

STACHURA Sławomir¹

ANALIZA STATECZNOŚCI PŁYTY Z UWZGLĘDNIENIEM WPLYWU SZTYWNOŚCI ŻEBRA

Płyta sama w sobie jest istotnym elementem konstrukcyjnym o szerokim zastosowaniu w budownictwie. Również przekroje cienkościennie np. dwuteowe, nośność ich poszczególnych ścianek jest wyznaczana z poziomu utraty stateczności modelu płytowego.

W pracy rozpatrzono problem wyboczenia płyty wzmocnionej żebrami, które to wydatnie podwyższa jej odporność na utratę stateczności. Do analizy stateczności zastosowano metodę elementów skończonych, bowiem umożliwia ona obliczenia stateczności, w funkcji wszystkich istotnych parametrów fizycznych i geometrycznych oraz więzów.

STABILITY ANALYSIS OF A PLATE TAKING INFLUENCE OF RIB STIFFNESS INTO CONSIDERATION

Plate in itself is an important structural element of broad application in building. Also thin-walled sections, e.g. I-sections and load capacity of their respective walls are determined from the level of stability loss of plate model.

In the paper a problem of buckling of a plate reinforced with rib is considered. Such rib significantly increases plate's resistance to stability loss. For stability analysis finite element method has been used, which method allows stability computations as a function of all essential physical and geometric parameters and constraints.

1. WSTĘP

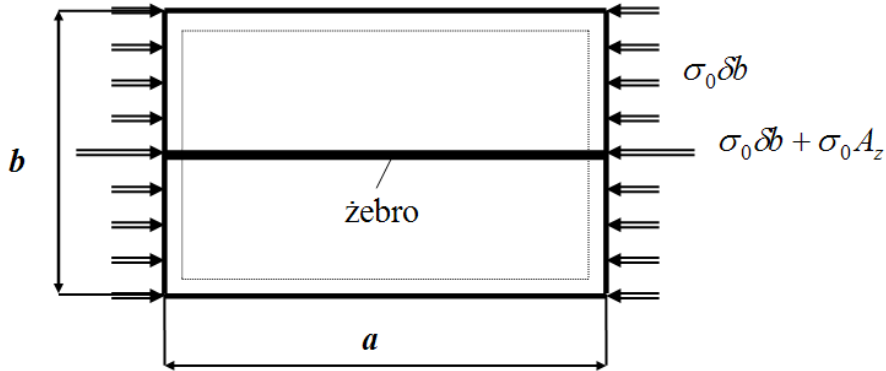
Konstrukcje płytowe są powszechnie stosowanymi elementami nośnymi w budownictwie. Na ogół wówczas przyłożone obciążenie użytkowe ma kierunek prostopadły do powierzchni płyty i pracuje ona w stanie zgięciowym. Gdy obciążenie płyty jest przyłożone w płaszczyznę środkową, to dla płyty rzeczywistej wystąpi powłokowy stan naprężeń, który może spowodować jej utratę stateczności. Zwiększenie odporności płyty na wyboczenie może być wykonane poprzez zastosowanie żebra.

2. SFORMUŁOWANIE RÓWNAŃ

2.1. Model ciągły płyty

Dla płyty izotropowej obciążonej w płaszczyźnie środkowej n_x , n_y i w kierunku do niej prostopadłym przez obciążenie q , równanie równowagi statycznej ma postać [1]

¹Politechnika Radomska, Wydział Mechaniczny; 26-600 Radom, ul. Krasickiego 54



Rys.2.1. Płyta z żebrem przegubowo podparta na obwodzie

$$D\nabla^4 w = n_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + n_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2q \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad (2.1)$$

Po przyjęciu obciążenia $n_y = q = 0$ oraz rozwiązania w postaci ugięcia w

$$w = w_{m,n} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \quad (2.2)$$

dla brzegów przegubowo podpartych płyty, otrzymamy wydatek krytyczny

$$n_{xkr} = D \frac{\pi^2}{b^2} \left(\frac{mb}{a} + \frac{n^2 a}{mb} \right)^2 = \frac{E\delta^3}{12(1-\nu^2)} \frac{\pi^2}{b^2} \left(\frac{mb}{a} + \frac{n^2 a}{mb} \right)^2 \quad (2.3)$$

