

DOŚWIADCZALNA ANALIZA STATECZNOŚCI POWŁOKI HIPERBOLOIDALNEJ CHŁODNI KOMINOWEJ

REINHOLD KALUŻA

*Institut Inżynierii Lądowej
Wyższa Szkoła Inżynierska Opole*

1. Wstęp

Utrata stateczności powłoki hiperboloidalnej chłodni kominowej może mieć charakter ogólny lub lokalny. Przypadki ogólnej utraty stateczności, które obejmują swym zakresem całą powłokę występują w powłokach o idealnych kształtach obciążonych osiowo symetrycznie (np. w powłokach obciążonych ciężarem własnym lub różnicą ciśnień). W rzeczywistości powłoki chłodni kominowych obciążone są niesymetrycznie np. obciążeniem wywołanym parciem wiatru, a ponadto powłoki chłodni mają zwykle pewne niedokładności kształtu oraz wady materiałowe, które powodują, że powłoki takie tracą stateczność w sposób lokalny. Z reguły tracą stateczność w sposób lokalny cienkie powłoki chłodni wzmocnione żebrami równoleżnikowymi.

Problem lokalnej utraty stateczności powłoki, opisywany jest nieliniowymi równaniami różniczkowymi, których rozwiązanie nastęrcza wiele trudności. Z tego względu do badań problemów stateczności powłok chłodni kominowych przyjmuje się wiele uproszczeń, między innymi przyjmowane jest równoważne osiowo symetryczne obciążenie i obliczane jest osiowo symetryczne pole naprężeń [1] [2] [3] [4]. Wartość zastępczego osiowo symetrycznego obciążenia, równoważnego obciążeniom wywołanym parciem wiatru wyznaczana jest na podstawie badań modelowych.

W praktyce projektowej, jak dotychczas, zastosowanie znajdują tzw. kryteria projektowe uzyskane na podstawie badań modelowych powłok o stałej grubości [5 ÷ 14]. Stosowanie tych kryteriów w wersji podanej w [15 ÷ 18], do aktualnie projektowanych jak i wykonywanych powłokowych chłodni może budzić pewne zastrzeżenia. Dlatego też kryteria te wymagają uściślenia względnie uogólnienia na powłoki gładkie o zmiennej grubości oraz uźebrowane.

Zapoczątkowane przez MUNGANA [10], [14] badania modelowe powłokowych chłodni kominowych poddanych osiowo-symetrycznym obciążeniom doprowadziły do sformułowania kryterium lokalnej oceny stateczności powłoki. Kryterium to zakłada, że można wnioskować o stateczności powłoki na podstawie znajomości wartości naprężeń ściskających w powłoce, wywołanych przez obciążenia osiowo-symetryczne i niesymetryczne (np. parcie wiatru) [18].

Na podstawie badań modelowych powłok o stałej grubości oraz stałym promieniu podłużnym, przeprowadzonych przez MUNGANA, określono krzywe interakcji dla poszczególnych modeli a następnie zaproponowano uśrednione równanie krzywej granicznej będącej pewną modyfikacją zależności podanej przez DUNKERLY'EGO. Zaproponowana krzywa graniczna, będąca również przedmiotem badań w pracach [19], [20], wprowadzona została między innymi do IASSowskich wytycznych projektowania żelbetonowych chłodni kominowych [21]. Wydaje się jednak, że krzywa ta dotyczy jedynie pewnej klasy powłok, a ekstrapolacja jej na powłoki o kształcie hiperboloidy jednopowłokowej o zmiennej grubości może budzić pewne zastrzeżenia.

Potrzeba prowadzenia dalszych badań modelowych stateczności powłok chłodni kominowych poza czysto praktycznym aspektem tych badań, podyktowana jest także potrzebą zebrania doświadczalnych obserwacji utraty stateczności powłoki gładkiej o stałej a przede wszystkim zmiennej grubości oraz powłoki uźebrowanej mogących stanowić podstawę do weryfikacji nowo uzyskiwanych jak i istniejących już rozwiązań teoretycznych tego zagadnienia. Cel ten najłatwiej można osiągnąć na drodze badań modeli poddanych osiowo-symetrycznym obciążeniom, łatwym do realizacji a przede wszystkim nie wprowadzającym zakłóceń w pracy modelu, co jest szczególnie istotne przy badaniach stateczności cienkościennych modeli powłok. Na szczególną uwagę zasługują zaś te rozwiązania doświadczalne, w których określono tzw. dolne obciążenia krytyczne dla badanych ustrojów gdyż mogą one stanowić podstawę do weryfikacji nieliniowych rozwiązań stateczności powłok.

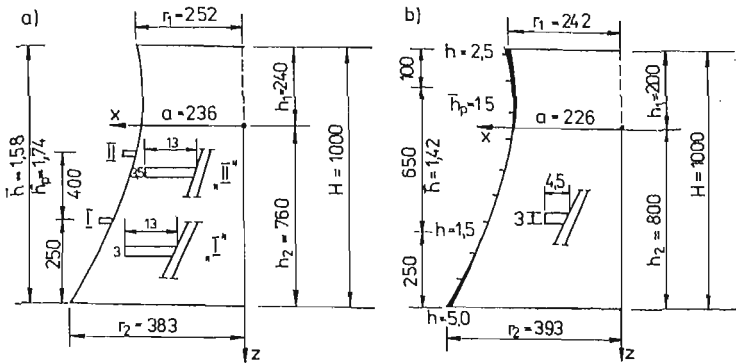
2. Program oraz metodyka badań

Badania stateczności powłok kominowych prowadzone były na modelach cienkościennych powłok, geometrycznie podobnych do powłoki obiektu, wykonanych w skali 1 : 100 z modyfikowanej żywicy epoksydowej „epidian 5” [22], [23], [24]. Do modyfikacji żywicy epoksydowej „epidian 5” stosowano: napełniacze (mączka kwarcowa, cement portlandzki), plastyfikatory (ftalan dwubutylo łącznie z utwardzaczami Z-1, PAC) oraz utwardzacze (trójetylenoczteroamina „TECZA,Z-1”, poliaminoamid PAC).

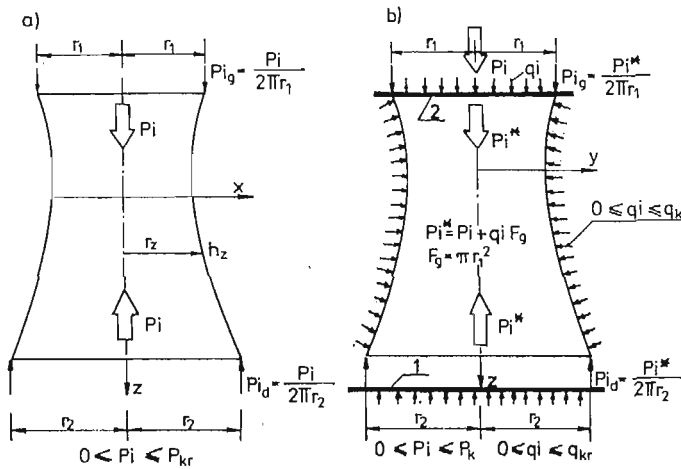
W badaniach stosowano modele powłok o stałej oraz zmiennej grubości wykonane w wersji powłoki gładkiej oraz uźebrowanej równoleżnikowymi żebrami (rys. 1). Modele powłok uźebrowanych uzyskiwano na drodze sukcesywnego doklejania, uprzednio przygotowanych, równoleżnikowych żeber do przebadanych powłok gładkich. Do wykonania żeber jak i ich doklejania do uprzednio wykonanej powłoki gładkiej stosowano tworzywo o tej samej kompozycji co tworzywo zastosowane do wykonania powłoki gładkiej. Zabieg ten zapewnił uzyskanie jednorodnego modelu powłoki uźebrowanej o mechanicznych właściwościach zastosowanego tworzywa, w znacznym stopniu, zbliżonych do własności mechanicznych tworzywa modelu powłoki gładkiej.

Uzyskane w ten sposób modele powłoki uźebrowanej, na bazie modelu powłoki gładkiej, miały ponadto zbliżoną geometrię do geometrii powłoki gładkiej szczególnie w odniesieniu do grubości.

