

OBCIĄŻENIA KRYTYCZNE PŁYT PROSTOKĄTNYCH W OBSZARZE NIESPRĘŻYSTYM¹⁾

KATARZYNA KOWAL-MICHALSKA

Politechnika Łódzka

W pracy określono naprężenia krytyczne dla płyt prostokątnych ściskanych osiowo w obszarze aprężysto-plastycznym. Rozważono różne sposoby podparcia brzegów płyt. Problem został rozwiązany za pomocą metody energetycznej dla dwóch teorii plastyczności: teorii odkształceniowej i teorii przyrostowej. Obliczenia numeryczne przeprowadzono dla stali St3 i duraluminium, stosując doświadczalne dane materiałowe (z próby ściskania materiału) oraz teoretyczne zależności opisujące związek pomiędzy odkształceniem i naprężeniem w obszarze niesprężystym.

Oznaczenia

- E, E_t, E_s — moduły: Younga, styczny i sieczny,
 ν — liczba Poisson'a,
 $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}$ — przyrosty naprężeń normalnych i stycznych,
 $\epsilon_{xx}, \epsilon_{yy}, \epsilon_{xy}$ — przyrosty odkształceń normalnych i stycznych,
 x, y — układ współrzędnych,
 $w(x, y)$ — ugięcie płyty,
 a, b, h — wymiary płyty,
 σ_{kr} — naprężenie krytyczne,
 α_n, β_n — współczynniki wielomianów,
 A, B — nieznane parametry funkcji ugięcia,
 $\lambda = \frac{a}{b}$
 m — ilość półfal w kierunku osi x ,

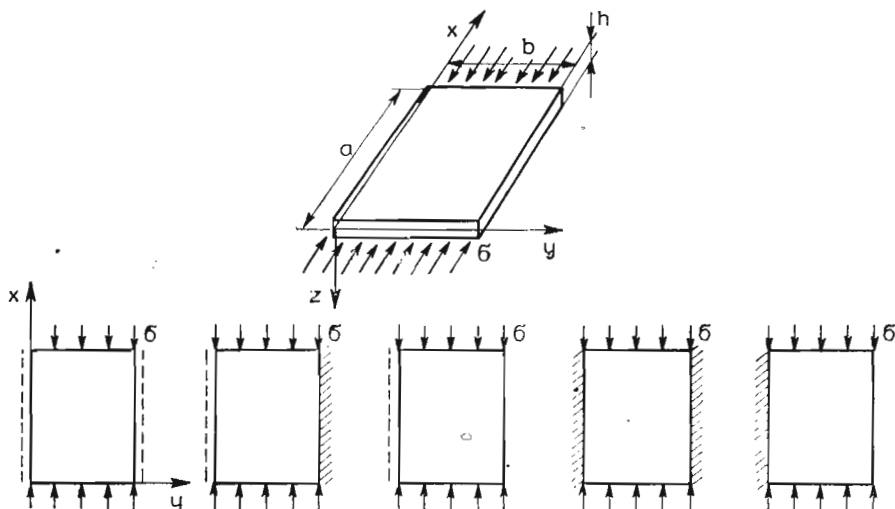
1. Wprowadzenie

Niesprężyste wyboczenie płyt rozważane było w pracach wielu autorów (m.in. Iljuzyna, Stówella, Bijaarda) na podstawie teorii deformacyjnej lub teorii plastycznego pły-

¹⁾ Praca wykonana w ramach problemu CPBP 02.05.

nięcia. Wiadomo, że deformacyjna teoria plastyczności dając wyniki zgodne z badaniami doświadczalnymi wzbudza wiele zastrzeżeń od strony fizycznej, jako, że jest to właściwie zastosowanie równań z zakresu sprężystego do zagadnień plastyczności. Z drugiej strony wyniki uzyskane na gruncie teorii plastycznego płynięcia nie zostały potwierdzone przez eksperymenty.

Celem tej pracy jest określenie naprężeń krytycznych dla płyt prostokątnych poddanych równomiernemu ścisnaniu w obszarze niesprężystym (np. dla stali w zakresie pomiędzy granicą proporcjonalności a granicą plastyczności).



Rys. 1. Wymiary płyty, układ współrzędnych i schematy podparć brzegów nieobciążonych

Badane płyty są idealnie płaskie i mogą być swobodnie podparte bądź utwierdzone na brzegach obciążonych, a dowolne warunki brzegowe mogą być narzucone na brzegach nieobciążonych (rys. 1). Wartości parametrów krytycznych określono metodą wariacyjną, stosując teorię plastycznego płynięcia i teorię odkształceniową.