Naprężenia krytyczne

$$\begin{aligned} \sigma_{kr} &= \frac{n_{xkr}}{\delta} = D \frac{\pi^2}{\delta b^2} \left(\frac{mb}{a} + \frac{n^2 a}{mb} \right)^2 = \frac{E\delta^2}{12(1-\nu^2)} \frac{\pi^2}{b^2} \left(\frac{mb}{a} + \frac{n^2 a}{mb} \right)^2 = \\ &= \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{\delta}{b} \right)^2 \left(\frac{mb}{a} + \frac{n^2 a}{mb} \right)^2 = \sigma_0 \lambda \end{aligned} \quad (2.4)$$

gdzie przyjęto jako naprężenie porównawcze

$$\sigma_0 = \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{\delta}{b} \right)^2 \quad (2.5)$$

Wykres wartości mnożnika λ obciążenia krytycznego w funkcji długości boków, dla płyty zamieszczono na rys.3.2, jest krzywa AB.

W przypadku płyty wzmocnionej żebrem o dostatecznie dużej sztywności, to jest takiej, że żebro pełni rolę linii podziału na półfale dla postaci wybozczeniowej płyty, wystąpi wzrost wartości obciążenia krytycznego.

Naprężenia krytyczne płyty z żebrem dane jest zależnością [1]

$$\sigma_{kr} = \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{\delta}{b}\right)^2 \left(\frac{\left(m + \frac{1}{m}\alpha^2\right)^2 + 2\beta m^2}{\alpha^2(1+2\gamma)} \right) = \sigma_0 \lambda \quad (2.6)$$

gdzie bezwymiarowe współczynniki

$$\alpha = a/b, \quad \beta_z = EJ_z/bD, \quad \gamma_z = A_z/b\delta \quad (2.7)$$

charakteryzują kształt płyty oraz względne sztywności żebra na zginanie i ściskanie. Najmniejsza wartość naprężenia krytycznego płyty z żebrami zależy od liczby półfal m (przyjęto $n=1$ na kierunku nie obciążonym) i dana jest zależnością [1]

$$m = \frac{\alpha}{\sqrt[4]{1+2\beta_z}} \quad (2.8)$$

Wyznaczona ze wzoru wartość m połówek sinusoidy jest liczbą całkowitą, do dalszego zastosowania wybieramy dwie sąsiednie dla wartości m liczby całkowite i podstawiamy do wzoru na naprężenie krytyczne (2.6), wybierając ostatecznie wartość σ_{kr} tą mniejszą.

Istotnym jest także dobór minimalnej sztywności względnej żebra, aby było ono linią węzłową podziału deformacji płyty przy wyboczeniu. Można skorzystać ze wzoru [1]

$$\beta_{gr} = \frac{2\alpha^2(1+2\gamma)}{m^2} \lambda - \frac{1}{2} \left(1 + \frac{\alpha^2}{m^2}\right)^2 \quad (2.9)$$

gdzie mnożnik λ dotyczy płyty bez żebra.

W lit. [1] zamieszczono także uproszczone wyrażenia na wielkość β_{gr} .

2.2. Model dyskretny płyty

Model dyskretny płyty jest sporządzony za pomocą metody elementów skończonych. Wykonując analizę stateczności płyty winien być zastosowany element powłokowy, który pozwala na obciążenie w płaszczyźnie środkowej i w płaszczyźnie do niej prostopadłej. Zakładając skończone przemieszczenia należy uwzględnić wzajemny wpływ przemieszczeń poprzecznych i przemieszczeń w płaszczyźnie środkowej. Takie oddziaływania uwzględnia teoria dużych ugięć cienkich płyt - teoria Karmana. Przyjmuje ona następujące założenia [4]:

a) płyta jest cienka, to znaczy grubość h jest o wiele mniejsza niż typowy wymiar długości w płaszczyźnie płyty,

b) wielkość ugięcia W_{\max} jest tego samego rzędu co grubość płyty h ,

c) kąty ugięcia są małe, to znaczy $|\partial w / \partial x| \ll 1$ i $|\partial w / \partial y| \ll 1$,

d) przemieszczenia w płaszczyźnie środkowej u i v są nieskończenie małe, a więc w związkach geometrycznych uwzględnia się tylko te człony nieliniowe, które zależą od przemieszczeń prostopadłych do płaszczyzny środkowej tj. $|\partial w / \partial x|$ i $|\partial w / \partial y|$,

- e) wszystkie składowe stanu odkształcenia są małe, a więc związki fizyczne spełniają prawo Hooke'a,
 f) siły na powierzchniach równoległych do płaszczyzny środkowej są pomijalne, a więc $\sigma_{zz} = 0$ (hipoteza Kirchoffa),
 g) normalna do płaszczyzny środkowej jest prosta i prostopadła do powierzchni odkształconej (hipoteza Kirchoffa), co oznacza, że pomija się wpływ sił poprzecznych na ugięcia.