Każdy z tak uzyskanych modeli poddawany był dwuetapowemu procesowi badawczemu (rys. 2). W etapie pierwszym dla każdego modelu określone zostało pionowe osiowo-sy-



Rys. 1. Gabarytowe wymiary modeli powłoki uźebrowanej o stałej (a) oraz zmiennej grubości (b), uzyskanych z modeli uprzednio przebadanych powłok gładkich



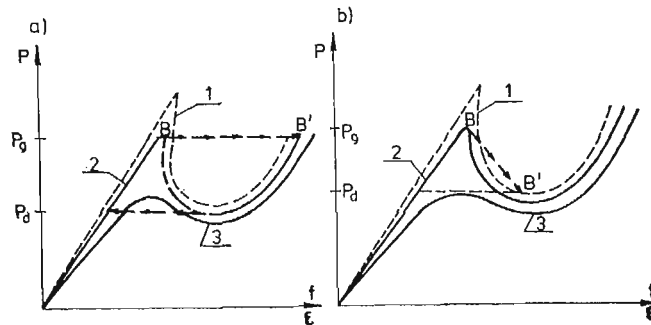
Rys. 2. Schematy obciążeń powłoki modeli obciążeniem osiowo-symetrycznym, przyłożonym do górnego brzegu (a) oraz powierzchni bocznej (b), 1 — sztywna płyta połączona na stałe z ramą, 2 — ruchoma płyta połączona z siłownikiem

metryczne obciążenie krytyczne P_k (rys. 2a) oraz dopuszczalny stateczny zakres obciążenia modelu obciążeniem pionowym P_i ($0 \leq P_i \leq P_k$). W drugim etapie badań dla kolejno zadawanych osiowo-symetrycznych obciążeń P_i (rys. 2b) przykładowo również do bocznej powierzchni modelu obciążenia q_i . Obciążenia te zwiększano następnie aż do momentu wyboczenia powłoki modelu. Uzyskane w ten sposób boczne (powierzchniowo rozłożone) q_k oraz pionowe (działające w kierunku osi podłużnej modelu) $P_k = P_i + F_g \cdot q_k$ obciążenia krytyczne (rys. 2) stanowiły podstawę do określenia tzw. krzywych granicznych obciążeń oraz odpowiadających tym obciążeniom naprężeń krytycznych południkowych σ_{1k} i równoleżnikowych σ_{2k} . Wartości obciążeń krytycznych określono na podstawie pomierzonych przemieszczeń oraz odkształceń modelu, stosując kryteria przedstawione na rys. 3.

Przemieszczenia powłoki modelu określono względem aktualnej geometrii modelu, określonej na drodze interpolacji (metodą SPLINE) oraz aproksymacji wielomianami (metodą najmniejszych kwadratów) pomierzonych promieni modeli. Pomiar geometrii

modeli przeprowadzano przed każdym cyklem badawczym, wzdłuż ośmiu południków równomiernie rozmieszczonych po obwodzie modelu.

Poza pomiarem geometrii modeli prowadzono również pomiar grubości modelu. Wyniki tych pomiarów pozwoliły określić odchyłki rzeczywistej geometrii modelu w odniesieniu od założonej.

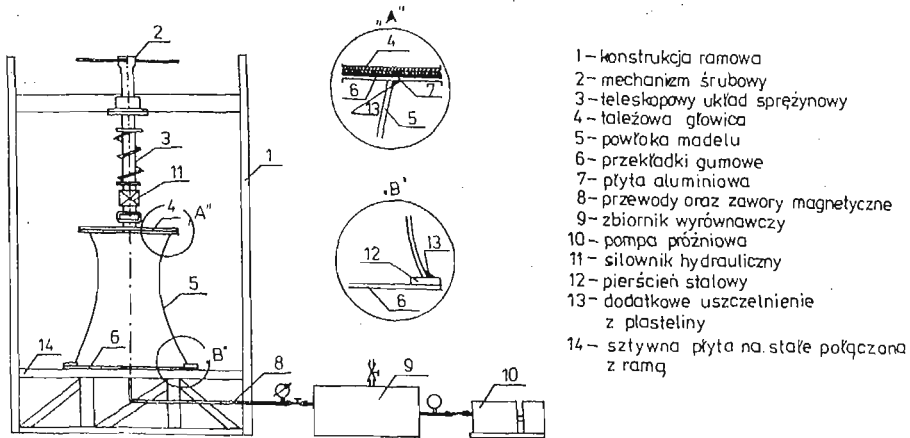


Rys. 3. Przyjęte kryterium do określenia utraty stateczności dla powłoki gładkiej (3) oraz uźebrowanej (2) w przypadku pośredniego (układ sprężynowy lub grawitacyjny) obciążenia górnego brzegu (a) oraz bezpośredniego (np. siłownik śrubowy) (b)

Do pomiaru przemieszczeń, a przede wszystkim odkształceń powłoki modelu zastosowano tensometrię elektrooporową oraz aparaturę pomiarowo-rejestrującą sprzężoną w sposób pośredni oraz bezpośredni z minikomputerem SM-3 [25], [26], [27], [28]. Zagadnienie to szczegółowo omówione jest między innymi w pracach [29], [30], [31], [32].

3. Stanowisko badawcze

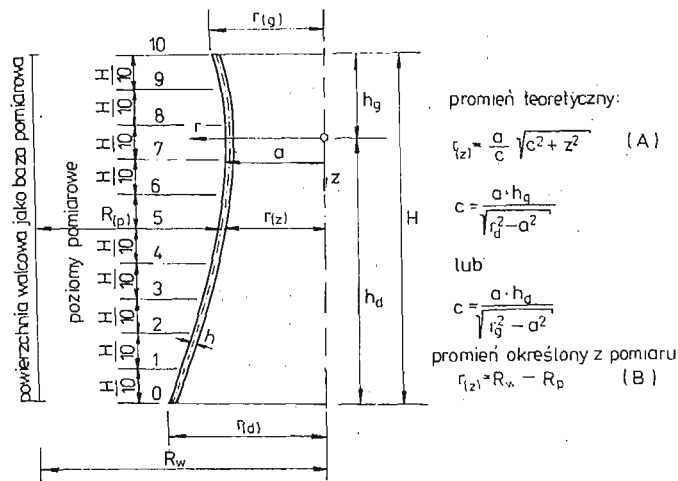
Do realizacji obciążeń osiowo-symetrycznych, przykładanych do górnego brzegu oraz powierzchni bocznej modelu (rys. 2), skonstruowano i wykonano stanowisko badawcze, którego schemat przedstawiono na rys. 4. Stanowisko to, zastosowane do badań modeli o ujemnej krzywiznie Gaussa [19], [20], w omawianych badaniach uzupełniono o sztywny pierścień, siłownik hydrauliczny, sztywną aluminiową przekładkę w górnej głowicy stanowiska badawczego oraz układ umożliwiający przeprowadzenie pomiaru geometrii modelu. Uzupełnienie stanowiska badawczego o wymienione elementy podtytułowane zostało potrzebą zapewnienia jednorodnych warunków brzegowych dla dolnego oraz górnego brzegu modelu jak i przystosowania tego stanowiska do wprowadzanej komputeryzacji tych badań. Prace związane z pełną komputeryzacją prowadzonych badań, polegające na zastosowaniu układu pomiarowego sprzężonego z mini-komputerem oraz wprowadzeniu systemu obciążającego sterowanego minikomputera SM-3 omówiono w pracach [25], [26], [27], [28]. W prowadzonych badaniach każdy model ustawiony jest na sztywnym pierścieniu metalowym połączonym ze sztywną płytą metalową na stałe połączoną z konstrukcją stanowiska badawczego (rys. 4). Obciążenie górnego brzegu modelu realizowane jest poprzez ruchomą płytę połączoną z siłownikiem (rys. 4).



Rys. 4. Schemat stanowiska badawczego

4. Geometria modeli

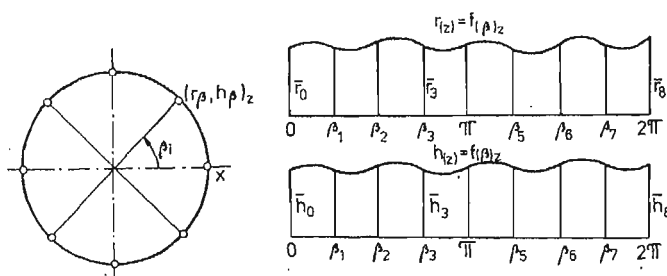
Geometrię badanych modeli wyznaczono na podstawie pomiaru promieni oraz grubości powłoki modelu. Pomiaru te przeprowadzono na stanowisku badawczym przed każdym cyklem pomiarowym wzdłuż ośmiu południków, równomiernie rozmieszczonych na obwodzie modelu. Wzdłuż każdego z tych południków rozmieszczono 11 punktów pomiarowych (rys. 5). W tych samych punktach przeprowadzono również, pomiar przemieszczeń badanej powłoki w trakcie obciążenia modelu. Dla każdego z badanych modeli wyznaczano jego teoretyczną geometrię, stanowiącą podstawę do jego wykonania oraz geometrię rzeczywistą. Do wyznaczenia tych geometrii zastosowano zależności (A) i (B) podane na rys. 5. Uzyskane z przeprowadzonych pomiarów promienie oraz grubości, czyli parametry charakteryzujące rzeczywistą geometrię badanego modelu, opisano wielomianami apro-



Rys. 5. Schemat pomiaru geometrii modelu stanowiący podstawę do jej identyfikacji

krymacyjnymi oraz interpolacyjnymi. Aproksymację tych wielkości wielomianami przeprowadzono przy zastosowaniu metody najmniejszych kwadratów, stosując program „CZEBYSZEW” napisany w języku FORTRAN. Poza aproksymacją uzyskanych wyników pomiarów, przeprowadzono również interpolację tych wielkości stosując metodę SPLINE [33].

Jako bazę do interpolacji oraz aproksymacji, pomierzonych promieni, grubości jak i przemieszczeń powłoki modelu przyjęto położenie punktów pomiarowych. Punkty te rozmieszczono w sposób równomierny na całym obszarze powłoki stosując dyskretyzację przedstawioną na rys. 5 i 6. Punkty pomiarowe do pomiaru przemieszczeń jak i odkształceń powłoki rozmieszczono wzdłuż ośmiu południków określonych wielokrotnością kąta środkowego $\beta = 45^\circ$ (rys. 6).