2. Podstawowe zależności

W rozważaniach założono, że odkształcenia są małe i że materiał w obszarze sprężysto-plastycznym jest izotropowy i ściśliwy oraz podlega kryterium plastyczności Hubera-Misesa. Stosując hipotezę Shanley'a przyjęto, że w trakcie wyboczenia nie zachodzi odciążenie co powinno zapewnić najniższe obciążenie krytyczne. Na skutek wyboczenia idealnie płaska płyta wzmacnia się w kierunku ściskania. Związki pomiędzy przyrostami naprężeń i przyrostami odkształceń są postaci:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= E(A_{11} \varepsilon_{xx} + A_{12} \varepsilon_{yy}), \\ \sigma_{yy} &= E(A_{12} \varepsilon_{xx} + A_{22} \varepsilon_{yy}), \\ \sigma_{xy} &= E \cdot 2 \cdot A_{33} \varepsilon_{xy},\end{aligned}\tag{1}$$

gdzie:

$$\begin{aligned} A_{11} &= [3E/E_s + E/E_t]/A, \\ A_{12} &= [2E/E_t - 2(1-2\nu)]/A, \\ A_{22} &= [4E/E_t]/A, \\ A_{33} &= 1/[3E/E_s - (1-2\nu)], \\ A &= 3E/E_s \cdot E/E_t + 2(1-2\nu)E/E_t - (1-2\nu)^2. \end{aligned} \quad (2)$$

Powyższe związki (2) odpowiadają odkształceniowej teorii plastyczności [1], [6], związki dla teorii plastycznego płynięcia zwanej też teorią przyrostową można otrzymać przez przyjęcie w zależnościach (2) $E_s = E$ [4]. Gdy $E_s = E_t = E$ równania (1) są związkami Hooke'a w obszarze sprężystym. Jeżeli przyjąć $\nu = 0.5$, zależności (2) odpowiadają przypadkowi nieściśliwości materiału.

3. Metoda rozwiązania zagadnienia

Całkowita energia E płyty jest wyrażona jako różnica energii odkształcenia U i pracy sił zewnętrznych W :

$$E = U - W \quad (3)$$

$$U = \frac{Eh^3}{24} \int_0^a \int_0^b \left[A_{11} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + 2A_{12} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \right. \quad (4)$$

$$\left. + A_{22} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 4A_{33} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dx dy,$$

$$W = \frac{h}{2} \int_0^a \int_0^b \sigma \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx dy. \quad (5)$$

Funkcje ugięcia $w(x, y)$ płyty założono w postaci:

a) dla płyt przegubowo podpartych na brzegach obciążonych:

$$w(x, y) = F(y) \sin \frac{m\pi x}{a}, \quad (6)$$

b) dla płyt utwierdzonych na obciążonych brzegach:

$$w(x, y) = F(y) \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi x}{a}, \quad (7)$$

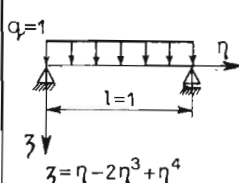
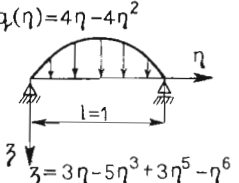
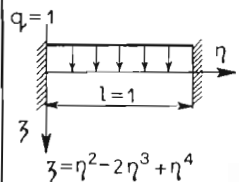
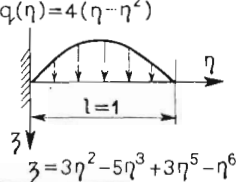
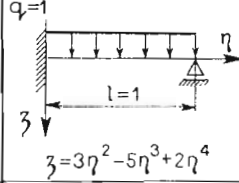
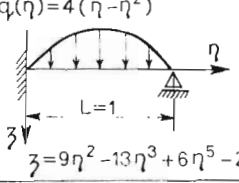
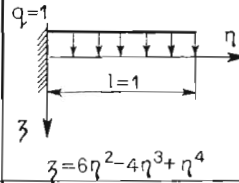
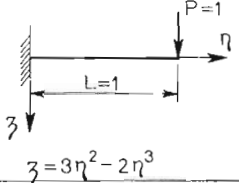
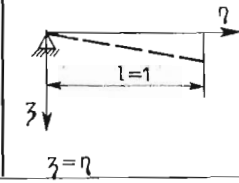
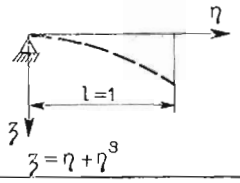
c) dla płyt o brzegach obciążonych: jeden utwierdzony, drugi przegubowo podparty (układ współrzędnych związany z brzegiem utwierdzonym):

$$w(x, y) = F(y) \sin \frac{2m\pi x}{a} \sin \frac{\pi x}{a}. \quad (8)$$

Tabela 1

Brzeg swob. podparty	Brzeg utwierdzony	Brzeg swobodny
$W_{y=b} = 0$	$W_{y=b} = 0$	$(R_y)_{y=b} = 0 = A_{22} \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + (A_{12} + 4A_{33}) \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y}$
$(M_y)_{y=b} = 0$	$\left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)_{y=b} = 0$	$(M_y)_{y=b} = 0 = A_{22} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + A_{12} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}$