Zgodnie z hipotezą Kirchoffa przemieszczenie dowolnego punktu powłoki wynosi

$$u_x = u(x, y) - z \frac{\partial w}{\partial x}, \quad u_y = v(x, y) - z \frac{\partial w}{\partial y}, \quad u_z = w(x, y) \quad (2.10)$$

W opisie Lagrange'a stan odkształceń płaskiej powłoki jest wyrażony tensorem odkształceń Grenna i wobec przyjętych wyżej założeń poszczególne składowe będą następujące

$$\begin{aligned} \varepsilon_{xx} &= \frac{\partial u}{\partial x} - z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2, & \varepsilon_{yy} &= \frac{\partial v}{\partial y} - z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} - 2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} \end{aligned} \quad (2.11)$$

Podstawiamy powyższe zależności do wyrażenia na energię wewnętrzną odkształcenia powłoki, którą zapiszemy w postaci

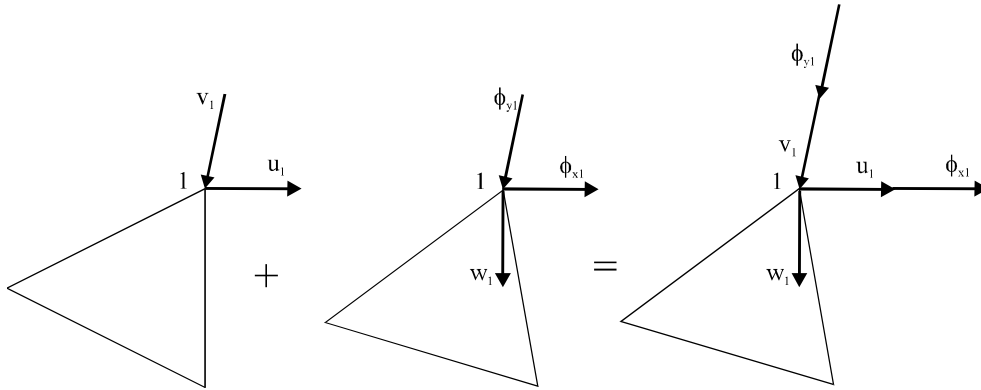
$$U = \frac{1}{2} \int_v (\varepsilon^T D \varepsilon + \sigma^T \kappa) dV \quad (2.12)$$

Pierwszy człon energii wyznaczymy przy uwzględnieniu liniowych składników odkształcenia tarczowego i płytowego z wyrażenia (2.11). Natomiast drugi człon energii zawiera nieliniową część w zależności (2.11), zaznaczoną przez κ (są to wyrazy uwzględniające odkształcenia wzdłużne powłoki spowodowane jej ugięciem). Wyrazy te wyznaczone są z pola przemieszczeń, a więc podlegają wariacji przemieszczeń. Naprężenia σ^T traktujemy jako wielkości dane, a zatem nie podlegające wariacji. Wówczas można wydzielić energię deformacji stanu tarczowego (stan membranowy), opisany polem przemieszczeń u i v oraz stanu płytowego (stan zgięciowy) opisany polem przemieszczeń w (rys.2.2).

Energia wewnętrzna odkształcenia stanu tarczowego wynosi

$$U_m = \frac{D_m}{2} \int_v \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 - 2(1-\nu) \left(\frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial x} - \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right) \right] dV \quad (2.13)$$

gdzie: $D_m = \frac{Eh}{(1-\nu^2)}$ - sztywność tarczowa.



