

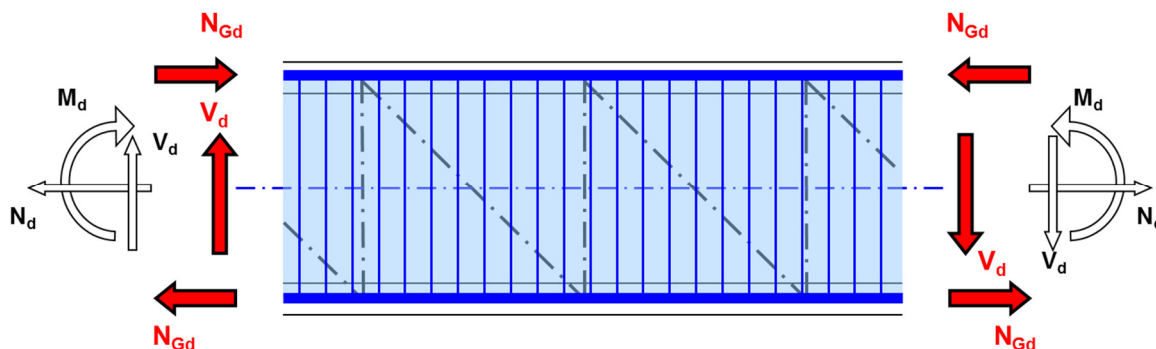
PROFILE SIN

Podstawy wymiarowania

PODSTAWY WYMIAROWANIA

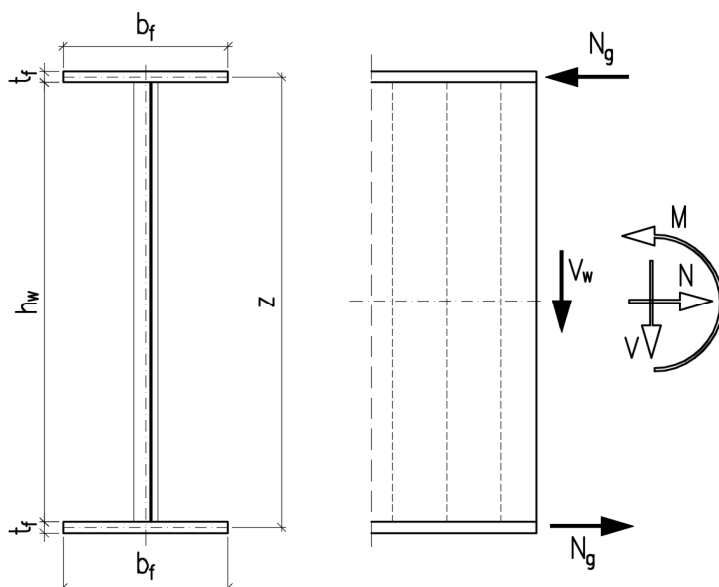
Z punktu widzenia zagadnień statyki profil SIN pracuje jak typowa kratownica. Momenty zginające i siły osiowe przenoszone są jedynie przez pasy a siły poprzeczne w całości przejmuje środek.

Poprzez zastosowanie tego modelu mechanicznego belki oraz słupy mogą być obliczane nie tylko przy pomocy Eurokodów ale również innych norm dotyczących konstrukcji stalowych np. rosyjskich, chińskich i in.



Postępując zgodnie z analogią do kratownicy można rozwiązać wszystkie problemy projektowe związane z profilami sin. Załączony katalog typowych rozwiązań konstrukcyjnych oraz detali może zostać rozszerzony.

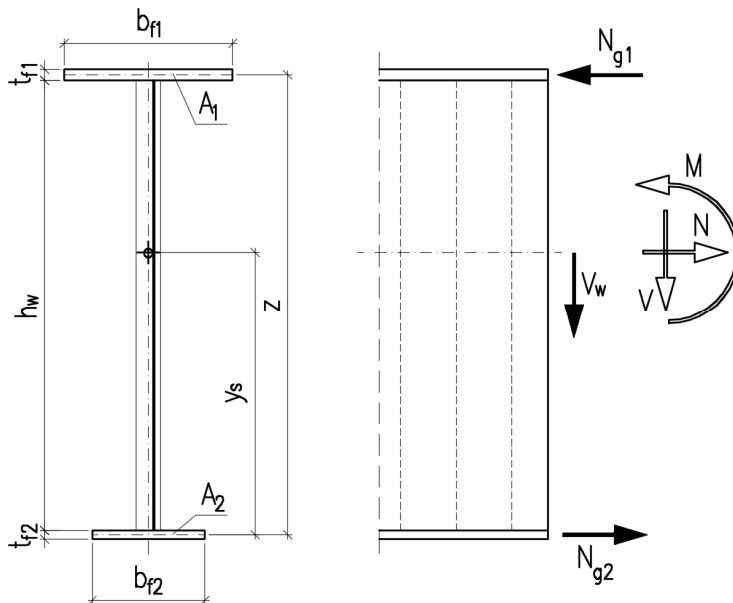
- a. Wyznaczenie sił w pasach dla profilu o tych samych wymiarach pasów