Tabela 2

Nieobciążone brzegi płyty	Wielomiany $F(y)$	
Przegubowo podparte	 <p>$q=1$ $l=1$ z $z = \eta - 2\eta^3 + \eta^4$</p>	 <p>$q(\eta) = 4\eta - 4\eta^2$ $l=1$ z $z = 3\eta - 5\eta^3 + 3\eta^5 - \eta^6$</p>
Utwierdzone	 <p>$q=1$ $l=1$ z $z = \eta^2 - 2\eta^3 + \eta^4$</p>	 <p>$q(\eta) = 4(\eta - \eta^2)$ $l=1$ z $z = 3\eta^2 - 5\eta^3 + 3\eta^5 - \eta^6$</p>
Utwierdzony-przegubowo podparty	 <p>$q=1$ $l=1$ z $z = 3\eta^2 - 5\eta^3 + 2\eta^4$</p>	 <p>$q(\eta) = 4(\eta - \eta^2)$ $l=1$ z $z = 9\eta^2 - 13\eta^3 + 6\eta^5 - 2\eta^6$</p>
Utwierdzony-swobodny	 <p>$q=1$ $l=1$ z $z = 6\eta^2 - 4\eta^3 + \eta^4$</p>	 <p>$P=1$ $l=1$ z $z = 3\eta^2 - 2\eta^3$</p>
Przegubowo podparty-swobodny	 <p>$q=1$ $l=1$ z $z = \eta$</p>	 <p>$q = \eta + \eta^3$ $l=1$ z $z = \eta + \eta^3$</p>

Funkcje $F(y)$ zostały przyjęte jako wielomiany dowolnego stopnia mające postać:

$$F(y) = A \sum_{n=1}^r \alpha_n \frac{y^n}{b^n} + B \sum_{n=1}^g \beta_n \frac{y^n}{b^n}. \quad (9)$$

Związki (9) powinny być tak dobrane, aby dla dowolnych parametrów A i B spełnione były warunki brzegowe podane w tabeli 1. Wielomiany w funkcji $F(y)$ mogą być wielomianami typu Hermita lub mogą być to funkcje opisujące ugięcia belek o jednostkowej długości, obciążone jednostkowymi siłami. Parametry A i B pozostają nieznanymi.

W tabeli 2 przedstawiono wielomiany zastosowane w obliczeniach dla różnych przypadków podparć brzegów nieobciążonych. Funkcje ugięcia w postaci wielomianów n -tego stopnia były stosowane przez wielu autorów m.in. W. Protte'go [1]. Warto zauważyć, że dla płyt kwadratowych dostatecznie dokładne wyniki (przy określeniu naprężeń krytycznych) daje już funkcja ugięcia zależna tylko od jednego, właściwie dobranego wielomianu. Wielomiany nie spełniają warunków brzegowych na swobodnej krawędzi płyty. Jak jednak wykazano w pracy [2] powoduje to wzrost obciążenia krytycznego o zaledwie 5%. Po podstawieniu funkcji ugięcia w postaci (6), (7) lub (8) do równania (3) i zastosowaniu metody wariacyjnej Timoshenki-Ritza parametr obciążenia krytycznego otrzymuje się z równania kwadratowego (szczegółowe wzory do obliczeń podano w pracy [3]).

4. Modelowanie własności materiałowych

W obliczeniach zastosowano:

- a) własności materiałowe stali St3 i duraluminium D16T otrzymane podczas próby jednoosiowego ściskania podane w tabeli 3,
- b) zależność liniowo-hiperboliczną typu [4]:

$$E_t = E \left[1 - \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{\sigma_Y - \sigma_p} \right)^2 \right], \quad (10)$$

σ_p — granica proporcjonalności,

σ_Y — granica plastyczności,

wówczas $E_s = E$ (teoria plastycznego płynięcia),

- c) zależność Ramberga-Osgood'a [5]:

$$E_t = \frac{E - E_Y}{\left[1 + \left(\frac{E - E_Y}{\sigma_Y} \cdot \varepsilon \right)^N \right]^{\frac{1+N}{N}}} + E_Y, \quad (11)$$

$$\sigma = \frac{(E - E_Y) \cdot \varepsilon}{\left[1 + \left(\frac{E - E_Y}{\sigma_Y} \cdot \varepsilon \right)^N \right]^{\frac{1}{N}}} + E_Y \cdot \varepsilon. \quad (12)$$

W przypadku stosowania związków teoretycznych dla opisu zależności naprężenie—odkształcenie w zakresie pomiędzy granicą proporcjonalności a granicą plastyczności ko-

Tabela 3

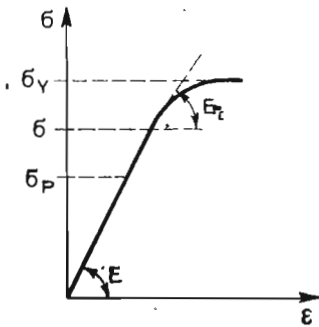
$\varepsilon \cdot 10^3$	σ [MPa]	$E_s \cdot 10^{-5}$ [MPa]	$E_t \cdot 10^{-5}$ [MPa]
Stal St 3			
0.95	200	2.10	2.10
1.0	210	2.08	1.42
1.1	220	2.00	0.99
1.2	228	1.90	0.67
1.3	234	1.80	0.46
1.4	238	1.70	0.26
1.5	239	1.60	0.13
1.6	240	1.50	0.06
1.8	240	1.33	0
Duraluminium D16T			
2.67	200	0.750	0.750
3.0	220	0.733	0.596
3.5	246	0.703	0.434
4.0	264	0.655	0.372
4.5	278	0.618	0.255
5.0	290	0.580	0.205
6.0	308	0.513	0.150
7.0	320	0.457	0.117
8.0	332	0.415	0.097
9.0	340	0.378	0.082
10.0	345	0.348	0.082
11.0	356	0.324	0.082

nieczna jest znajomość wartości tych ostatnich, modułu Younga, liczby Poisson'a oraz dla zależności Ramberga-Osgooda, modułu stycznego odpowiadającego umownej granicy plastyczności. Zależność liniowo-hiperboliczną można stosować tylko dla materiałów z wyraźną granicą plastyczności. Dla materiałów z tzw. „platformą” równania (11, 12) należy zmodyfikować przyjmując $E_T = 0$ oraz żądając aby $N > 4$.