Rys. 6. Rozwinięcie pomierzonych wielkości promieni $r(z)$ oraz grubości $h(z)$ powłoki modelu, przyjęte w aproksymacji oraz interpolacji tych wielkości

Postać funkcji interpolujących, wartości uzyskane z pomiaru, promieni, grubości oraz przemieszczeń powłoki modelu, przy zastosowanej dyskretyzacji pomiarowej modelu opisano następującym wielomianem

$$\varrho \left(\frac{4\beta}{\pi} \right) = \varrho_{i-1} + a_i \frac{4\beta}{\pi} + b_i \left(\frac{4\beta}{\pi} \right)^2 + c_i \left(\frac{4\beta}{\pi} \right)^3, \quad (1)$$

gdzie:

β — kąt środkowy, $\varrho_{i-1} = \{\varrho_0, \varrho_1, \dots, \varrho_7\}$ wartości promieni, grubości lub przemieszczeń powłoki modelu uzyskane z przeprowadzonych pomiarów w punktach pomiarowych określonych kątem środkowym $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_8$ (rys. 6).

Współczynniki wielomianu interpolacyjnego $a_i = \{a_1, a_2, \dots, a_8\}$, $b_i = \{b_1, b_2, \dots, b_8\}$ oraz $c_i = \{c_1, c_2, \dots, c_8\}$ wyznaczono według metody SPLINE. Przykładowo, na rys. 7 i 8 przedstawiono wynik interpolacji, uzyskanej według programu SPLINE dla pomierzonych promieni oraz grubości powłoki modelu.

Uzyskane z pomiarów średnie wartości promieni oraz grubości dla powłok umberlandnych dwoma (rys. 1a) oraz dziesięcioma (rys. 1b) równoleżnikowymi żebrami, łącznie z przynależnymi im odchyleniami standardowymi podano w tablicy nr 1. Podana w tablicy nr 1 geometria opracowana dla powłok umberlandnych (rys. 1) w nieznacznym stopniu różni się od geometrii powłok gładkich. Z tego też względu może ona stanowić podstawę do charakterystyki geometrii powłok gładkich jak i umberlandnych zastosowanych w omawianych badaniach (rys. 1).

WART. MIN 315.3411

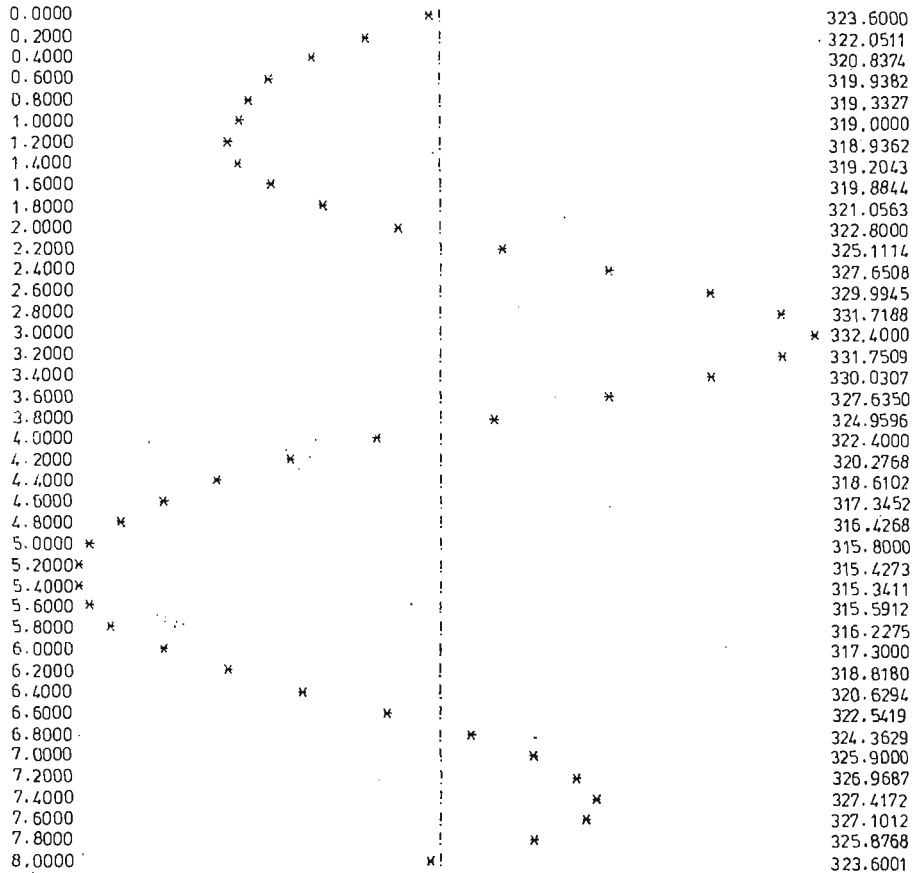
WART. MAX 332.4000

SKALA WYKRESU 0.2437/ZNAK

ARGUMENTY: $\frac{4\beta}{\pi}$

323.8705

WARTOŚCI



Rys. 7. Przykładowy przebieg interpolacji promienia powłoki modelu (rys. 1a) dla poziomu pomiarowego $z = 560$, uzyskany według metody SPLINE

5. Wyniki badań

Obciążenie krytyczne dla zrealizowanych schematów obciążenia (rys. 2) przedstawić można następującą ogólną zależnością funkcyjną:

$$P_k = f(a, h, H, r_{(z)}, P, q, E, \nu, \sigma, t, f, \varepsilon); \quad (2)$$

$$q_k = f(a, h, H, r_{(z)}, P, q, E, \nu, \sigma, t, f, \varepsilon); \quad (3)$$

gdzie:

$a, h, r_{(z)}, H = h_1 + h_2$ — parametry charakteryzujące geometrię powłoki modelu (rys. 5);

E, ν — stałe materiałowe tworzywa modelowego;

WART. MIN 1.2425 WART. MAX 1.4038

SKALA WYKRESU 0.0380/ZNAK

ARGUMENTY : $\frac{4\beta}{\pi}$	1.3232	WARTOŚCI
0.0000	*	1.3300
0.2000	* !	1.2818
0.4000	* !	1.2536
0.6000	* !	1.2425
0.8000	* !	1.2456
1.0000	* !	1.2600
1.2000	* !	1.2826
1.4000	* !	1.3087
1.6000	*	1.3336
1.8000	*	1.3523
2.0000	*	1.3600
2.2000	*	1.3535
2.4000	*	1.3362
2.6000	* !	1.3131
2.8000	* !	1.2894
3.0000	* !	1.2700
3.2000	* !	1.2588
3.4000	* !	1.2547
3.6000	* !	1.2551
3.8000	* !	1.2577
4.0000	* !	1.2600
4.2000	* !	1.2602
4.4000	* !	1.2590
4.6000	* !	1.2577
4.8000	* !	1.2576
5.0000	* !	1.2600
5.2000	* !	1.2660
5.4000	* !	1.2754
5.6000	* !	1.2878
5.8000	* !	1.3028
6.0000	* !	1.3200
6.2000	*	1.3388
6.4000	*	1.3578
6.6000	!*	1.3754
6.8000	!*	1.3900
7.0000	!*	1.4000
7.2000	!*	1.4038
7.4000	!*	1.4001
7.6000	!*	1.3875
7.8000	*	1.3646
8.0000	*	1.3300

Rys. 8. Przykładowy przebieg interpolacji grubości powłoki modelu (rys. 1b) dla poziomu pomiarowego $z = 280$, uzyskany według metody SPLINE

- t — temperatura otoczenia badanego modelu;
 P, q — zadawane obciążenia osiowo-symetryczne (rys. 2);
 σ, f, ε — naprężenia, przemieszczenia oraz odkształcenia powierzchni środkowej powłoki modelu (rys. 9).

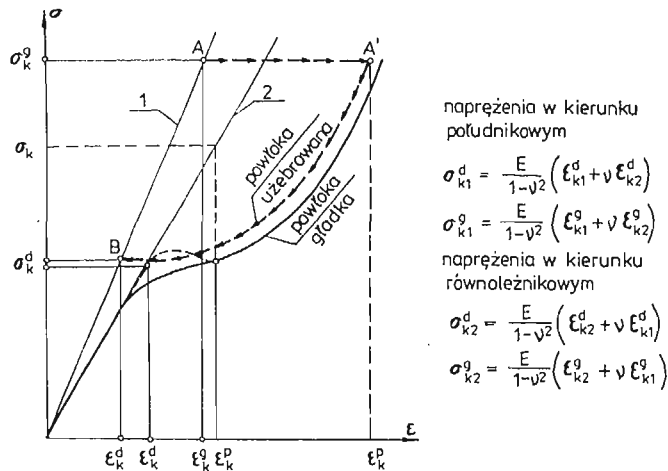
Parametry występujące w zależnościach (2) i (3) podzielić można, z uwagi na zastosowaną metodykę badań, na wielkości zależne oraz niezależne od przebiegu procesu badawczego. Do wielkości zadanych (określonych) w prowadzonych badaniach zaliczyć można następujące wielkości (parametry):

- geometrię modelu, czyli $a, h, r_{(z)}, H$;
- warunki brzegowe podparcia modelu;
- wielkości obciążenia modelu (P, q) jak i warunki ich zadawania;

Tablica 1. Charakterystyka geometrii dla modelu o stałej (rys. 1a) oraz zmiennej grubości (rys. 1b)