$$N_g = \frac{M}{z} \pm \frac{N}{2} \quad (9)$$

$$V_w = V \quad (10)$$

b. Wyznaczenie sił w pasach dla profilu z pasami o różnych wymiarach



$$A_1 = b_{f1} \times t_{f1} \quad (11)$$

$$A_2 = b_{f2} \times t_{f2} \quad (12)$$

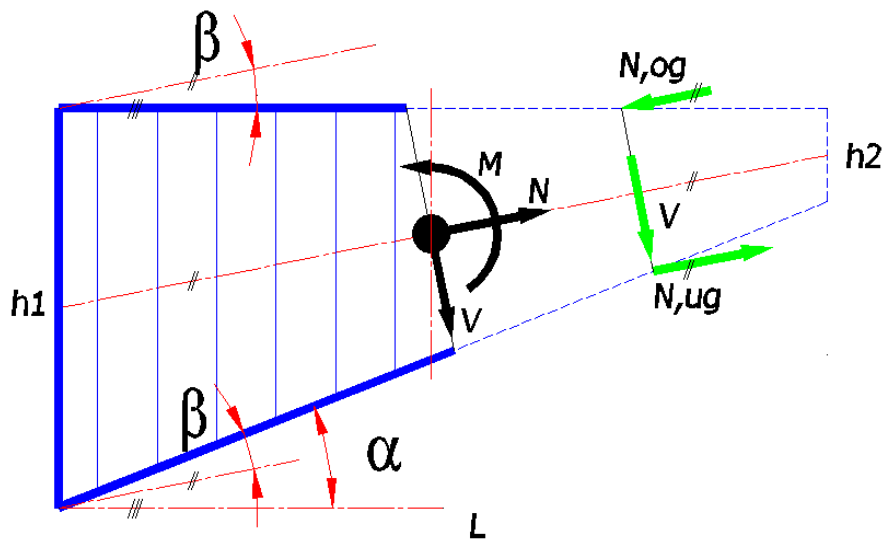
$$N_{g1} = \frac{M}{z} \pm N \cdot \frac{A_1}{A_1 + A_2} \quad (13)$$

$$N_{g2} = \frac{M}{z} \pm N \cdot \frac{A_2}{A_1 + A_2} \quad (14)$$

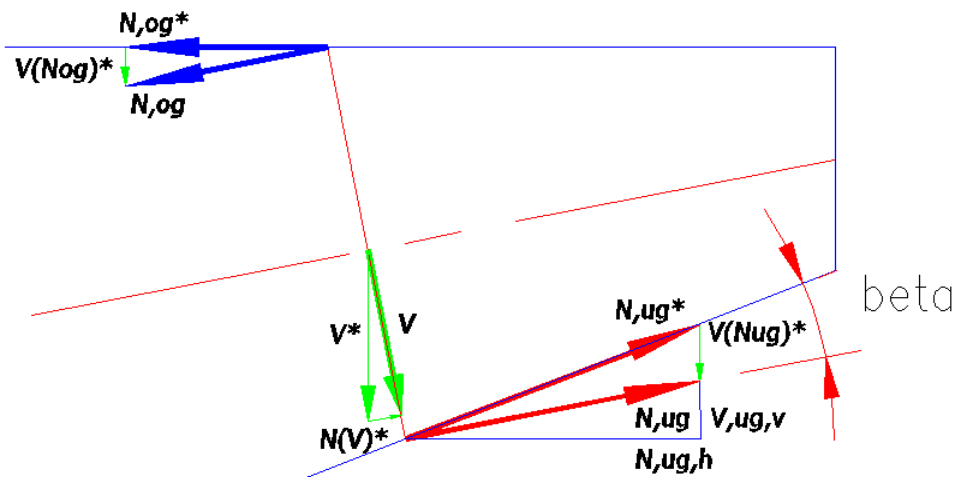
$$V_w = V \quad (15)$$

c. Wyznaczenie sił w pasach dla profilu zbieżnego

W przypadku profilu zbieżnego żaden z pasów nie jest równoległy do osi profilu. Z rozkładu sił wewnętrznych (M i N) na siły w pasach otrzymujemy siły, które nie są siłami osiowymi w pasach $N_{,og}$ oraz $N_{,ug}$.