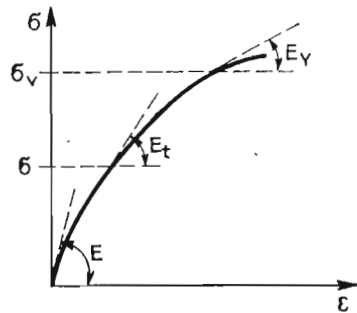
5. Wyniki obliczeń numerycznych

Obliczenia numeryczne przeprowadzono dla płyt prostokątnych:

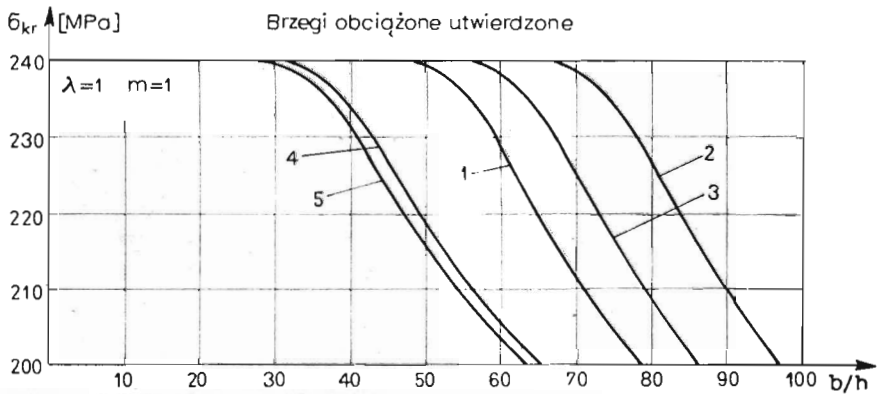
- o różnym stosunku boków λ i ilości półfal m (m — wyznaczone dla obciążenia krytycznego w obszarze sprężystym pozostaje niezmiennie poza granicą proporcjonalności),
 - o różnych warunkach brzegowych,
 - przy różnych wariantach określania własności materiałowych.
- (Algorytm i program zostały zamieszczone w pracy [3]). Wyniki przedstawiono na wykresach w postaci krzywych opisujących zależność naprężenia krytycznego od wymiarów płyty $\sigma_{kr} = f(b/h)$.



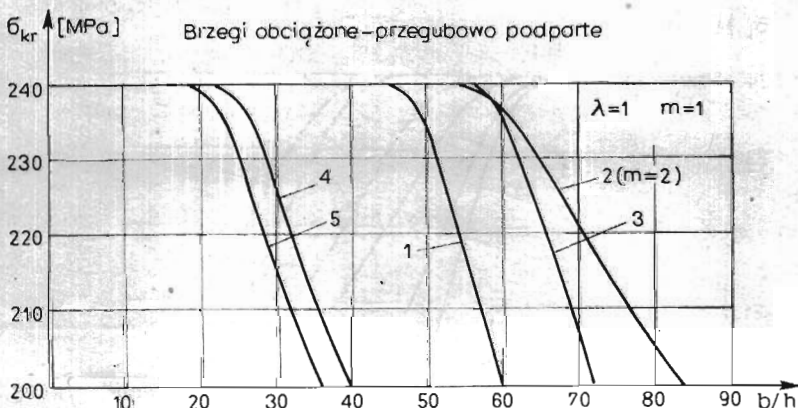
Rys. 2. Liniowo-hyperboliczna zależność $\sigma-\varepsilon$



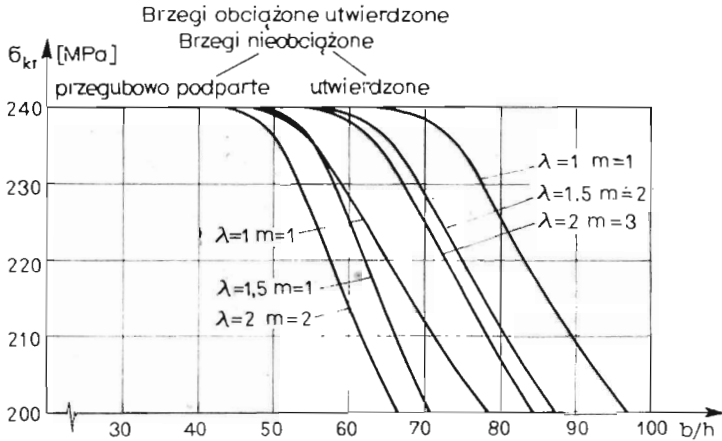
Rys. 3. Zależność Ramberga-Osgooda, $N = \text{const}$