Rys.2.2. Element powłokowy

Natomiast energia wewnętrzna odkształcenia stanu zgięciowego

$$U_g = \frac{D_g}{2} \int_V \left[\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 - 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right) \right] dV +$$

$$\frac{1}{2} \int_S \sigma_{xx} h \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dS + \frac{1}{2} \int_S \sigma_{yy} h \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 dS + \frac{1}{2} \int_S 2\tau_{xy} h \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right) dS \quad (2.14)$$

gdzie: $D_g = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$ - sztywność zgięciowa,

$[\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \tau_{xy}]$ - są naprężeniami stanu membranowego.

Z drugiego członu (2.14) wyznaczana będzie macierz sztywności geometrycznej.

Do opisu stanu membranowego zastosujemy trójkątny element tarczowy, zaś do opisu stanu zgięciowego trójkątny element płytowy.

Stan membranowy

Stosując do opisu pola przemieszczeń trójkątnego elementu tarczowego funkcje kształtu w postaci wielomianu liniowego dwóch zmiennych, we współrzędnych powierzchniowych, otrzymamy

$$\begin{bmatrix} u(x, y) \\ v(x, y) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_1 & 0 & L_2 & 0 & L_3 & 0 \\ 0 & L_1 & 0 & L_2 & 0 & L_3 \end{bmatrix} \mathbf{q} = \mathbf{Nq} \quad (2.15)$$

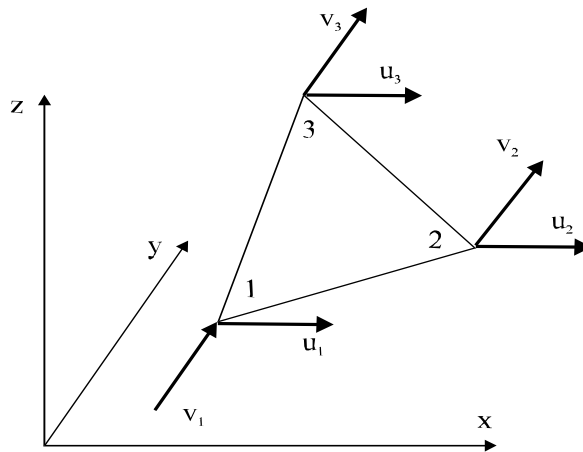
gdzie: $L_i = \frac{1}{2S} [a_i + b_i x + c_i y]$, $a_i = x_j y_k - x_k y_j$, $b_i = y_j - y_k$, $c_i = x_k - x_j$

(dla $i, j, k = 1, 2, 3$), S - pole powierzchni elementu,

$\mathbf{q}^T = [u_1, v_1, u_2, v_2, u_3, v_3]$ - wektor przemieszczeń węzłowych - rys.2.3.

Zakładając płaski stan naprężeń, pole odkształceń zapiszemy w postaci

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{xy} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{,x} \\ v_{,y} \\ u_{,y} + v_{,x} \end{bmatrix} = \frac{1}{2S} \begin{bmatrix} b_1 & 0 & b_2 & 0 & b_3 & 0 \\ 0 & c_1 & 0 & c_2 & 0 & c_3 \\ c_1 & b_1 & c_2 & b_2 & c_3 & b_3 \end{bmatrix} \mathbf{q} = \mathbf{B}\mathbf{q} \quad (2.16)$$



Rys.2.3. Element tarczowy

Związki fizyczne opisujące pole naprężeń dla izotropowego elementu tarczowego mają postać

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{xy} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D}\mathbf{B}\mathbf{q} \quad (2.17)$$

Zatem macierz sztywności tarczowej dana jest zależnością

$$\mathbf{k}_m^L = \int_v \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dV = h \mathbf{S} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} \quad (2.18)$$

gdzie: h - grubość elementu.

Stan zgięciowy

Do opisu pola przemieszczeń w prostopadłych do powierzchni środkowej trójkątnego elementu płytowego (rys.2.4) zastosowano funkcję wyrażoną we współrzędnych powierzchniowych