Składowe tych sił oddziałują zarówno na pasy jak i na środnik powodując zwiększenie lub zmniejszenie siły tnącej. Należy pamiętać, że tworząca fali środnika jest zawsze prostopadła do jednego z pasów co powoduje, że siła tnąca również podlega rozkładowi na siły przenoszone zarówno przez pasy jak i środnik.



$$N_{og}^* = \cos(\beta) \cdot N_{og} \quad (16)$$

$$V(N_{og})^* = \sin(\beta) \cdot N_{og} \quad (17)$$

$$N_{ug,h} = N_{ug} \cdot \cos(\beta) \quad (18)$$

$$V_{ug,v} = N_{ug} \cdot \sin(\beta) \quad (19)$$

$$N_{ug}^* = \frac{N_{ug,h}}{\cos(\alpha)} \quad (20)$$

$$V(Nug)^* = Nug, h \cdot \sin(\alpha) - Vug, v \quad (21)$$

$$N, og = [N + N(V)^*] \cdot \frac{A, og}{A, og + A, ug} - \frac{M}{(H, steg + \frac{t, og + t, ug}{2})} \quad (22)$$

$$N, ug = [N + N(V)^*] \cdot \frac{A, ug}{A, og + A, ug} + \frac{M}{(H, steg + \frac{t, og + t, ug}{2})} \quad (23)$$

Falisty kształt średnika pozwala na uniknięcie utraty stateczności średnika co pozwala na zastosowanie średnika o mniejszej grubości i bez żeber poprzecznych lub podłużnych, które najczęściej są wymagane w przypadku blachownic ze średnikiem płaskim.

Poza zaletami wynikającymi z technologii produkcji, średnik o kształcie sinusoidalnym ma przewagę nad średnikiem o kształcie trapezoidalnym w postaci wyeliminowania niestateczności lokalnej, która występuje na płaskich pasmach średnika trapezoidalnego.

Opierając się na wielu testach oraz badaniach naukowych poczynwszy od 1990 roku model bazujący na kratownicy został potwierdzony a reguły zawarte w normie PN-EN 1993-1-5 załącznik D mogą być stosowane z pewnymi modyfikacjami wynikającymi ze specyfiki tego konkretnego produktu oraz z uwzględnieniem zasad podanych w niniejszym opracowaniu.

Nośność pasów

Pasy poddane są działaniu sił ściskających lub rozciągających pochodzących od momentu zginającego oraz sił osiowych z pominięciem średnika.

Pas rozciągany – nośność przekroju

Zgodnie z PN-EN-1993-1-1 6.2.3

- w przypadku przekrojów brutto

$$N_{t,Rd} = N_{pl,Rd} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (24)$$

- w przypadku przekrojów z łącznikami

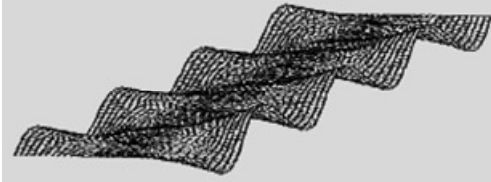
$$N_{t,Rd} = N_{u,Rd} = \frac{0,9 \cdot A_{net} \cdot f_u}{\gamma_{M2}} \quad (25)$$

Pas ściskany – nośność przekroju

Zgodnie z PN-EN-1993-1-1 6.2.4

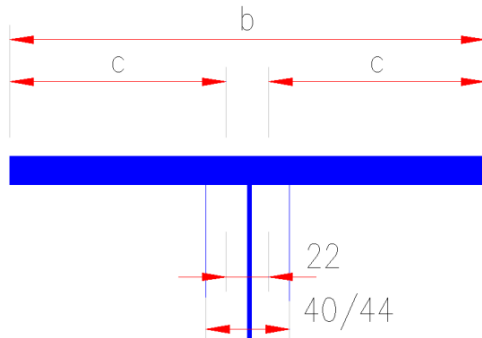
$$N_{c,Rd} = \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} \quad (26)$$