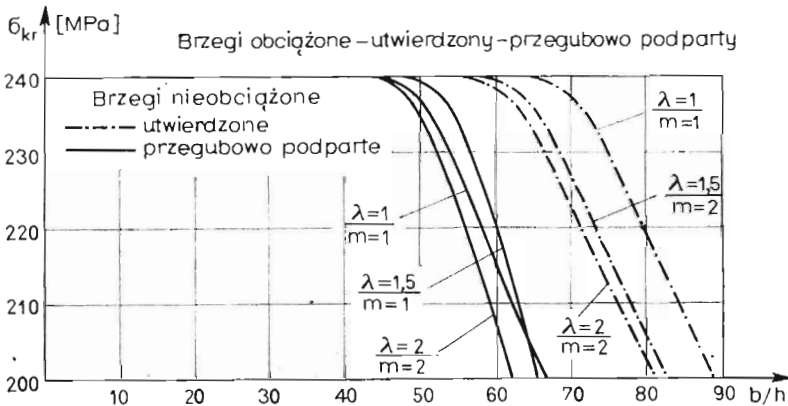
Rys. 4. Przebiegi $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla płyt stalowych (dane materiałowe wg tabeli 3). Brzegi nieobciążone: 1 — przegubowo podparte, 2 — utwierdzone, 3 — przegubowo podparty-utwierdzone, 4 — swobodny — utwierdzone, 5 — swobodny - przegubowo podparty



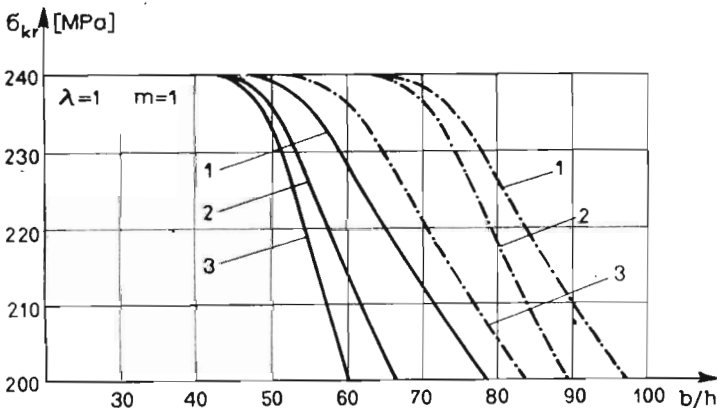
Rys. 5. Przebiegi $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla płyt stalowych (dane materiałowe wg tabeli 3). Brzegi nieobciążone: 1 — przegubowo podparte, 2 — utwierdzone, 3 — przegubowo podparty-utwierdzone, 4 — swobodny utwierdzone, 5 — swobodny-przegubowo-podparty



Rys. 6. Wykresy $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla płyt stalowych przy różnych parametrach λ i m (dane materiałowe wg tabeli 3)



Rys. 7. Wykresy $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla płyt stalowych przy różnych parametrach λ i m (dane materiałowe wg tabeli 3)



Rys. 8. Porównanie charakterystyk $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla różnych podparć brzegów obciążonych (St3 — doświadczalne dane materiałowe). Brzezi obciążone: 1 — utwierdzone, 2 — utwierdzone-przegubowo podparte, 3 — przegubowo podparte. Brzezi nieobciążone: — utwierdzone, — przegubowo-podparte

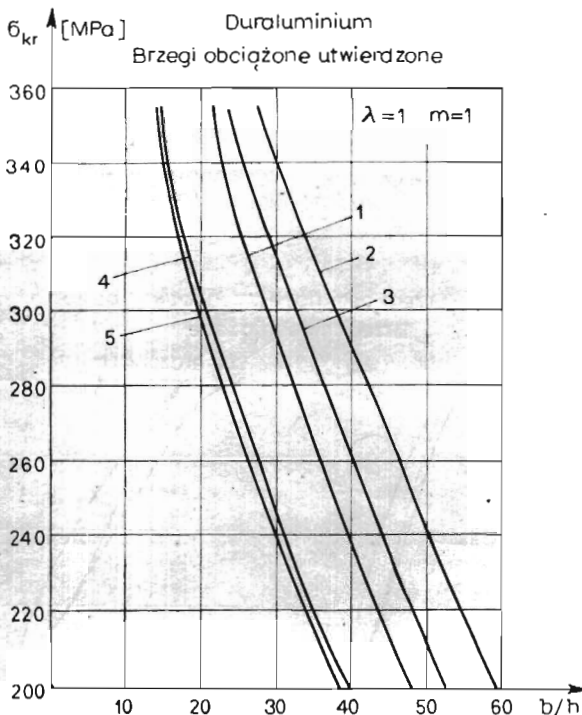
Na rysunkach 4, 5, 6, 7, 8 (stal) oraz 9, 10 (duraluminium) pokazano krzywe uzyskane przy zastosowaniu doświadczalnych danych materiałowych (tabl. 3) i na podstawie deformacyjnej teorii plastyczności. Można zauważyć, że krzywe $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla tych samych parametrów λ i m są niemal identyczne, tylko przesunięte równoległe (np. $\lambda = 1$, $m = 1$ — różne warunki brzegowe). Na zmianę pochylenia krzywej wpływa zmiana stosunku boków i liczba półfal (rys. 6, 7).

Na rys. 8 przedstawiono wpływ podparcia brzegów obciążonych na zależność: naprężenie krytyczne w funkcji stosunku szerokości płyty do jej grubości.