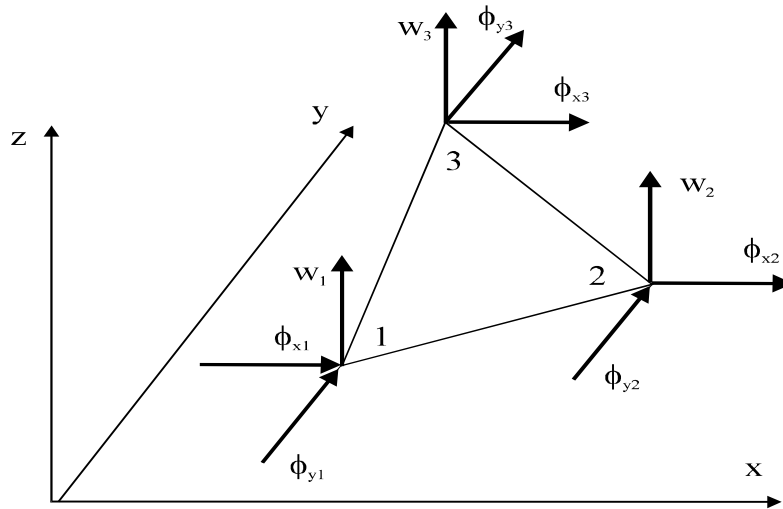
$$\mathbf{w} = [f_{11}, f_{12}, f_{13}, f_{21}, f_{22}, f_{23}, f_{31}, f_{32}, f_{33}] \mathbf{q} = \mathbf{F}\mathbf{q} \quad (2.19)$$

gdzie: $\mathbf{q}^T = [w_1, \phi_{x1}, \phi_{y1}, w_2, \phi_{x2}, \phi_{y2}, w_3, \phi_{x3}, \phi_{y3}]$, $\phi_{xi} = \frac{\partial w}{\partial y_i}$, $\phi_{yi} = -\frac{\partial w}{\partial x_i}$,

($i = 1, 2, 3$)

$$\begin{aligned} f_{11} &= L_1 \left[1 + L_1 L_2 + L_1 L_3 - L_2^2 - L_3^2 \right] \\ f_{12} &= -y_{12} \left[L_1^2 L_2 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3 \right] + y_{31} \left[L_3 L_1^2 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3 \right] \\ f_{13} &= -x_{21} \left[L_1^2 L_2 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3 \right] + x_{13} \left[L_3 L_1^2 + \frac{1}{2} L_1 L_2 L_3 \right] \end{aligned}$$

natomiast pozostałe funkcje otrzymamy przestawiając cyklicznie wskaźniki 1,2,3.



Rys.2.4. Element płytowy

Związki geometryczne dla powłoki są następujące

$$\boldsymbol{\varepsilon} = [\chi_x, \chi_x, \chi_{xy}]^T = \left[-\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, 2\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right]^T = \mathbf{B}\mathbf{q} \quad (2.20)$$

gdzie: $\chi_x, \chi_y, \chi_{xy}$ - są odpowiednio krzywiznami.

Macierz sztywności liniowej elementu płytowego wyznaczamy z zależności

$$\mathbf{k}_p^L = \int_v \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dV = S \int_0^{1-L_1} \int_0^{1-L_1} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dL_2 dL_1 \quad (2.21)$$

gdzie: $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix}$ jest sztywnością płytową.

Całkowanie zależności (2.21) można wykonać w następujący sposób

$$k_p^L = \frac{S}{3} \left\{ \left[\mathbf{B} \left(\frac{1}{2}, \frac{1}{2}, 0 \right) \right]^T D \left[\mathbf{B} \left(\frac{1}{2}, \frac{1}{2}, 0 \right) \right] + \left[\mathbf{B} \left(0, \frac{1}{2}, \frac{1}{2} \right) \right]^T D \left[\mathbf{B} \left(0, \frac{1}{2}, \frac{1}{2} \right) \right] + \left[\mathbf{B} \left(\frac{1}{2}, 0, \frac{1}{2} \right) \right]^T D \left[\mathbf{B} \left(\frac{1}{2}, 0, \frac{1}{2} \right) \right] \right\} \quad (2.22)$$

Ostateczna, postać macierzy sztywności liniowej płaskiego elementu powłokowego jest sumą macierzy sztywności stanu membranowego i zgięciowego.

Macierz sztywności geometrycznej elementu powłokowego

Zakładając, że decydujące znaczenia podczas utraty stateczności ma stan deformacji membranowej, a więc wywołany przemieszczeniami, możemy pominąć kątowne stopnie swobody. Wówczas przemieszczenie w kierunku osi z zapiszemy tak, jak w kierunku osi x i y . Będzie więc

$$w_m = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_1 & 0 & 0 & L_2 & 0 & 0 & L_3 & 0 & 0 \\ 0 & L_1 & 0 & 0 & L_2 & 0 & 0 & L_3 & 0 \\ 0 & 0 & L_1 & 0 & 0 & L_2 & 0 & 0 & L_3 \end{bmatrix} \mathbf{q} \quad (2.23)$$

gdzie: $\mathbf{q}^T = [u_1, v_1, w_1, u_2, v_2, w_2, u_3, v_3, w_3]$.