Pas ściskany – niestateczność lokalna pasa



Zgodnie z PN-EN-1993-1-5 4.4

Model obliczeniowy pasa – ścianka wspornikowa utwierdzona w środku falistym



$$\bar{b} = c \quad (27)$$

Dążymy przyjęcia takich wymiarów pasa aby nie była konieczna redukcja pola przekroju pasa uwzględniająca niestateczność miejscową pasa.

$$\rho = 1,0 \quad (28)$$

Maksymalna smukłość płytowa ścianki spełniająca powyższy warunek wynosi:

$$\bar{\lambda}_p \leq 0,748 \quad (29)$$

Zakładając, że rozkład naprężeń od ściskania jest w całym przekroju równomierny przyjmujemy:

$$k_\sigma = 0,43 \text{ (tablica 4.2)} \quad (30)$$

Po wstawieniu powyższych wartości do wzoru:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad (31)$$

Otrzymujemy zależność pozwalającą w pełni wykorzystać nośność pasa:

$$\begin{aligned}\bar{b} &\leq t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \sqrt{k_{\sigma} \cdot \lambda_p} \\ \bar{b} &\leq t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \sqrt{0,43} \cdot 0,748 \\ \bar{b} &\leq t \cdot \varepsilon \cdot 13,9\end{aligned}\quad (32)$$

gdzie:

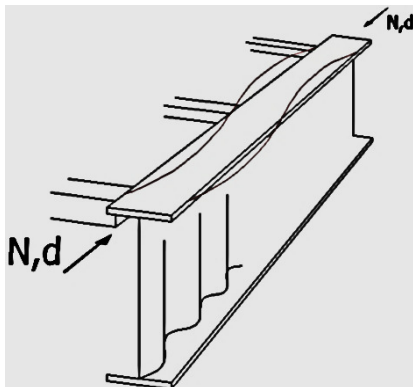
$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y [N/mm^2]}} \quad (33)$$

Szerokość pasa, przy założonej grubości, musi spełniać warunek:

$$b \leq \bar{b} \cdot 2 + 22mm \quad (34)$$

W razie nie spełnienia warunku (34) należy zgodnie z punktem 4.4 normy PN-EN-1993-1-5 obliczyć współczynnik redukcyjny uwzględniający niestateczność ścianki i do dalszych obliczeń przyjmować zredukowane pole przekroju pasa.

Pas ściskany – wyboczenie pasa w jego płaszczyźnie



Rozważamy odcinek pasa stabilizowany punktowo stężeniami bocznymi o rozstawie L. Zakłada się model pręta przegubowego.

Obliczenia wykonujemy zgodnie z PN-EN-1993-1-1 6.3

Nośność obliczeniowa pasa ściskanego ulegającego wyboczeniu określona jest następująco:

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \quad (35)$$

Należy wyznaczyć smukłość względną pasa w swojej płaszczyźnie (w płaszczyźnie wyboczenia). Smukłość ta określona jest wzorem:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\lambda_1} \quad (37)$$

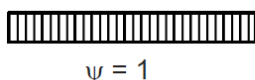
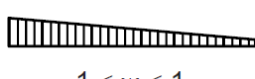






gdzie:

i - promień bezwładności przekroju brutto

L_{cr} - długość wyboczeniowa w płaszczyźnie pasa.