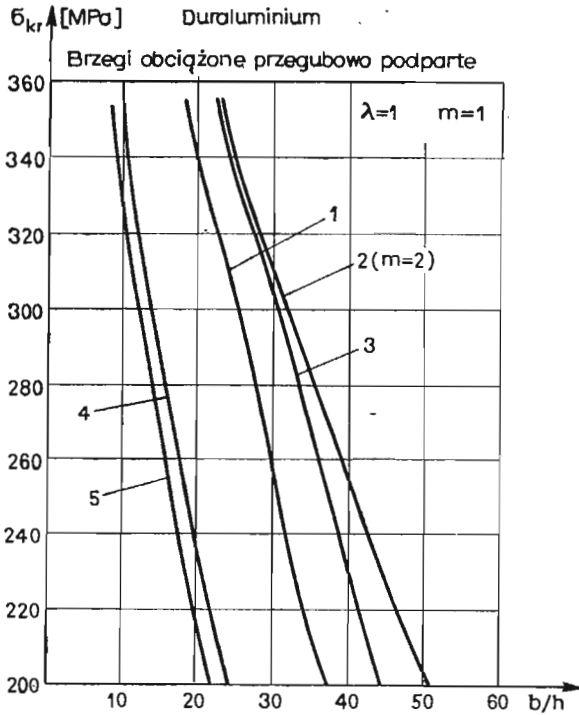
Charakterystyki $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla stali i duraluminium mają zupełnie inny kształt, ale wpływ parametrów λ i m oraz warunków podparcia brzegów na przebiegi krzywych jest taki sam.

Stosując do opisu materiału zależność Ramberga-Osgooda przeprowadzono szereg obliczeń dla różnych wartości wykładnika N . W przypadku stali (rys. 11 i 12) stwierdzono, że przyjmując do obliczeń zależność Ramberga-Osgooda przy współczynniku potęgowym $N = 8$ oraz $\nu = 0.27 = \text{const.}$ otrzymuje się przebiegi $\sigma_{kr} = f(b/h)$ zbliżone do krzywych otrzymanych na podstawie danych doświadczalnych. Zauważmy, że zależność liniowo-hyperboliczna we wszystkich przypadkach daje najwyższe naprężenia krytyczne,

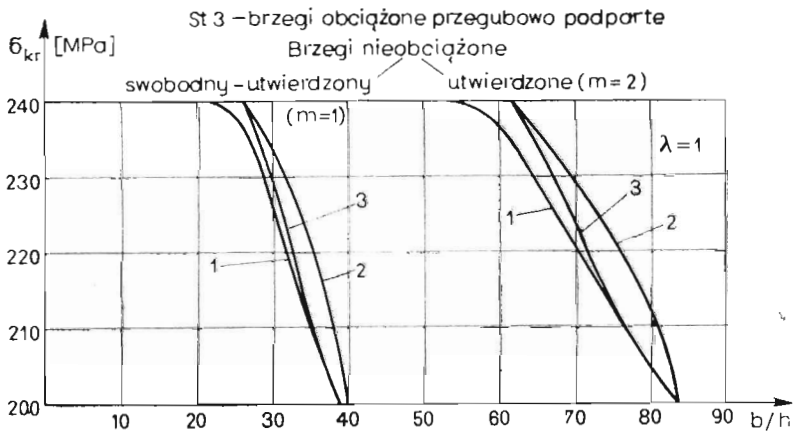
Należy podkreślić, że krzywe „2” i „3” otrzymane zostały przy zastosowaniu teorii przyrostowej ($E_s = E$), a krzywe „1” — teorii odkształceniowej, co przyczynia się do



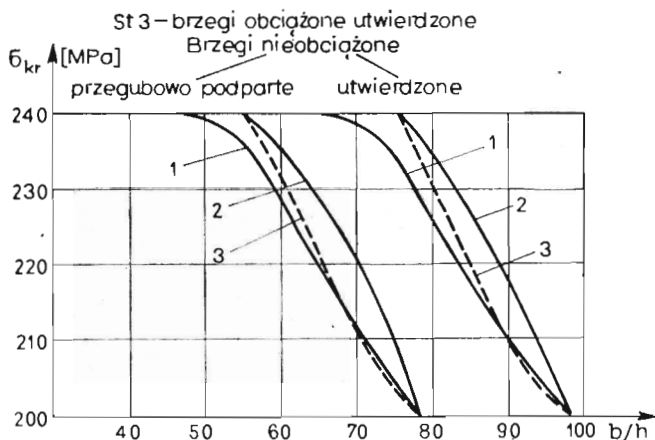
Rys. 9. Przebiegi $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla płyt duraluminiowych, dane materiałowe wg tabeli 3. Brzegi nieobciążone: 1 — przegubowo podparte, 2 — utwierdzone, 3 — przegubowo podparty-utwierdzony, 4 — swobodny-utwierdzony, 5 — swobodny-przegubowo podparty