Wyznaczając poszczególne pochodne, drugiej części zależności (2.14) (przyjmując $w \equiv w_m$), będzie

$$\frac{\partial w_m}{\partial x} = \frac{1}{2S} \begin{bmatrix} b_1 & 0 & 0 & b_2 & 0 & 0 & b_3 & 0 & 0 \\ 0 & b_1 & 0 & 0 & b_2 & 0 & 0 & b_3 & 0 \\ 0 & 0 & b_1 & 0 & 0 & b_2 & 0 & 0 & b_3 \end{bmatrix} \mathbf{q} = \mathbf{B}_x \mathbf{q} \quad (2.24a)$$

$$\frac{\partial w_m}{\partial y} = \frac{1}{2S} \begin{bmatrix} c_1 & 0 & 0 & c_2 & 0 & 0 & c_3 & 0 & 0 \\ 0 & c_1 & 0 & 0 & c_2 & 0 & 0 & c_3 & 0 \\ 0 & 0 & c_1 & 0 & 0 & c_2 & 0 & 0 & c_3 \end{bmatrix} \mathbf{q} = \mathbf{B}_y \mathbf{q} \quad (2.24b)$$

Podstawiając (2.24) do drugiej części wyrażeń w (2.14), otrzymamy macierz sztywności geometrycznej

$$\mathbf{k}_g = \mathbf{k}_{gxx} + \mathbf{k}_{gyy} + \mathbf{k}_{gxy} \quad (2.25)$$

$$\mathbf{k}_{gxx} = \frac{1}{4S} \sigma_{xx} h \mathbf{B}_x^T \mathbf{B}_x \quad (a)$$

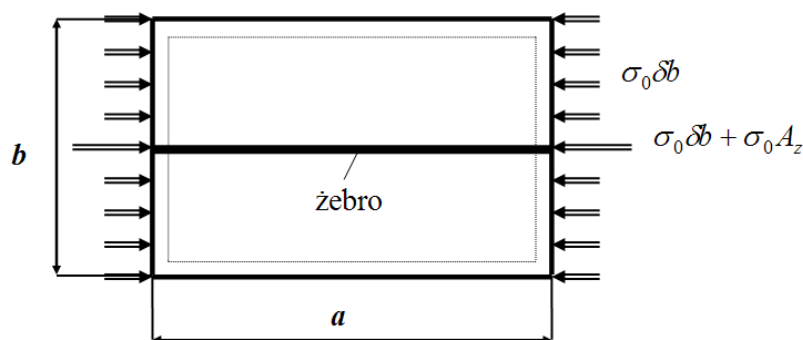
$$\mathbf{k}_{gyy} = \frac{1}{4S} \sigma_{yy} h \mathbf{B}_y^T \mathbf{B}_y \quad (b)$$

$$\mathbf{k}_{gxy} = \frac{1}{4S} \tau_{xy} h [\mathbf{B}_x^T \mathbf{B}_y + \mathbf{B}_y^T \mathbf{B}_x] \quad (c)$$

Dla tak sporządzonego algorytmu wykonano autorskie programy komputerowych obliczeń [2,3] i przeprowadzono analizę przykładowej płyty z żebrzem.

3. WYNIKI OBLICZEŃ PŁYTY I WNIOSKI

Rozważmy płytę przegubowo podpartą na całym obwodzie z żebrzem umiejscowionym w połowie szerokości b , przedstawioną na rys.3.1. Dane materiałowe i geometryczne wynoszą: $E = 2.1 \cdot 10^5$ [MPa], $\nu = 0,3$, grubość $\delta = 0,01$ [m], $\rho = 7830$ [kg/m³].