Model o stałej grubości (rys. 1a)						Model o zmiennej grubości (rys. 1b)					
z [mm]	r_t [mm]	$\bar{r}(z)$ [mm]	$s(r)$ [mm]	\bar{h} [mm]	$s(h)$ [mm]	z [mm]	r_t [mm]	$\bar{r}(z)$ [mm]	$s(r)$ [mm]	\bar{h} [mm]	$s(h)$ [mm]
660	354,7	352,1	4,22	1,56	0,14	680	360,9	358,7	1,43	2,33	0,10
560	324,6	323,8	4,95	1,41	0,12	580	330,5	329,4	1,29	1,55	0,186
460	297,2	295,8	5,81	1,38	0,06	480	302,4	302,1	1,71	1,43	0,057
360	273,1	272,5	6,53	1,48	0,08	380	277,6	277,8	2,12	1,38	0,044
260	253,4	254,6	6,88	1,53	0,06	280	256,9	257,8	2,63	1,32	0,051
160	239,1	242,2	6,6	1,68	0,11	180	241,5	242,2	3,09	1,44	0,076
60	231,1	235,7	6,44	1,83	0,07	80	232,3	232,9	3,56	1,23	0,091
-60	231,1	236,8	5,44	1,74	0,06	-80	232,3	231,2	3,63	1,39	0,145

gdzie: z — rzędne wysokości (rys. 5), r_t — teoretyczny promień powłoki modelu wyznaczony według wzoru (A) (rys. 5)
 $\bar{r}(z)$ — średnia wartość pomierzonych promieni,
 $s(r)$ — odchylenie standardowe pomierzonych promieni,
 \bar{h} — średnia wartość pomierzonych grubości,
 $s(h)$ — odchylenie standardowe pomierzonych grubości.



Rys. 9. Zastosowane kryterium do określania dolnych σ_k^d oraz górnych σ_k^g naprężeń krytycznych, stosownie do pomierzonych odkształceń ϵ_k^d ; 1, 2 — proste uzyskane z aproksymacji wyników pomiaru dla stanu przedkrytycznego

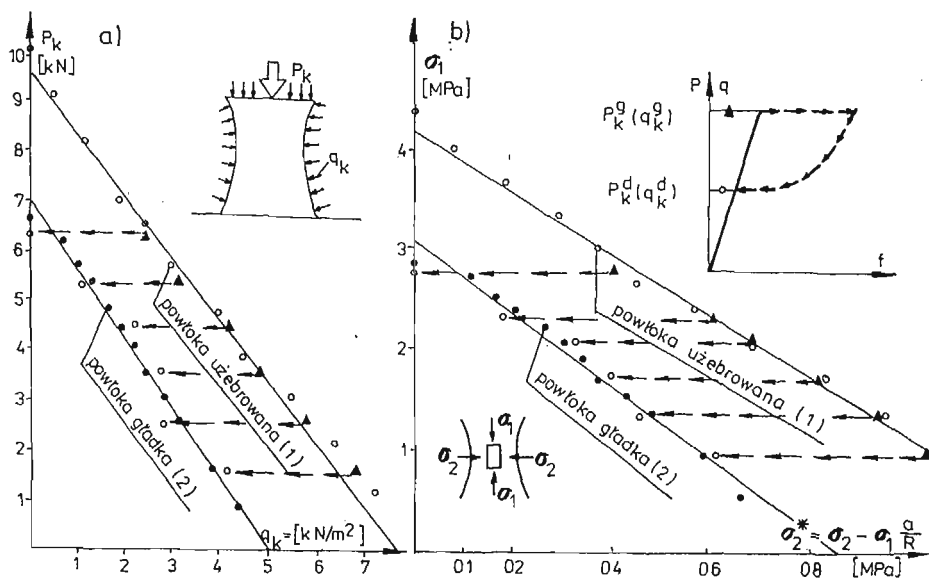
- własności materiału modelu (E , ν), oraz
 - sposób jak i warunki pomiaru przemieszczeń oraz odkształceń.
- Pozostałe parametry funkcji (2) i (3) jak:
- przemieszczenia powierzchni środkowej (w) oraz górnego brzegu powłoki modelu (u)
 - odkształcenia na zewnętrznej oraz wewnętrznej powierzchni modelu w kierunku południkowym ϵ_1 oraz równoleżnikowym ϵ_2
 - temperatura i wilgotność w otoczeniu badanego modelu, określane były na drodze pomiarów.

Przeprowadzony pomiar geometrii modelu oraz temperatury otoczenia modelu (korekcja E, ν) umożliwił uzależnienie obciążenia oraz naprężeń krytycznych od następujących parametrów:

$$P_k = f(P, q, \varepsilon, w) \quad \text{lub} \quad P_k = f(\sigma_1, \sigma_2, \varepsilon, w) \quad (4)$$

Uzyskane w wyniku przeprowadzonych badań obciążenia krytyczne dla powłoki gładkiej o stałej grubości (rys. 1a) wraz z odpowiadającymi im naprężeniami krytycznymi przedstawiono na rys. 10. Na rysunku tym podano także wartości górnych obciążeń krytycznych oraz odpowiadających tym obciążeniom naprężeń południkowych σ_1 i równoleżnikowych σ_2 uzyskanych dla modelu powłoki wzmocnionej jednym oraz dwoma żebrami równoleżnikowymi (por. rys. 1a).

Wartości obciążeń krytycznych wyznaczono na podstawie analizy pomierzonych przemieszczeń oraz odkształceń powłoki modelu, stosując kryterium przedstawione na rys. 3a. Wartości naprężeń krytycznych w kierunku południkowym σ_{k1} oraz równoleżnikowym σ_{k2} , podane na rys. 10b — wyznaczono na podstawie pomierzonych odkształceń ε_k^g dla stanu przedkrytycznego. Naprężenia te wyznaczono zatem według zależności podanych na rys. 9 dla zredukowanych wartości odkształceń ε_k^d oraz ε_k^g określonych dla stanu przedkrytycznego (punkt A) oraz pokrytycznego (punkt B na rys. 9).



Rys. 10. Zestawienie obciążeń (a) oraz odpowiadających im naprężeń (b) dla powłoki gładkiej oraz żebrowanej jednym oraz dwoma żebrami (rys. 1a)

Podane na rysunku 10 zbiory punktów określające górne oraz dolne obciążenia krytyczne jak i odpowiadające im naprężenia krytyczne opisano prostą oraz wielomianem drugiego stopnia o następujących równaniach:

a) model powłoki gładkiej o stałej grubości (rys. 1a)

$$q_k = 5,106 - 0,726P_k \quad \text{lub} \quad q_k = 4,576 - 0,428(P_k)^2 \quad (5)$$

$$\sigma_2^* = 0,886 - 0,290\sigma_1 \quad \text{lub} \quad \sigma_2^* = 0,748 - 0,135\sigma_1 - 0,040(\sigma_1)^2 \quad (6)$$

b) model powłoki uźebrowanej jednym oraz dwoma źebami (rys. 1a)

$$q_k = 7,758 - 0,790P_k \quad \text{lub} \quad q_k = 8,40 - 1,047P_k + 0,021(P_k)^2 \quad (7)$$

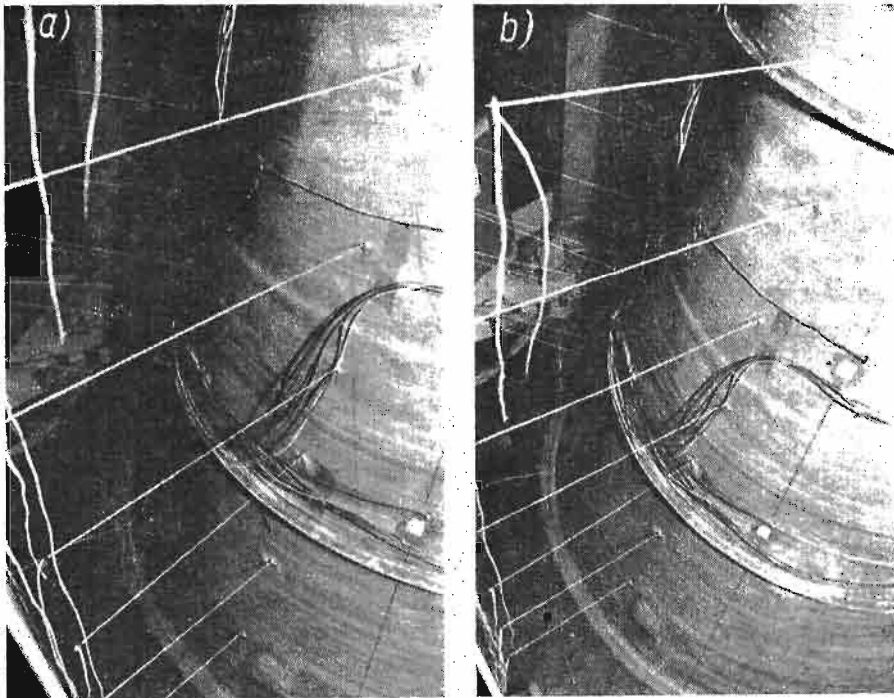
$$\sigma_2^* = 1,372 - 0,326\sigma_1 \quad \text{lub} \quad \sigma_2^* = 1,582 - 0,494\sigma_1 + 0,010(\sigma_1)^2 \quad (8)$$

Współczynniki równań (5) ÷ (8) wyznaczono posługując się metodą najmniejszych kwadratów.