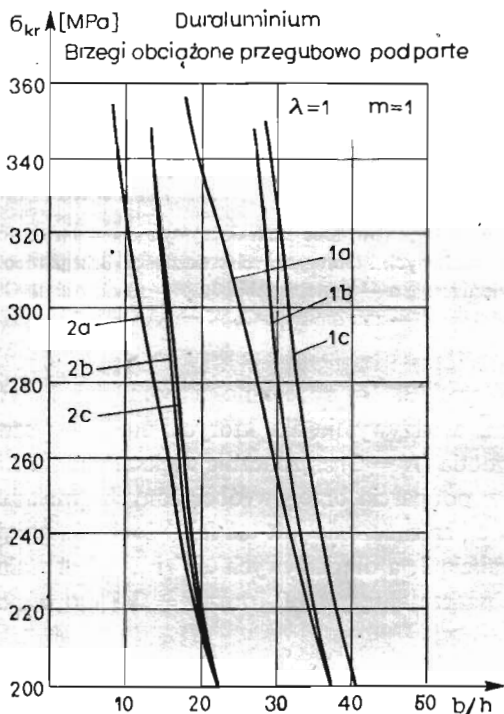
Rys. 10. Przebiegi $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla płyt duraluminiowych, dane materiałowe wg tabeli 3. Brzegi nieobciążone: 1 — przegubowo podparte, 2 — utwierdzone, 3 — przegubowo podparty-utwierdzony, 4 — swobodny-utwierdzony, 5 — swobodny-przegubowo podparty



Rys. 11. Płyty stalowe — porównanie charakterystyk $\sigma_{kr} = f(b/h)$ otrzymanych na podstawie doświadczalnych danych materiałowych i zależności teoretycznych. 1 — dane z tabl. 3, 2 — zależność liniowo-hyperboliczna, 3 — zależność R-O, $N = 8$

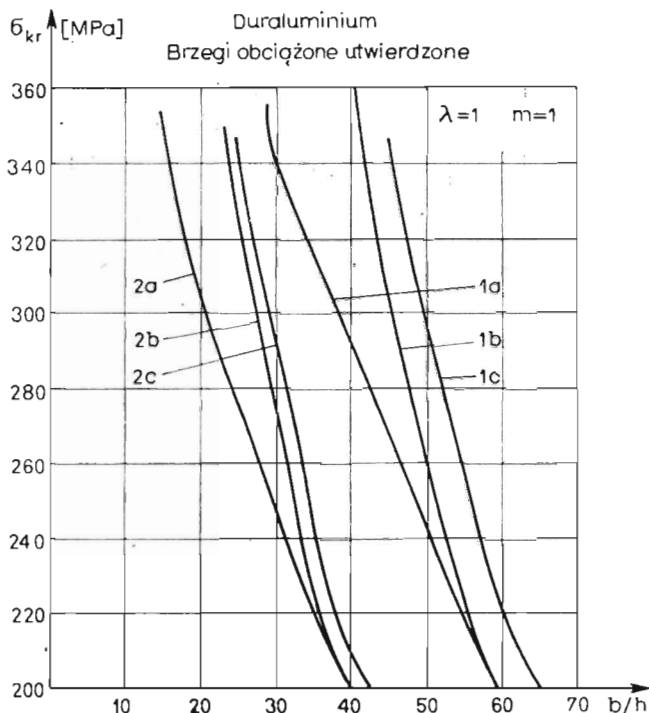


Rys. 12. Płyty stalowe — porównanie charakterystyk $\sigma_{kr} = f(b/h)$ otrzymanych na podstawie doświadczalnych danych materiałowych i zależności teoretycznych. 1 — dane z tabl. 3, 2 — zależność liniowo-hiperboliczna, 3 — zależność R-O, $N = 8$



Rys. 13. Płyty z duraluminium — porównanie charakterystyk $\sigma_{kr} = f(b/h)$ otrzymanych na podstawie doświadczalnych danych materiałowych i teoretycznych zależności. Brzegi nieobciążone: 1 — przegubowo podparte, 2 — swobodny-przegubowo-podparty, a — dane z tabl. 3, b — zależność R-O, $N = 3$, $\nu = 0.32$, c — zależność R-O, $N = 3$, $\nu = 0.5$

pogłębienia różnic. W przypadku zastosowania do obliczeń teorii deformacyjnej zależności $\sigma_{kr} = f(b/h)$ otrzymane dla danych doświadczalnych i związku Ramberga-Osgooda praktycznie się pokrywają.



Rys. 14. Płyty z duraluminium — porównanie charakterystyk $\sigma_{kr} = f(b/h)$ otrzymanych na podstawie doświadczalnych danych materiałowych i teoretycznych zależności. Brzegi nieobciążone: 1 — utwierdzone, 2 — swobodny-utwierdzone, a — dane z tabl. 3, b — zależność R-O, $N = 3$, $\nu = 0.32$, c — zależność R-O, $N = 3$, $\nu = 0.5$

Dla duraluminium (rys. 13, 14) rozbieżności pomiędzy krzywymi odpowiadającymi danym doświadczalnym, a krzywymi, dla których moduł styczny został znaleziony ze związku Ramberga-Osgooda ($N = 3$) są znacznie większe niż dla stali, przy czym widoczny jest tutaj większy wpływ podparcia brzegów obciążonych (większe rozbieżności dla brzegów utwierdzonych). Nie bez znaczenia jest też fakt, że dla krzywych „a” liczba Poisson’a zmienia się zgodnie z tabelą 3, a dla krzywych „b” i „c” jest stała i wynosi odpowiednio $\nu = 0.32$ (wartość w obszarze sprężystym), oraz $\nu = 0.5$ (co odpowiada założeniu o nieściśliwości materiału).

