczenie więc żebra w płaszczu pod wykładziną powoduje, że wartość maksymalnego naprężenia zmniejsza się na tworzącej i na okręgu płaszcza.

Użebrowany płaszcz można więc zaprojektować tak, aby naprężenia w przybliżeniu były równomiernie rozłożone na całej powierzchni płaszcza. W ten sposób zmniejszy się masę płaszcza użebrowanego odpowiednio do masy płaszcza gładkiego.

W rozdziale pierwszym pracy przedstawiono informacje dotyczące obliczania sił uogólnionych występujących w płaszczu wielolinowego koła pędnego oraz podano zakres, cel i tezy pracy.

Rozdział drugi dotyczy opracowania płaszcza gładkiego, który zawiera:

1. Wzory do obliczania sił uogólnionych występujących w płaszczu gładkim;
2. Tablice z wartościami wyrazów szeregu trygonometrycznego, do uproszczenia obliczania momentów równoleżnikowych i sił południkowych;
3. Analizę naprężenia zredukowanego występującego pod liną;
4. Wzór do obliczania wstępnej grubości płaszcza gładkiego;
5. Wyniki badania modelu stalowego i z metapleksu podane na wykresach i w tablicy oraz ich analizę i wnioski.

Trzeci rozdział zawiera wyniki badania modelu płaszcza użebrowanego z metapleksu i ze stali przedstawione na rysunkach i w tablicach oraz analizę tych wyników, podsumowanie i wnioski.

W rozdziałach czwartym i piątym przedstawiono odpowiednio obliczanie energii sprężystej występującej w modelu płaszcza oraz opracowanie wzoru do obliczania maksymalnego naprężenia w żebrze płaszcza.

Badania uzupełniające modelu płaszcza gładkiego i płaszcza użebrowanego potwierdzają realizację tez, którą można opisać następującymi wnioskami:

1. Charakterystyka momentów równoleżnikowych w płaszczu wielolinowgo koła pędnego jest zależna od współczynnika geometrycznego $w_{gp} = \frac{R}{g}$ dla płaszcza gładkiego i $w_{gpz} = \frac{R}{H}$, dla płaszcza użebrowanego.

2. W płaszczu gładkim maksymalne naprężenie zredukowane występuje pod liną, w miejscu działania maksymalnego momentu lokalnego.

3. Płaszcze gładkie można podzielić na: cienkie, średnie i grube w zależności od współczynnika geometrycznego $w_{gp} = \frac{R}{g}$. W płaszczach cienkich przy wartości w_{gp} w przedziale 30-75 maksymalne momenty lokalne występują w pobliżu kąta α: $\Pi/4$; $3/4\Pi$; $5/4\Pi$ i $7/4\Pi$ rad. W płaszczach średnich równoleżnikowe momenty lokalne nie występują, a w grubych momenty występują w otoczeniu kąta $\alpha = 0$ i Π rad.

4. Płaszcze użebrowane można podzielić, w zależności od współczynnika w_{gpz}. Płaszcze cienkie $w_{gpz} > 15$, płaszcze średnie $10 > w_{gpz} < 15$ i płaszcze grube o $w_{gpz} < 10$. Maksymalne naprężenie występuje przy kącie $\alpha = 0$ dla $w_{gpz} < 10$. Natomiast przy $w_{gpz} > 15$ maksymalne naprężenie jest w otoczeniu kąta $\alpha = 1,4$ rad.

5. W pierścieniu płaszcza występuje, z techniczną dokładnością, jednokierunkowy stan naprężenia.

6. Żebro płaszcza koła pędnego, dla $w_{gpz} < 10$, przejmuje co najmniej połowę obciążenia.

7. Zastosowanie żebra w płaszczu koła pędnego, umieszczonego pod liną, w zależności od jego wysokości, wpływa na zmniejszenie naprężeń południkowych występujących w żebrze aż do ich zanikania, jak również wpływa na zmniejszenie naprężeń równoleżnikowych.

8. Do wyznaczania maksymalnego naprężenia w pierścieniu płaszcza wielolinowego koła pędnego opracowano wzór

$$\sigma = 2,5 \frac{Z}{BH}, \qquad (5.21)$$

dla warunku $w_{gpz} < 10$ i żebra o profilu prostokątnym.