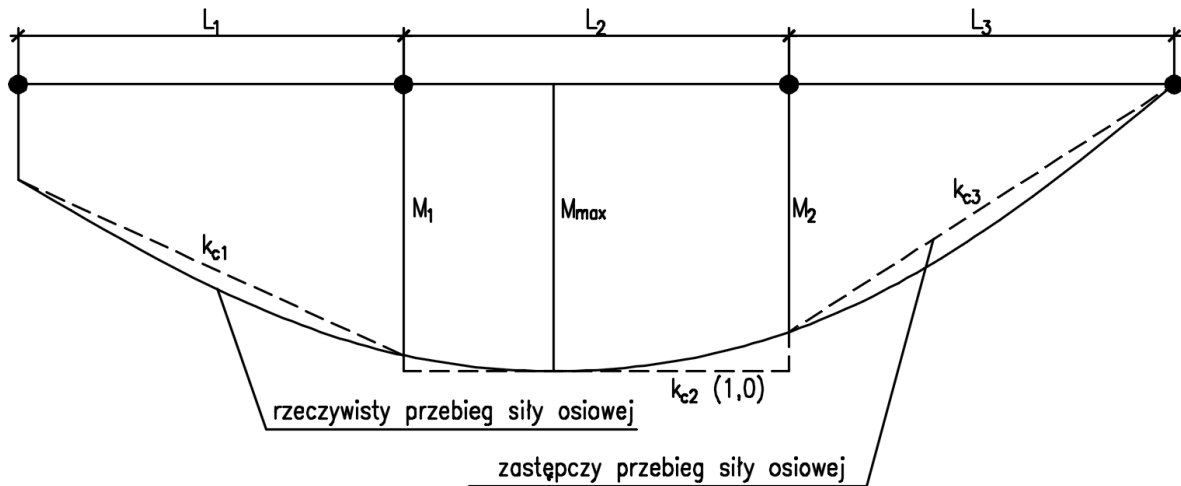
Długość wyboczeniowa pasa L_{cr} zależy od przebiegu siły osiowej w pasie i zdefiniowana jest za pomocą współczynnika poprawkowego k_c . Sposób wyznaczenia współczynnika k_c pokazuje tablica 6.6 w normie PN-EN 1993-1-1. Poza typowymi przypadkami prętów swobodnie podpartych i jednostronnie zamocowanych obciążonych równomiernie na swojej długości lub siłą skupioną w środku tablica podaje również sposób obliczenia współczynnika k_c dla dowolnego, liniowego przebiegu siły osiowej w pasie.

Tablica 6.6: Współczynniki poprawkowe k_c

Rozkład momentów	k_c
 $\psi = 1$	1,0
 $-1 \leq \psi \leq 1$	$\frac{1}{1,33 - 0,33\psi}$
	0,94
	0,90
	0,91
	0,86
	0,77
	0,82

W przypadku krzywoliniowego przebiegu siły osiowej pomiędzy punktami podparć bocznych można posłużyć się przybliżeniem polegającym na połączeniu

wartości sił osiowych w punktach podparć bocznych uzyskując zastępczy przebieg liniowy a następnie skorzystać z tablicy 6.6 z wzoru podanej w drugiej linii. Dla każdego przedziału wyznaczonego punktami podparć bocznych należy osobno wyliczyć współczynnik k_c .



$$L_{cr,i} = k_{c,i} \cdot L_i \quad (39)$$

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 93,9\varepsilon \quad (40)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (f_y \text{ w N/mm}^2) \quad (41)$$

Wartość współczynnika wyboczenia χ dla odpowiedniej smukłości względnej można przyjmować z wykresów na rysunku 6.4 w normie PN-EN-1993-1-1. Należy przyjąć krzywą wyboczenia c (jak dla prętów pełnych)

Wartość współczynnika wyboczenia χ dla odpowiedniej smukłości względnej można również obliczać z wzoru:

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \text{ lecz } \chi \leq 1,0 \quad (42)$$

gdzie:

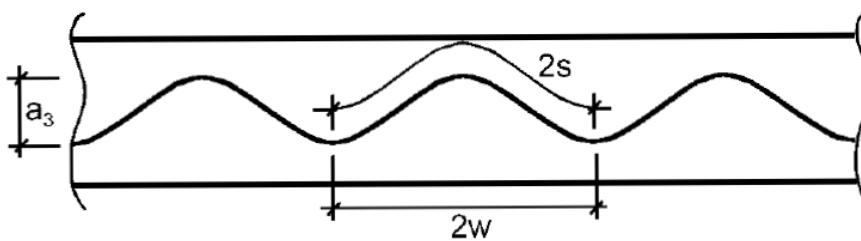
$$\Phi = 0,5 \left[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (43)$$

przyjmując parametr imperfekcji $\alpha = 0,49$ (dla krzywej wyboczenia c)

W załączonych tabelach podano nośności przekrojów pasów dla wybranych grubości i szerokości pasów oraz rozstawów usztywnień bocznych pasa. Założono stały przebieg siły osiowej w pasie ($k_c=1,0$).