Rys.3.1. Płyta z żebrzem wzdłużnym przegubowo podparta na obwodzie

Przyłożone obciążenie w płaszczyźnie środkowej, powoduje wystąpienie naprężeń normalnych, dla których określimy naprężenie porównawcze (jednakowe dla płyty i żebra) w postaci

$$\sigma_0 = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{\delta}{b} \right)^2 \quad (3.1)$$

oraz parametry żebra (modelowanego elementem prętowym)

$$\beta_z = EJ_z / bD, \quad \gamma_z = A_z / b\delta \quad (3.2)$$

naprężenia krytyczne będą wyznaczane jako

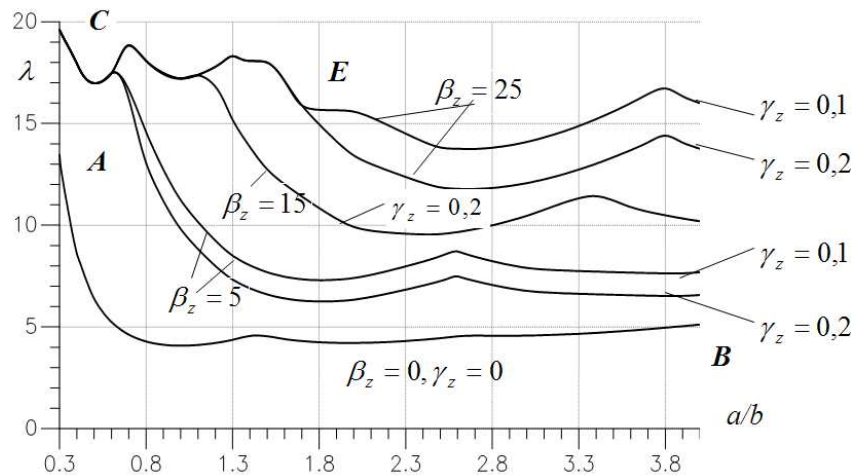
$$\sigma_{kr} = \lambda \sigma_0 \quad (3.3)$$

Analizując stateczność statyczną płyty z żebrami, obliczono wyznacznik postaci

$$|\mathbf{K} - \lambda \mathbf{K}_g(\sigma_0)| = 0 \quad (3.4)$$

uzyskując mnożnik obciążenia krytycznego λ , dla różnych stosunków wymiarów płyty a/b oraz różnych parametrów żebra β_z i γ_z . Wyniki obliczeń przedstawiono na rys.3.2.

Porównując otrzymane wyniki z metody elementów skończonych z wynikami analitycznymi uzyskanymi w lit. [1] można stwierdzić ich dobrą zgodność, dla przedziału wartości $a/b \in (0,4 \div 3,0)$. Tak np. dla $a/b=1,0$ wyznaczona wartość wynosi $\lambda=4,0019$, natomiast wartość otrzymana analitycznie to $\lambda=4,0$; oraz odpowiednio dla płyty z żebrami przy $\beta_z=5$ i $\gamma_z=0,2$ otrzymano $\lambda=9,972$ (wartość analityczna $\lambda=10$).



Rys.3.2. Wykresy zależności $\lambda = f(a/b)$ dla różnych parametrów sztywności żebra

Dla płyty z żebrami krzywa CE wyznacza postać wyboczenia z dwoma półfalami w kierunku prostopadłym do żebra. Tak np. dla $a/b=1$ naprężenia krytyczne wynoszą $\sigma_{kr}=17,2\sigma_0$, są więc o około 4,3 razy większe niż dla płyty bez żebra (krzywa AB).

Można zatem w dużym stopniu zwiększyć odporność płyty na jej wyboczenie przy relatywnie niewielkim wzroście masy, spowodowanym wystąpieniem żebra.

Widoczne lokalne zwiększenia wartości λ są spowodowane przyrostem liczby półfal postaci wyboczenia.

4. BIBLIOGRAFIA

- [1] Brzoska Z., *Statyka i stateczność konstrukcji prętowych i cienkościennych*, PWN, Warszawa 1965r.
- [2] Misiak J., Stachura S., Stateczność dynamiczna powłoki walcowej, *Problemy Współczesnej Arch. i Budownictwa*, Archbud, Zakopane 2008r.
- [3] Misiak J., Stachura S., *Wybrane zagadnienia stateczności statycznej i dynamicznej konstrukcji prętowych i powłokowych*, monografia, OW WSEiZ, Warszawa 2010r.
- [4] Praca zbiorowa pod red. Królaka M., *Stateczność, stany zakrytyczne i nośność cienkościennych konstrukcji o ortotropowych ścianach płaskich*, monografia, Politechnika Łódzka, Łódź 1995r.