6. Uwagi końcowe

Wyniki obliczeń porównano z wynikami w pracy [2] (dla płyt stalowych o brzegach obciążonych przegubowo podpartych przy $\lambda = 1$, $m = 1$), uzyskując bardzo dobrą zgod-

ność i potwierdzając podane tam wnioski dotyczące stateczności dźwigarów w obszarze sprężysto-plastycznym.

Przeprowadzono również porównanie z wynikami podanymi przez Wolmira [6]. Przede wszystkim sprawdzono wartości parametrów krytycznych w zakresie sprężystym dla wszystkich rodzajów podparć brzegów płyty. Jak należało oczekiwać w większości przypadków uzyskano idealną zgodność wyników, a dla płyty z brzegiem swobodnym wystarczająco dobrą (różnice do 5%). Sprężysto-plastyczne charakterystyki $\sigma_{kr} = f(b/h)$ podane w pracy [6] zostały otrzymane na podstawie przybliżonych wzorów, wprowadzonych dla długich płyt, przegubowo podpartych na brzegach obciążonych, z zaleceniem stosowania ich przy innym stosunku boków płyty. Zarówno dla stali jak i duraluminium dobrą zgodność stwierdzono w przypadkach płyt przegubowo podpartych lub utwierdzonych na brzegach nieobciążonych.

Krzywe podane w pracy [6] dla płyt z nieobciążonym brzegiem swobodnym, drugi brzeg swobodnie podparty lub utwierdzony, są zbliżone w przebiegu do charakterystyk $\sigma_{kr} = f(b/h)$ dla płyt o $\lambda = 2$. W takim razie w tych przypadkach podparć brzegów stosowanie przybliżonych wzorów podanych w pracy Wolmira dla płyt o stosunku boków mniejszym od 2 będzie obarczone dużym błędem.

Dla płyt o innym sposobie podparcia brzegów obciążonych niż przegubowe nie udało się porównać wyników w obszarze sprężysto-plastycznym.

Wprowadzenie do obliczeń zależności teoretycznych opisujących zachowanie się materiału powyżej granicy sprężystości powoduje na ogół podwyższenie wartości naprężeń krytycznych dla danego b/h w porównaniu z wartościami σ_{kr} uzyskanymi przy zastosowaniu doświadczalnych danych materiałowych. W takim razie dobór charakterystyki teoretycznej materiału będzie miał znaczny wpływ na uzyskane wyniki.

Należy zauważyć, że na wykresach przedstawiono tylko wyniki dla wybranych płyt i własności materiałowych. Program pozwala na znalezienie krzywych naprężenie krytyczne w funkcji wymiarów płyty w obszarze powyżej granicy proporcjonalności, dla dowolnego stosunku boków płyty, ilości półfal oraz innych własności materiałowych, a także przy zastosowaniu innych schematyzacji wykresu ściskania.

Literatura

1. W. PROTTE, *Zur Beulung versteifler Kastenträger mit symmetrischen Trapez-Querschnitt unter Biegemomenten* Tech. Mitt Krupp-Forsch. Ber. 34 (Band. 112), 1976.
2. R. GRĄDZKI, K. KOWAL-MICHALSKA, *Elastic and elasto-plastic buckling of thin-walled columns Thin-Walled Structures*, 3, 1985, W. Brytania.
3. *Opracowanie metod obliczeń nośności granicznej cienkościennych elementów maszyn roboczych i budowlanych*, Temat 02.04.01 CPBP 02.05-sprawozdanie z badań wykonanych w IMS PŁ w 1986 i 1987.
4. A. MARINETTI, G. OLIVETO, *Flow versus deformation theory in the inelastic buckling of plates, Stability in the Mechanics of Continua*, Berling, Springer Verlag, 1982.
5. R. RICHARD, B. АВОИТ, *Versatile elastic-plastic stress-strain formula*, J. Eng. Mech. Div. ASCE, 1975
6. А. ВОЛМИР, *Устойчивость...*, Наука, Москва, 1968

Резюме

КРИТИЧЕСКИЕ НАГРУЗКИ СЖАТЫХ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ПЛАСТИНОК ЗА ПРЕДЕЛАМИ УПРУГОСТИ

В работе определены значения критических напряжений для прямоугольных пластинок сжатых в одном направлении за пределами упругости. На краях пластинки рассмотрены разные граничные условия. Задача решена вариационным методом с учётом теории течения и теории деформаций. Численные результаты получены для стали и дюралюминия. Результаты получены для экспериментальной диаграммы одноосного сжатия сравнены с другими полученными для разных типов зависимости напряжение—деформация.

Summary

INELASTIC BUCKLING OF RECTANGULAR PLATES UNIAXIALLY COMPRESSED

In the paper the critical stress values for rectangular plates uniaxially compressed are determined in the inelastic range. The plates are subject to different boundary conditions. The problem is solved by means of variational method by means of the deformation theory of plasticity and the incremental theory. The numerical calculations are carried out for mild steel and duraluminium. The results obtained on the basis of experimental stress-strain curve are compared with those given by different types of uniaxial stress-strain relationships.

Praca wpłynęła do Redakcji dnia 8 stycznia 1988 roku.