Dwa pierwsze z tych równań, aproksymujące zbiory punktów pomiarowych oznaczonych przez (2) na rys. 10, interpretować można jako krzywe graniczne dla dolnych obciążeń oraz naprężeń krytycznych uzyskanych dla powłoki gładkiej oraz uźebrowanej jednym lub dwoma źebami (rys. 1a).

Podobnie równania (7) i (8), aproksymujące zbiory punktów pomiarowych oznaczonych przez (1) na rys. 10, uznać można za krzywe graniczne dla górnych obciążeń oraz naprężeń uzyskanych dla modelu wzmocnionego jednym lub dwoma źebami (rys. 1a).

Równania (5) ÷ (8) charakteryzujące dolne oraz górne obciążenie krytyczne jak i odpowiadające im naprężenia, dla powłoki uźebrowanej uzyskano w wyniku analizy przeskoku zachodzącego dla powłoki uźebrowanej jednym lub dwoma źebami (rys. 11).

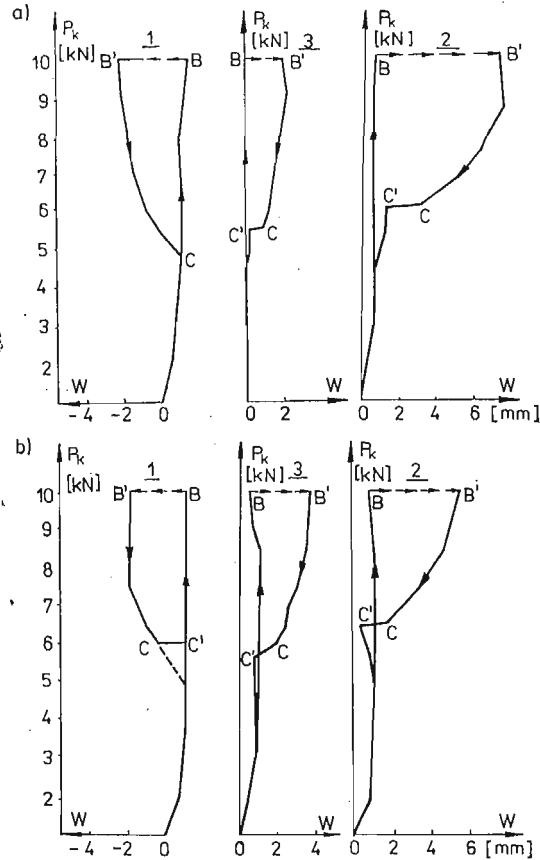


Rys. 11. Stan deformacji powłoki uźebrowanej dwoma źebami (rys. 1a), wywołany przeskokiem przy pionowym obciążeniu modelu $P_k = 10$ kN (a) pionowym $P_t = 3$ kN i bocznym $q_k = 4,5$ kN/m²(b)

Przykładowe przebiegi pomierzonej zależności obciążenie-przemieszczenie dla kilku poziomów obciążeń powłoki wzmocnionej dwoma źebami przedstawiono na rys. 12 i 13. I tak na rys. 12 przedstawiono wyniki pomiarów uzyskane dla sąsiednich pkt. pomiarowych 1, 2 i 3 zlokalizowanych nad pierścieniem oznaczonym przez „II” na rys. 1a. Wykresy te

uzyskano przy pionowym obciążeniu badanego modelu, czyli przy realizacji obciążeń według schematu przedstawionego na rys. 2a. Na kolejnych rysunkach przedstawiono wyniki pomiarów dla pkt. pom. 1 i 3, jako że pkt. pom. 2 przy złożonym stanie obciążenia nie doznał przemieszczeń.

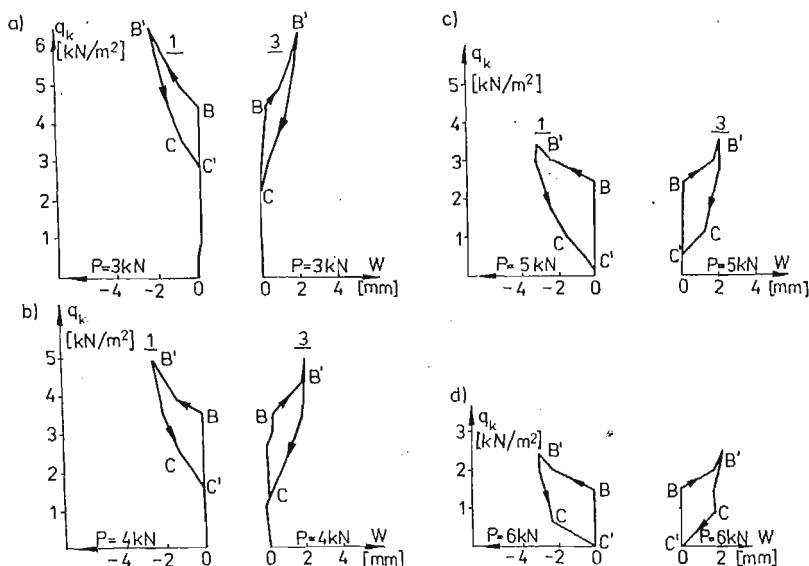
Wykresy przedstawione na rys. 12 i 13 stanowiły podstawę do wyznaczenia górnych oraz dolnych obciążeń krytycznych modelu jak i odpowiadających im naprężeń krytycznych σ_{k1} , σ_{k2} przedstawionych na rys. 10.



Rys. 12. Zależności obciążenie-przemieszczenie dla powłoki modelu wzmocnionej dwoma żebrami (rys. 1a) przy obciążeniu górnego brzegu (rys. 2a), uzyskane przy pierwszym (a) oraz 5-tym (b) powtórzeniu cyklu badawczego

Zależności obciążenie — przemieszczenie przedstawione na rys. 12 i 13, uzyskane w wyniku niezależnego powtarzania procesu obciążenie-odciążenie powłoki modelu charakteryzują się dwiema wartościami obciążeń uzyskanymi przy obciążeniu oraz odciążeniu powłoki modelu. Obciążenia te nazwane jako górne oraz dolne obciążenia krytyczne stanowiły podstawę do wyznaczenia odpowiadających im dolnych oraz górnych obciążeń krytycznych.

Na uwagę zasługuje fakt, że badane modele do momentu utraty stateczności deformato-



Rys. 13. Zależność obciążenie-przemieszczenie dla powłoki wzmocnionej dwoma żebrami (rys. 1a) poddanej złożonemu obciążeniu (rys. 2b); a) dla obciążenia $P_t = 3 \text{ kN}$, b) $P_t = 4 \text{ kN}$, c) $P_t = 5 \text{ kN}$, d) $P_t = 6 \text{ kN}$

wały się w sposób osiowo-symetryczny, przechodząc w stan zafalowany po przekroczeniu obciążenia, określanego jako obciążenie wybacające powłokę modelu (rys. 12 i 13).

W badaniach powłok uźebrowanych obciążenie powłoki modelu zwiększano do momentu zachwiania pierwotnego stanu równowagi uzewnętrzniającego się nagłym wybozczeniem powłoki. Położenie punktu B w sposób gwałtowny przemieszczało się w położenie określone na rys. 12 i 13, przez punkty B'. Zjawisku temu towarzyszyły lokalne znaczne przemieszczenia, które doprowadzały do zniszczenia modelu powłoki o zmiennej grubości wzmocnionej 10-cio ma żebrami jak i jednym żebrzem (rys. 14).

Analizując podane na rys. 12 i 13 zależności obciążenie — przemieszczenie wyróżnić można następujące etapy:

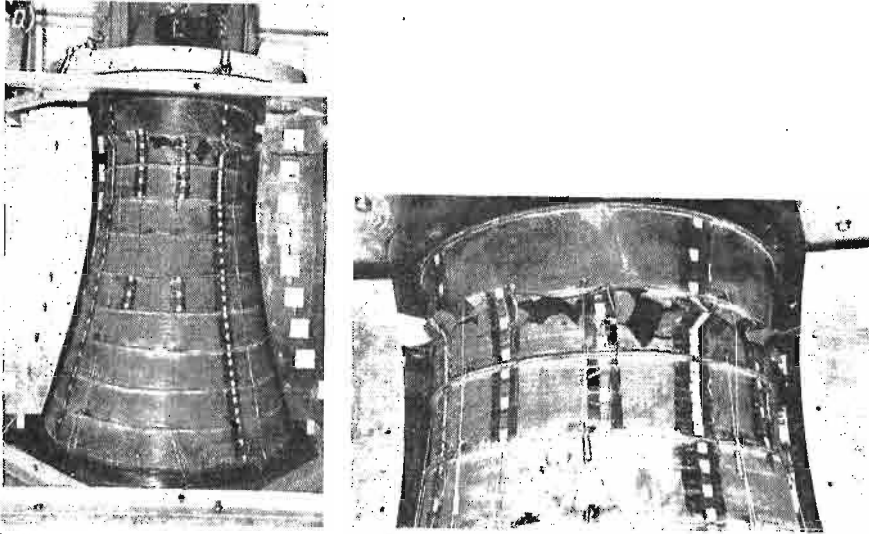
- odcinek O-B charakteryzujący liniową zależność P - f lub q - f ;
- odcinek B-B' charakteryzujący się gwałtownym przemieszczeniem punktu pomiarowego, co zachodziło przy górnym obciążeniu;
- krzywa B'-C charakteryzująca ześlizgiwanie się punktu B' po prawej części krzywej aż do osiągnięcia dolnego obciążenia krytycznego;
- prosta C-C' charakteryzująca powrotny przeskok punktu pomiarowego.