Korzystając z równania (5.21), można optymalnie zaprojektować wymiary żebra, a tym samym uniknąć przedymensjonowania masy żebra. Oszczędność na masie żebra zmniejsza koszty inwestycyjne i eksploatacyjne wielolinowej maszyny wyciągowej.

LITERATURA

1. ANTONIAK J.: Podstawowe maszyny robocze kopalnianego transportu pomocniczego. Wydawnictwo "Śląsk", Katowice 1973.
2. ANTONIAK J.: Urządzenia wyciągowe do głębienia szybów głębokich. ZN Politechniki Śląskiej w Gliwicach, Górnictwo 72, 1976.
3. ANTONIAK J.: Maszyny wyciągowe wielolinowe zrębowe dla dużych udźwigów i szybów o dużej głębokości. ZN Politechniki Śląskiej w Gliwicach,Górnictwo z. 89, 1978.
4. ANTONIAK J., DEMBNICKI S.: Badania ugięć promieniowych płaszcza modelu bębna. ZN Politechniki Śląskiej w Gliwicach, Górnictwo 7, 39, 1963.
5. ANTONIAK J., KOSZELSKI J.: Równoleżnikowe naprężenia błonowe w powłoce wielolinowego kcła pędnego w aspekcie badań modelowych. ZN Politechniki Śląskiej w Gliwicach, Górnictwo 72, 23, 1976.
6. ANTONIAK J., OPOLSKI T.: Maszyny Górnicze. Cz. I, Cz. II. Wydawnictwo "Śląsk", Katowice 1979.
7. ATKINSON L.T.J., TAYLOR G.L., WINDING DRUMS: The analysis and design of fabricated steel cylindrical drums for mine winding engines, Colliery Engineering. I 524 December 1966, II 32 January 1967, III 1979 February. 1967, IV 115 March 1967, V 158 April 1967, VI 20 May 1967, VII 236 June, VIII 315 August 1967.
8. BÄR S.: Sonderfragen der Mehrseifirdörung, Glückauf 23/24, 639, 1956.
9. Černyšenko A.A.: Issledovanie naprjazennogo i deformirovannogo sostojanija Kolčevych reber zestskosti obolocek skivov trenija mnogokanatnych podemnych masin, Gornyj Žurnal nr 2, 87, 1967.
10. DAWYDOW B.L.: Rasčet i konstruowanie szachtnych podémnych masin, Uglotechizdat, Moskwa 1949.
11. GIRKMANN K.: Dźwigary powierzchniowe. Arkady, Warszawa 1957.
12. HOELAND G.: Ein Beitrag zur Berechnung von Seiltrommein unter Berücksichtigung der Vertormungen und der Reibung zwischen seil und Trommel, fördern und heben 6, 399, 1969.
13. HOSSDORT H.: Statyka modelowa. Arkady, Warszawa 1975.
14. KLICH A., TOR S., WÓJCIK M.: Urządzenia powierzchni kopalń podziemnych. Skrypty Uczelniane nr 409, Instytut MPGiA, AGH Kraków 1974.

15. KOSZELSKI J.: Południkowe naprężenia w powłoce wielolinowego koła pędnego. Kierunki rozwoju górniczych urządzeń wyciągowych. II Konferencja naukowo-techniczna, Z. 5 Politechnika Śląska, Gliwice 1972.
16. KOSZELSKI J.: Analiza obliczania maksymalnego momentu w powłoce wielolinowego koła pędnego. ZN Politechniki Śląskiej, Górnictwo z. 89, Gliwice 1978.
17. KOSZELSKI J.: Badania stanu naprężenia powłoki walcowej wielolinowego koła pędnego maszyny wyciągowej. Praca doktorska, Główny Instytut Górnictwa, Katowice 1973.
18. KOSZELSKI J.: Wstępne wymiarowanie płaszcza wielolinowego koła pędnego. Przegląd Górniczy 1,35 1983.
19. KOSZELSKI J.: Południkowe siły uogólnione w płaszczu wielolinowego koła pędnego. ZN Politechniki Śląskiej Górnictwo, z. 122, 131, Gliwice 1983.
20. KOSZELSKI J.: Równoleżnikowe siły uogólnione w płaszczu wielolinowego koła pędnego. ZN Politechniki Śląskiej, Górnictwo z. 122, 141. 1983.
21. KOSZELSKI J.: Trójosiowy stan naprężenia w modelu płaszcza wielolinowego koła pędnego. ZN Politechniki Śląskiej, Górnictwo z. 125, 1984.
22. KOSZELSKI J.: Momenty lokalne w płaszczu wielolinowego koła pędnego. ZN Politechniki Śląskiej, Górnictwo s. 125, 1984.
23. KOSZELSKI J.: Momenty równoleżnikowe w płaszczu użebrowanym wielolinowego koła pędnego w aspekcie empirycznym. Sympozjon "Modelowanie w mechanice". PTMTS Beskid Śląski, 1984.
24. KOSZELSKI J.: Przybliżone wymiarowanie żebra wielolinowego koła pędnego w świetle doświadczalnym. III Konferencja NT "Kierunki rozwoju górniczych urządzeń wyciągowych". AGH, Kraków 1984.
25. KOSZELSKI J.: Wyznaczanie momentu i modułu w modelu użebrowanym płaszcza wielolinowego koła pędnego, przy przekroczeniu granicy proporcjonalności odkształceń. Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, 11, 197, 1986.
26. KOSZELSKI J.: The Contribution To Dimensioning The Ribs in the Ribs in the Jacket of the Jacket of the multirope Koepe Pulley of the Hoisting Machine. Ist International Conference - Szczyrk ZN Politechniki Śląskiej Górnictwo z. 144, Gliwice 1986.
27. POPOWICZ O.: Beitrag zu den Festigkeitsproblemen der Trommeln und Seilträger im Bergbau, Freiberger Forschungshefte Heft A 181, 91, 1961.
28. POPOWICZ O.: Problemy wytrzymałości bębnów i kół pędnych. Materiały na konferencję Naukowo-Techniczną. Politechnika Śląska, 1963.
29. POPOWICZ O.: Maszyny wyciągowe, bębny i koła pędne. Skrypt Politechniki Śląskiej, Gliwice 1964.
30. POPOWICZ O.: Transport kopalniany. PWT, Katowice 1953.

31. ROLIŃSKI Z.: Zarys elektrycznej tensometrii oporowej. WNT, Warszawa 1963.
32. SKALMIERSKI B.: Problemy wytrzymałościowe kół pędnych i bębnów. Politechnika Śląska, Gliwice 1959.
33. SKALMIERSKI B.: Problemy wytrzymałościowe kół pędnych. Praca doktorska, Politechnika Śląska 1959.
34. SKALMIERSKI B.: Powłoka walcowa użebrowana. ZN Politechniki Śląskiej, Mechanika nr 18, 1959.
35. SKALMIERSKI B.: Mechanika z wytrzymałością materiałów dla automatyków. PWN, Warszawa 1973.
36. ŠEVČENKO F.L.: Pribliżennyj rasčot oboloček. Skivov trenija na pročnost metodom nacalnych parametrov. Problemy pročnosti nr 8, 18, 1971.
37. ŠEVČENKO F.L.: Pribliżennyj rascot oboločki podémnoj mašiny MK-3, 25 x 4. Razrabotka mestorożdenij poleznych iskropaemych, nr 29, 153. Izdatelštwo "Technika". Kijev 1972.
38. TIMOSHENKO S., WOINOWSKY-KRIEGER S.: Teoria płyt i powłok. Arkady, Warszawa 1962.
39. WIERZBICKI W.: Mechanika budowli. Akademicka Spółdzielnia Wydawnicza. Warszawa 1969.
40. ZMYSŁOWSKI T.: Nowoczesne wyciągi szybowe. Nowości ZKMPW 9, 43, 1970.