Naprężenie krytyczne dla hiperboloidalnej powłoki przez analogię do powłoki cylindrycznej określić można, jak wiadomo, w sposób przybliżony z zależności [15], [16], [17]:

$$\sigma_k = kE \frac{h}{r}, \quad (9)$$

gdzie:

E — moduł Younga materiału powłoki, h — grubości powłoki, r — promień powłoki, k — bezwymiarowy parametr wynoszący 0,18 dla powłoki cylindrycznej o $r/h = 250$.



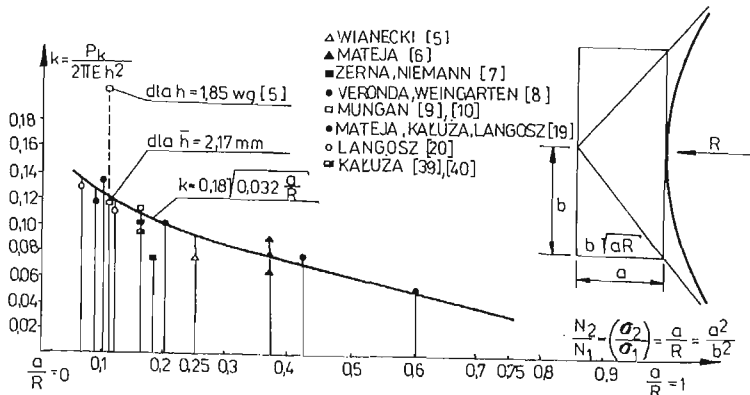
Rys. 14. Widok powłoki modelu o zmiennej grubości wzmocnionego 10-ciomą żebrami (rys. 1b), uszkodzonego w wyniku zaistniałego przeskoku (a) oraz szczegół zniszczenia z zarysowaniem wielościennej powierzchni uszkodzenia modelu (b)

Bezwymiarowy parametr k jak wskazano w pracy [15] wyznaczyć można z zależności:

$$k = \frac{P_k}{2\pi E h^2} \quad (10)$$

Uzyskane w dotychczas przeprowadzonych badaniach modeli powłok gładkich oraz uźebrowanych o stałej oraz zmiennej grubości powłoki, bezwymiarowe współczynniki k podano w tabelicy 2. W tabelicy tej podano również dolne P_k^d oraz górne P_k^g obciążenia krytyczne uzyskane na tych modelach.

Na rys. 15 porównano uzyskane wyniki badań dla osiowo-symetrycznego obciążenia górnego brzegu modelu (rys. 2a) z wynikami badań uzyskanymi przez innych autorów. Z porównania tego wyniku, że bezwymiarowy parametr k , określony zależnością (10)



Rys. 15. Prawdopodobny wpływ geometrii powłoki modelu o stałej grubości na wartość bezwymiarowego współczynnika k opisanego wzorem (10)

Tablica 2. Wartości bezwymiarowego współczynnika k uzyskanego ze wzoru (10) przy osiowym ściskaniu powłoki modelu

TYP MODELU	\bar{h}_p [mm]	\bar{E} [MPa]	\bar{P}_{kr}^g [kN]	$\bar{k}_g = \frac{\bar{P}_{kr}^g}{2\pi\bar{E}\bar{h}_p^2}$	\bar{P}_{kr}^d [kN]	$\bar{k}_d = \frac{\bar{P}_{kr}^d}{2\pi\bar{E}\bar{h}_p^2}$
model powłoki gładkiej o stałej grubości (rys. 1a)	1,74	3150	6,5	0,108	6,5	0,108
modele powłoki gładkiej o zmiennej grubości (rys. 1b)	1,56	3150	6,0	0,125	6,0	0,125
	1,37	3150	4,50	0,121	4,50	0,121
	1,5	7100	11,5	0,115	11,5	0,115
	1,86	3150	8,50	0,124	8,50	0,124
	1,38	3150	4,50	0,119	4,50	0,119
model powłoki o stałej grubości wzmocnionej żebrem „I” (rys. 1a)	1,74	3150	9,97	0,166	6,4	0,1097
model powłoki o stałej grubości wzmocnionej żebrem „I” i „II” (rys. 1a)	1,74	3150	9,85	0,169	6,6	0,113
model powłoki o zmiennej grubości wzmocnionej żebrem „I” (rys. 1a)	1,52	7100	13,50	0,135	—	—
model powłoki o zmiennej grubości wzmocnionej 10-cioma żebkami (rys. 1b)	1,42	7100	25,20	0,288	—	—

gdzie: \bar{h}_p — średnia grubość powłoki w jej przewężeniu,

\bar{E} — moduł YOUNGA materiału modelu,

$\bar{P}_{kr}^g, \bar{P}_{kr}^d$ — średnia wartość górnego oraz dolnego obciążenia krytycznego z 6 powtórzeń,

\bar{k}_g, \bar{k}_d — średnia wartość górna oraz dolna, bezwymiarowego współczynnika występującego we wzorze (9).

a zatem i południkowe naprężenia krytyczne, w znacznym stopniu uzależniony jest od geometrii powłoki modelu.

Wydaje się, że wartość tego współczynnika przyjmowana dla celów projektowych jako $k = 0,079$, [15], [16], [17] przy analizie stateczności powłoki obciążonej ciężarem własnym wymaga uściślenia. Jednakże uściślenie to jest trudne a właściwie niemożliwe do przeprowadzenia na podstawie aktualnego stanu badań, a przede wszystkim braku pełnego udokumentowania przyjętych kryteriów do określenia utraty stateczności jak i geometrii przebadanych modeli. Przykładowo, analizując wyniki uzyskane w badaniach MUNGANA [9], [10] wartość współczynnika k dla modelu A wynosi $k = 0,217$ przy przyjęciu grubości

modelu $h = 1,85$ mm podanej przez autorów w pracach [9], [10] lub $k = 0,122$ przy przyjęciu średniej grubości modelu $h = 2,17$ mm [9]. Cytowaną przez MUNGANA grubość powłoki $h = 1,85$ mm dla modelu „A” jak i pozostałych przebadanych modeli należy traktować zatem jako najmniejszą grubość uzyskaną z pomiaru.

Przyjęcie przez MUNGANA do opracowania wyników pomiarów minimalnych grubości powłoki wpłynęło w bezpośredni sposób na znaczne (osiągające $\sim 50\%$) zawyżenie uzyskanych naprężeń krytycznych.

Dla modelu powłoki wzmocnionej dziesięcioma żebrami (rys. 1b) zdołano przeprowadzić jedynie próbę osiowo-symetrycznego obciążenia górnego brzegu modelu według schematu przedstawionego na rys. 2a. W wyniku przeprowadzenia tej próby model ten uległ charakterystycznemu lokalnemu zniszczeniu. Zniszczenie to będące wynikiem lokalnej utraty stateczności powłoki modelu wystąpiło na całym obwodzie modelu na wysokości drugiego sektora powłoki (rys. 14), tzn. pomiędzy 2 i 3 wzmacniającym pierścieniem, licząc od górnego pierścienia (rys. 1b). Zniszczenie to nastąpiło zatem w pobliżu przewężenia modelu, czyli w sektorze o stałej grubości powłoki, charakteryzującym się największym wyężeniem wynoszącym około $1/3$ wytrzymałości materiału modelu.

Porównując charakter zniszczenia modelu uźebrowanego dziesięcioma żebrami z charakterem deformacji powłoki gładkiej oraz uźebrowanej 1 i 2-ma równoleżnikowymi żebrami można stwierdzić, że powłoka uźebrowana w przeciwieństwie do powłoki gładkiej traciła stateczność lokalnie. Zjawisko to dla powłoki wzmocnionej jednym oraz dwoma równoleżnikowymi żebrami zachodziło w dolnej części powłoki (rys. 11a i 11b). Powłoka uźebrowana 10-cioma żebrami utraciła stateczność w przewężeniu po osiągnięciu górnych obciążeń krytycznych.

Z uwagi na zniszczenie modelu nie udało się wyznaczyć dolnych obciążeń krytycznych i porównać ich z odpowiednimi obciążeniami uzyskanymi dla powłoki gładkiej jak też wzmocnionej jednym oraz dwoma żebrami. Badania te będą w dalszym ciągu kontynuowane.

W ostatnich latach zrealizowane zostały bowiem obiekty w naturze wzmocnione równoleżnikowymi żebrami [41]. Zagadnienie utraty stateczności powłok uźebrowanych równoleżnikowymi żebrami posiada zatem poza aspektem poznawczym również znaczenie praktyczne.

Na szczególną uwagę w omawianym modelu wzmocnionym 10-cioma żebrami zasługuje charakter jego zniszczenia. Można tu zauważyć (rys. 14) wielościenną powierzchnię, uzyskaną również w badaniach MATEI [6] przeprowadzonych na modelach powłok gładkich. W badaniach MATEI powierzchnia ta objęła swym zakresem jednakże cały model a nie jedynie strefę przewężania jak to stwierdzono na przebadanym modelu (rys. 14). Na zaistniały stan zniszczenia modelu mógł wpływać w znacznym stopniu zastosowany osiowo-symetryczny stan obciążenia.