BADANIA STANU NAPRĘŻENIA PŁASZCZA UŻEBROWANEGO WIELOLINOWEGO KOŁA PĘDNEGO MASZYNY WYCIĄGOWEJ

S t r e s z c z e n i e

W pracy przedstawiono wyniki badań stanu naprężenia, występującego w modelu płaszcza wielolinowego koła pędnego. Zbadano modele: 1) gładki płaszcz stalowy o średnicy 0,8 [4] i 1 m, 2) gładki płaszcz z metapleksu o średnicy wewnętrznej 0,212 m i grubości 2, 3, 4, 5, 6, 7: 8×10^{-3} m (rys. 2.13), 3) użebrowany płaszcz z metapleksu o średnicy zewnętrznej 0,216 m i wysokości żebra 4, 8, 12, 21 i 30×10^{-3} m (rys. 3.1), 4) użebrowany płaszcz stalowy o średnicy 21 i 35×10^{-2} m przy wysokości żebra 4, 8, 14, 20, 30 i 40×10^{-3} m. Zobrazowno również metodę pomiarów, warunki badań i stanowisko badawcze.

Przedstawiono równania, na wyznaczanie sił uogólnionych występujących w gładkim płaszczu wielolinowego koła pędnego, z podaniem przykładu obliczeniowego. W celu uproszczenia obliczeń sił uogólnionych opracowano tablice 2.1 i 2.2 z wartościami wyrazów szeregu trygonometrycznego w odstępach co 1/11,5 rad. Wyprowadzono wzór na obliczania wstępnej grubości płaszcza gładkiego - mtodą korelacji sił uogólnionych. Wykonano analizę naprężeń zredukowanych, która wyjaśnia, że maksymalne naprężenia zredukowane występują w miejscu działania równoleżnikoweggo momentu lokalnego a nie globalnego.

Postawiono i udowodniono tezę o zmianie charakterystyki momentów równoleżnikowych występujących w płaszczu wielolinowego koła pędnego. W płaszczu gładkim w zależności o jego promienia R i grubości g a w płaszczu użebrowanym w zależności od jego promienia i wysokości żebra h. Płaszcze koła pędnego można podzielić na cienkie, średnie i grube, w zależności od usytuowania na równoleżniku momentów: lokalnych i globalnych odpowiednio w płaszczu gładkim i użebrowanym. Podział ten jet z charakteryzowany współczynnikiem geometrycznym $w_{gp} = R/g$ dla płaszcza gładkiego i $w_{gpz} = R/h+g$, dla płaszcza użebrowanego. W płaszczu o wysokości żebra, spełniającej warunek $w_{gpz} < 10$, naprężenia globalne zanikają, a te naprężenia wpływają decydująco na wytężenie materiału płaszcza gładkiego. Istnieje więc możliwość zaprojektowania płaszcza użebrowanego o mniejszej masie w porównaniu do masy

płaszcza gładkiego przy jednakowych wrunkach pracy tych płaszczy. Zmniejszeniu masy płaszcza odpowiada zmniejszenie kosztów eksploatacyjnych koła maszyny wyciągowej.

Dla płaszcza użebrowanego z metapleksu obliczono energię sprężystą wewnętrzną i zewnętrzną. Okazuje się, że żebro przenosi prawie połowę obciążenia przy odpowiedniej jego wysokości.

W celu wyznaczenia maksymalnego naprężenia w żebrze płaszcza opracowano równanie (metodą energetyczną i metodą podobieństwa geometrycznego) przy korzystaniu z wyników empirycznych. Metodą energetyczną przez porównanie energii sprężystej spowodowanej momentami globalnymi z energią zewnętrzną. Natomiast metodą podobieństwa geometrycznego, przez korealcję naprężeń otrzymanych drogą doświadczalną z naprężeniami wyznaczonymi teoretycznie dla stanu naprężeń błonowych. Współczynnik liczbowy przy równaniach otrzymanych dwiema metodami - uśredniono, otrzymując ostatecznie jeden wzór na obliczanie maksymalnego naprężenia w żebrze płaszcza wielolinowego koła pędnego.

Korzystając z opracowanego wzoru, można optymalnie zwymiarować żebro i tym samym zaprojektować prawidłowo jego masę, unikając przez to przedymensjonowania wymiarów żebra. Oszczędność na masie żebra zmniejsza koszty inwestycyjne i eksploatacyjne wielolinowej maszyny wyciągowej.