Zagadnienie to wymaga zatem przeprowadzenia dalszych badań mających na celu wyznaczenie wpływu liczby żeber na wielkość obciążeń krytycznych jak i charakter deformacji modelu poprzedzający proces utraty stateczności powłoki. W badaniach tych wyjaśnienia będzie wymagał także wpływ przyjętego obciążenia na uzyskiwane wyniki badań a przede wszystkim na możliwość ich praktycznego zastosowania. W prowadzonych badaniach podobnie jak w pracach [9], [10], [14], [21], stosowany jest nieadekwatny w stosunku

do obciążeń rzeczywistej konstrukcji sposób obciążenia modelu powłoki chłodni. Z tego też względu na podstawie przeprowadzonych badań niemożliwe jest określenie rzeczywistych krytycznych obciążeń powłoki w naturze. Istnieje jednakże, jak to stwierdzono w pracach [3], [9], [10], [14], [21], możliwość określenia dla poszczególnych punktów obiektu w naturze bezpiecznego przedkrytycznego zakresu naprężeń na podstawie uzyskanych równań krzywych względnie prostych interakcji (równania (6) i (8)), przetransponowanych na obiekt za pomocą analizy wymiarowej. Ekstrapolacja określonych prostych względnie krzywych interakcji na obiekty w naturze możliwa jest zarówno dla dolnych jak i górnych naprężeń krytycznych jako, że określają one zarazem ważności liniowej teorii powłok w analizowanym przypadku badawczym.

6. Wnioski i zakończenie

Na podstawie własnych badań oraz analizy wyników uzyskanych w cytowanych pracach, można sformułować następujące wnioski:

1. Południkowe naprężenia krytyczne dla powłoki obciążonej osiowo-symetrycznie (rys. 2a) wyznaczyć można według wzoru (9) przyjmując wartości współczynnika k według rys. 15 lub tablicy 2.
2. Obciążenia oraz naprężenia krytyczne w przewężeniu modelu σ_{1k} , σ_{2k} przy różnych ich proporcjach wyznaczyć można na podstawie rys. 10 lub funkcji (5) ÷ (8) aproksymujących te wyniki badań.
3. Dolne obciążenia jak i naprężenia krytyczne dla powłoki uźebrowanej jednym oraz dwoma żebrami (żebra I i II na rys. 1a) w przeprowadzonych badaniach — osiągnęły wartości zbliżone do wielkości uzyskanych na modelu powłoki gładkiej (rys. 10, 11, 12, 13).
4. Zastosowane uźebrowanie równoleżnikowe w postaci jednego oraz dwu żeber (rys. 1a) nie wpłynęło na zwiększenie dolnych obciążeń krytycznych (rys. 10, 12 i 13). Stwierdzenia tego nie można uogólnić na przebadaną powłokę wzmocnioną 10-cioma żebrami (por. tabl. 2).
5. Powłoka gładka o stałej jak i zmiennej grubości w przeprowadzonych badaniach traciła stateczność w sposób globalny. Powłoki uźebrowane natomiast traciły stateczność w sposób lokalny. Przebieg tego zjawiska dla powłok gładkich posiadał charakter stopniowy (łagodny) a dla powłok uźebrowanych gwałtowny. Największe przemieszczenia powłoki zachodziły w jej dolnej (model z rys. 1a) oraz górnej części (model z rys. 1b).
6. Porównując zestawione w tablicy nr 2 wartości obciążeń krytycznych a w szczególności odpowiadające tym obciążeniom wartości bezwymiarowego parametru k , należy stwierdzić, że powłoka o zmiennej grubości (rys. 1b) traci stateczność przy większych obciążeniach krytycznych aniżeli powłoka o stałej grubości (rys. 1a). Wzrost wartości obciążeń krytycznych dla powłoki o zmiennej grubości w odniesieniu do powłoki o stałej grubości w przeprowadzonych badaniach wynosił około 30%.
7. Powłoka uźebrowana 10-cioma żebrami (rys. 1b) w trakcie badań zachowała się odmiennie w stosunku do powłoki gładkiej oraz uźebrowanej dwoma lub jednym żebrami (rys. 11 i 14). Zjawisko wyboczenia miało gwałtowny przebieg zakończony całkowitym

uszkodzeniem drugiego sektora licząc od góry (rys. 14), czyli w parti modelu o największym wyęzieniu sięgającym około 1/3 wytrzymałości materiału modelu. Na charakter zniszczenia modelu wpłynąć mógł zastosowany sposób obciążenia modelu wywołujący maksymalny stan wyężenia w przewężeniu modelu.

8. W odniesieniu do badań modelowych MUNGANA [9] i [10] istnieją uzasadnione zastrzeżenia dotyczące: zawyżającej interpretacji naprężeń krytycznych, braku wystarczającej ilości badań modeli o różnych proporcjach kształtu (a/R na rys. 15) jak i skąpej informacji o geometrii modeli w dotychczas przeprowadzonych badaniach. Uzasadnia to konieczność prowadzenia dalszych badań stateczności powłok chłodni kominowych.
9. Potrzeba dalszych badań doświadczalnych powłokowych chłodni kominowych (gładkich jak i uźebrowanych) wynika także z analizy rezultatów uzyskanych w pracach [9], [10], [34], [35], [36], [37]. Wydaje się, że liczba żeber równoleżnikowych wpływać może również na podniesienie wielkości krytycznych naprężeń południkowych a nie tylko równoleżnikowych, jak to stwierdzono w pracach [34], [37]. Wskazują na to zamieszczone w niniejszej pracy wstępne wyniki badań powłoki wzmocnionej 10-cioma żebrami.
10. Doświadczalnego uściślenia wymagają także, zdaniem autora, wnioski zamieszczone w pracach [34], [35], [36], [37]. Podane w tych pracach stwierdzenie odnośnie wpływu wymiarów, a w szczególności wysokości zastosowanego pierścienia, na podniesienie wielkości obciążeń krytycznych nie zostało w pełni potwierdzone w przeprowadzonych badaniach.
11. Wyjaśnienia wymaga zatem określenie wpływu liczby jak i sztywności giętno-skrętnej zastosowanych żeber na wielkość górnych a przede wszystkim dolnych obciążeń krytycznych uźebrowanych powłok o stałej oraz zmiennej grubości płaszcza powłoki. Celowość kontynuacji badań powłok uźebrowanych przy sukcesywnie zmniejszanej sztywności żeber wynika również z teoretycznych rezultatów uzyskanych w pracy [38] a dotyczących cylindrycznej powłoki wzmocnionej równoleżnikowym uźebrowaniem.

Literatura

1. J. F. ABEL, D. P. BILLINGTON, D. A. NAGY, C. WITA - DWORKIN, *Buckling of Cooling Towers*, Proc. ASCE, J. Struct. Div., ST10, 108 1982, 2162 - 2174
2. Z. WASZCZYŹYŹYN, *Aktualne tendencje w statyce i stateczności chłodni kominowych*, Ref. problemowy, Konferencja Naukowa poświęcona pamięci prof.-O. Matei nt. „Powłokowe budowle wieżowe” Opole—Turawa, 1984.
3. M. ECKSTEIN, C. ELLIER, R. HARTE, Z. SANAL, W. B. KRATZIG, U. WYTEK, *Improvement of the Structural Behavior of Cooling Tower Shells by Ring — Stiffeners*, Int. Symp. IASS Ruhr-Univ. Bochum, Sept. S-7, 1984, Springer — Verlag 1984, 61 - 76
4. P. P. COLE, J. F. ABEL, D. P. BILLINGTON, *Buckling of Cooling-Tower Shells — Bifurcation Results*, Proc. ASCE, St6, 101, 1975, 1205 - 1222
5. J. WIANECKI, *Badania doświadczalne wyoboczenia powłoki hiperboidalnej obciążonej na brzegach osiowo-symetrycznie*, Rozpr. Inż., 12, 4, 1964, s. 513 - 531
6. O. MATEJA, *Stateczność hiperbolidalnych chłodni wieżowych obciążonych ciężarem własnym powłoki*, Arch. Inż. Łąd., 10, 4 1964, s. 409 - 442
7. W. ZERNA, H. J. NIEMANN, *Untersuchungen an Modellen des Naturzugkuhlers Ibbenburen*, Institut für Massivbau der Technischen Hochschule Hanower, Bericht P. 2, 1962

8. D. R. VERONDA, V. I. WEINGARTEN, *Stability of hyperboloidal shell*, J. Struct. Div., ASCE, 101, ST7, 1975, p. 1585 - 1602
9. W. ZERNA, V. BASAR, I. MUNGAN, W. TIERMANN, *Beuluntersuchungen an hyperbolischen Rotationnchalen*, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau der Ruhr-Universität Bochum, Westdeutscher Verlag, 1974
10. I. MUNGAN; *Buckling stress states of hyperboloidal shells*, J. Struct. Div., ASCE, 101, ST7, 1975, p. 2005 - 2020
11. S. LOSKA, O. MATEJA, E. ŚWITOŃSKI, *Badania modelowe stateczności hiperboloidalnych chłodni wieżowych*, Arch. Inż. Łąd., 13, 1, 1967, s. 61 - 90
12. T. J. DER, R. FIDLER, *A model study of the buckling behavior of hyperbolic shells*, Proc. Inst. Civil Engineers, Jan., 1968
13. СЕРОВ, В. А. ЕРЯГИНА, *Экспериментальное исследование устойчивости конических башен градирен*. Научные Доклады Выжшой Школы Ленинградского Инженерно-Строительного Института, 1, 1959, с. 157 - 198.
14. I. MUNGAN, *Buckling stresses of stiffened hyperboloidal shells*, J. of the Struct. Div., ASCE, 105, ST8, 1979, s. 1589 - 1604
15. W. ZERNA, W. KRATZIG, *Probleme der Konstruktion und Berechnung von Naturzugkühltürmen in Schalenbauweise*, Vortrag auf dem Betontag 1967 von. 5 - 7, April in Berlin, DBV, 1967
16. O. MATEJA, *Z zagadnień kształtowania powłokowych chłodni kominowych*. Zesz. Nauk. WSI Opolo, 11, 1974, s. 91 - 108
17. O. MATEJA, Z. JAMNICKI, W. ŁABUŚ, *Problemy stateczności powłoki chłodni kominowej*, Inż. i Bud., 2, 1974
18. R. HARNACH, W. B. KRATZIG, I. MUNGAN, W. ZERNA, *Recomendations for the Design of Hyperbolic or other Similary Shaped Cooling Towers*, Technisch-wissenschaftliche Mittcilungen Nr 75 - 5, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum, 1975
19. O. MATEJA, R. KAŁUŻA, A. LANGOSZ, *Doświadczalna analiza stateczności powłoki chłodni kominowej*, Arch. Inż. Łąd. 27, 2, 1981
20. A. LANGOSZ, *Doświadczalna analiza naprężeń krytycznych powłoki chłodni kominowej*, Konferencja, Konstrukcje powłokowe, teoria i zastosowanie, Opole 1982
21. *Recomendations for the Design of Hyperbolic or other Similary Shaped Cooling Towers*, IASS Working Group Nr 3, Bruksela 1978
22. R. KAŁUŻA, *Ócena przydatności żywicy epoksydowej „epidlan 5” do modelowania konstrukcji*, Mechanika Teoretyczna i Stosowana, 4, 12, 1974, s. 421 - 437
23. R. KAŁUŻA, *O pewnym sposobie modelowania cienkich powłok obrotowych przy zastosowaniu modyfikowanej żywicy epoksydowej „epidlan 5”*, Zeszyty Naukowe WSI Opolo, seria Budownictwo z. 1, nr 11, 1974, s. 145 - 169
24. R. KAŁUŻA, O. MATEJA, *Wpływ czynnika czasu na stale materiałowe modyfikowanej żywicy epoksydowej „epidlan 5”*, Zeszyty Naukowe WSI Opolo, seria: Budownictwo, z. 14, nr 53, 1979, s. 47 - 63
25. K. DRZEWIŃSKI, R. KAŁUŻA, O. MATEJA, K. SKRZYPULEC, *Minikomputerowe wspomaganie badań doświadczalnych z mechaniki*, Mech. Teoret. i Stos., 3/4, 20, 1982
26. W. ANTOSZAK, K. DRZEWIŃSKI, R. KAŁUŻA, K. SKRZYPULEC, *Zastosowanie minikomputera SM-3 do wspomagania badań doświadczalnych z mechaniki konstrukcji*, Pomiar, Automatyka, Kontrola, 3, 1983
27. R. KAŁUŻA, *Zastosowanie minikomputera SM-3 do komputeryzacji badań modelowych stateczności powłokowych chłodni kominowych*, III Konf. Konstrukcje powłokowe, teoria i zastosowanie, Opole 1982
28. W. ANTOSZAK, K. DRZEWIŃSKI, M. GIGIEL, R. KAŁUŻA, K. SKRZYPULEC, *Realizacja badań stateczności powłokowych chłodni kominowych w trybie on-line przy zastosowaniu minikomputera*, Konf. Metody Komputerowe w Mechanice Konstrukcji, Białystok, 1983
29. J. W. COOPER, *Minikomputer w laboratorium badawczym na przykładzie zastosowania minikomputera PDP-11*, Centrum Inform. Energetyki i Energii Atomowej, Warszawa, 1980
30. H. ORLOWSKI, *Komputerowe układy automatyki*, WNT, Warszawa 1980
31. R. S. OŻAROWSKI, S. KORNAKCI, *Minikomputery w pracach eksperymentalnych*, WNT, Warszawa 1980
32. H. HOSSDORF, *Statyka modelowa*, Arkady, Warszawa 1975
33. G. E. FORSYTTHE, M. A. MALCOLM, C. B. MOLER, *Computer methods for mathematical computations*, Prentice-Hall, INC, Englewood Cliffs, N. J. 07632, 1977

34. W. ZERNA, I. MÜNGAN, *Buckling Stresses of Shells Having Negative Gaussian Curvature*. Buckling of shells, A State-of-the-Art Colequium, Volume 2, Institut fur Baustatik Universitat Stuttgart, May 6 - 7, 1982
35. W. ZERNA, I. MÜNGAN, *Über das Beulen von Kühlturmschalen mit Versteifungsringen*, Beton-und Stahlbetonbau, 2/1981, s. 33 - 36
36. H. J. BENZ, *Kinvische Stabilitätsuntersuchungen für ausgewählte Kühlturmgeometrien*, Konstruktiven Ingenieurbau Berichte 1977, H 29/30 s. 70 - 74
37. I. MÜNGAN, *Experimentelle Beuluntersuchungen und Stabilitäts nachweise für Kühlturmschalen*, Konstruktiver Ingenieurbau Berichte 1977, H 29/30 s. 75 - 80
38. В. И. Гуляев, В. А. Фарзенов, Е. А. Голуляк, *Устойчивость нелинейных механических систем*, Издательство Вижша Школа Львов, 1982.
39. R. KAŁUŻA, *Doświadczalna analiza stateczności powłokowych chłodni kominowych*, XXX Jubileuszowa Konferencja Naukowa KILiW PAN KN PZiTB — Krynica, 1984
40. R. KAŁUŻA, *Doświadczalna analiza stateczności uźebrowanej powłoki hiperboloidalnej chłodni kominowej*. Konferencja Naukowa poświęcona pamięci prof. O. Matei nt. „Powłokowe Budowle Wieżowe”, Opole—Turawa, 9184, Zeszyty Naukowe WSI Opole nr 97, seria: Budownictwo z. 21.
41. *Materials International Symposium on Very Tall Reinforced Concrete Cooling Towers*, International Association for Shell and Spatial Structures, Paryż 1978.

Р е з ю м е

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ УСТОЙЧИВОСТИ ГИПЕРБОЛОИДАЛЬНОЙ ОБОЛОЧКИ ГРАДИРНИ

В работе обслужены результаты исследований устойчивости шперболоидальной оболочки градирни с постоянной, а также с переменной толщиной оболочки, исследования проведены при симметрично-осевой нагрузке на моделях оболочек гладких, а также оребренных (рис. 1). Оребренные оболочки получены путем приклеивания к гладким оболочкам двух, а также 10-ти ребер расположенных по параллелям. В проведенных исследованиях оболочек укрепленных одним, а также двумя ребрами определены верхняя и нижняя критическая нагрузки (рис. 10, 11, 12, 13). Обнаружено равенство нижней критической нагрузки для оболочки с одним и с двумя ребрами с критической нагрузкой гладкой оболочки (рис. 10). Этого следствия нельзя обобщить на оребренную оболочку с 10-ю ребрами. В работе проведено также сравнение и анализ полученных результатов исследований с результатами исследований за рубежом, в работе даются также критерия применяемые для определения верхних и нижних нагрузок, а также соответствующих или критических напряжений. Это подтверждается примерами.

Измеренную геометрию моделей интерполировано по параллелям многочленами с применением метода сплайнов. Полученные величины критических нагрузок как и величины соответствующих напряжений аппроксимированы многочленами с применением метода наименьших квадратов. Полученные результаты исследований могут быть применены в практике проектирования, а также при верификации теоретических решений проблемы устойчивости шперболоидальной оболочки нагруженной симметрично — осевой нагрузкой (рис. 2).

S u m m a r y

EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THE BUCKLING STABILITY OF THE HYPERBOLIC COOLING TOWER SHELL

The results of the experimental investigation of the buckling stability of the cooling tower shell with constant or varying shell thickness for hyperbolic shells with ribs (fig. 1) and without ribs subjected to axially-symmetric loads are presented. Two or ten circumferential ribs were bonded successively to the smooth shell. The upper-limit and lower-limit critical loads were determined for shells with one and two

ribs (fig. 10, 11, 12, 13). The lower-limit critical load values were similar to those obtained for the smooth shell (fig. 10). The results were compared with those obtained by other authors.

The conditions for determination of upper-limit loads and corresponding critical stresses are presented.

The model geometry was interpolated in the circumferential direction using spline functions. The obtained values of critical loads and corresponding stresses were fitted with polynomials using least squares method.

The obtained results may be interesting for the designers and for the research scientists interested in experimental verification of numerical solutions of the buckling stability of hyperbolic shells subjected to axially-symmetrical loads (fig. 2).

Praca wpłynęła do Redakcji dnia 1 czerwca 1983 roku.