EXAMINATION OF STRESS IN RIBBED JACKET OF MULTIROPE KOEPE PULLEY OF HOISTING MACHINE

S u m m a r y

In the work the author presents the results of research on the state of stress which occurs in a jacket of multirope Koepe pulley.
The following models were tested: 1) smooth steel jacket with diameter 0,8 m and 1 m, 2) metaplex smooth jacket with inner diameter 0,212 m and thickness 2; 3; 4; 5; 6; 7 and $8 \cdot 10^{-3}$m (Fig. 2.13), 3) metaplex ribbed jacket with outer diameter 0,216 m and depth of rib 4; 8; 12; 21 and $30 \cdot 10^{-3}$ m (Fig. 3.1), 4) steel ribbed jacket with diameter 21 and $35 \cdot 10^{-2}$ m, depth of rib 4; 8; 14; 20; 30 and $40 \cdot 10^{-3}$ m. The author also presents the methods, conditions of research and the stand built for that purpose.

Some equations for the determination of generalized force occurring in smooth jacket multirope Koepe pulley with an analytical example are given. For simplification of the calculation of generalized forces the author elaborated charts 2.1 and 2.2 were prepared with data on trigonometrii series at the interral of 1/11,5 rad. A formula was derived to calculate preliminary thickness of a smooth jacket by correlation of the generalized forces method. An analysis was performed to illustrate reduced stresses which explains that the maximum reduced stress appears in place of the operation of parallel local moment but not of total moment.

A thesis was brought up and proved about variation of the characteristic of parallel moments occurring in a jacket of multirope Koepe pulley. In a smooth jacket according to radius R and thickness g, and a ribbed jacket according to its diameter and depth of rib h. We can distinguish thin, medium, and thick jackets depending on the position of the local moment on the parallel in a smooth Jacket and the position of global moment on the parallel of a ribbed jacket. The division is characterized by geometrical coefficient w_{gp} = R/g for a smooth jacket and w_{gpz} = R/h+g for a ribbed jacket. In a jacket with depth of rib, provided that w_{gpz} < 10, global stresses disapear and those stresses are decisive about the influence

material the strain of a smooth jacket. It is possible to designoribbed jacket with a lower mass than the mass of a smooth jacket for similar conditions of work of these jackets . A decrease of mass yields lowery the running costs of the pulley of hoisting machine.

For a ribbed metaplex jacket the internel and external elastic strain energy was calculated. It was found that a rib carries about half of the load when the depth is optimal (Worked out formula for maximum stress in a jacket).

For the determination of maximum stress in a rib of a jacket a formula was elaborated by the energy and geometrical similarity method, using empirical results. In the energy method by a comparison of the elastic strain energy caused by total moments with the external energy. In the geometrical similarity method by corelation of the stresses obtained in an empirical way with membrane stresses. The mean value from botn numerical coefficients, obtained from both methods, was taken. The final work out is a formula for the calculation of maximum stress in a rib of jacket in multirope Koepe pulley.

Using the formula elaborated one may optimall design a rib of a pulley and minimaize the mass of the pulley and reduce the capital costs of a hoisting machine.

ИССЛЕДОВАНИЯ СОСТОЯНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ РЕБРИСТОЙ ОБОЛОЧКИ МНОГОКАНАТНОГО ШКИВА ТРЕНИЯ ПОДЪЕМНОЙ МАШИНЫ

Р е з ю м е

В статье представлены выражения момента и силы сечения в гладкой и ребристой оболочке многоканатного шкива трения, а также литература, диаграммы и примеры. Разработано упрощенное нахождение рядов. Представлены исследования гладкой стальной оболочки диаметром 0,8 и 1 м, а также оболочки. изготовленной из плексигласа диаметром 0,2 м, рис. 2.13. Автор представил методы измерений, условия и место исследования. Результаты измерений показаны на диаграммах и таблицах. Они показывают, что параллельные местные моменты зависят от толщины и радиуса оболочки. Выведено уравнение для определения толщины гладкой оболочки.

Иллюстрируются исследования модели ребристой оболочки, изготовленной из плексигласа, рис. 3.1, и из стали, а результаты показаны на диаграммах и таблицах, рис. 3.1 и 3.2. Анализируются различия характеристик моментов между гладкой и ребристой оболочками, а также различия, вытекающие из высоты ребер и радиуса оболочки. Определены упругий внутренний и внешний потенциал в моделях. Энергетическим методом и методом геометрического сходства выведено уравнение для определения максимального напряжения в ребре оболочки.