Nośność środника

Sprawdzamy nośność środnika pod działaniem siły ścinającej. Rozważamy odcinek fali o długości $2w$.



$$2w = 155\text{mm}$$

$$2s = 178\text{mm}$$

$$a_3 = 40\text{mm for } t_w = 2,0\text{mm, } 2,50\text{mm}$$

$$a_3 = 43\text{mm for } t_w = 3,0\text{mm}$$

Nośność środnika przy ścinaniu jest określona następująco:

$$V_{Rd} = \chi_c \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1} \sqrt{3}} h_w t_w \quad (44)$$

gdzie:

χ_c - współczynnik redukcyjny równy mniejszej z wartości współczynników niestateczności miejscowej lokalnej i ogólnej

Współczynnik niestateczności ogólnej $\chi_{c,g}$

$$\chi_{c,g} = \frac{1,5}{0,5 + \bar{\lambda}_{c,g}^2} \leq 1,0 \quad (45)$$

gdzie:

$$\bar{\lambda}_{c,g} = \sqrt{\frac{f_y}{\tau_{cr,g} \sqrt{3}}} \quad (46)$$

$$(47)$$

$$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w h_w^2} \sqrt[4]{D_x D_z^3}$$

$$D_x = \frac{E t_w^3}{12(1-\nu^2)} \frac{w}{s} \quad (48)$$

$$D_z = \frac{E I_z}{w} \quad (49)$$

I_z – moment bezwładności pojedynczej fali względem osi sfałowania przekroju

UWAGA: W opracowaniu „Zasady ogólne” w tabeli 1 podano momenty bezwładności dla pojedynczej, pełnej fali sinusoidy. W obliczeniach współczynników niestateczności Eurokod przyjmuje połowę pełnej długości. Do obliczeń D_z należy przyjmować połowę wartości podanych w tabeli 1.

Współczynnik niestateczności lokalnej $\chi_{c,l}$

$$\chi_{c,l} = \frac{1,15}{0,9 + \bar{\lambda}_{c,l}} \leq 1,0 \quad (50)$$

gdzie:

$$\bar{\lambda}_{c,l} = \sqrt{\frac{f_y}{\tau_{cr,l} \sqrt{3}}} \quad (51)$$

$$\tau_{cr,l} = \left(5,34 + \frac{a_3 s}{h_w t_w} \right) \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left[\frac{t_w}{s} \right]^2 \quad (52)$$

gdzie:

$$a_3 = 2 \times f$$

Współczynnik niestateczności lokalnej wg wzoru (50) przedstawiony w normie w załączniku D może być stosowany zarówno do profili ze średnikiem falistym jak i profili ze średnikiem w kształcie trapezu. Współczynnik ten uwzględnia fakt, że średniki trapezowe składają się z płaskich powierzchni, które znacznie łatwiej ulegają utracie stateczności ścianki. Dla średników w kształcie sinusoidy stosowanie wzoru przedstawionego w normie może prowadzić do przewymiarowania średnika. Na uniwersytecie w Cottbus zostały przeprowadzone badania oraz obliczenia współczynnika niestateczności lokalnej dla profilu o falistym średniku. Na podstawie tych badań zaproponowano (D. Hannebauer) wzór (53), który znacznie lepiej opisuje zachowanie się ścianki falistego średnika

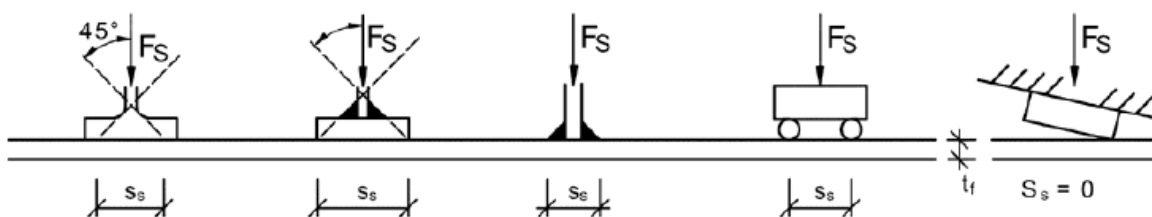
pod wpływem sił tnących. Poniżej podany wzór wskazuje, że miejscowa utrata stateczności ścianki może wystąpić jedynie dla bardzo cieńkich i smukłych środników. W przeważającej liczbie pozostałych przypadków lokalna utrata stateczności środnika nie jest warunkiem decydującym dla nośności środnika.

$$\chi_{c,l} = \frac{1,0}{0,62 + \bar{\lambda}_{c,l}} \leq 1,0 \quad (53)$$

W załączonych tabelach podano nośności środnika wg opracowania D. Hannebauer.

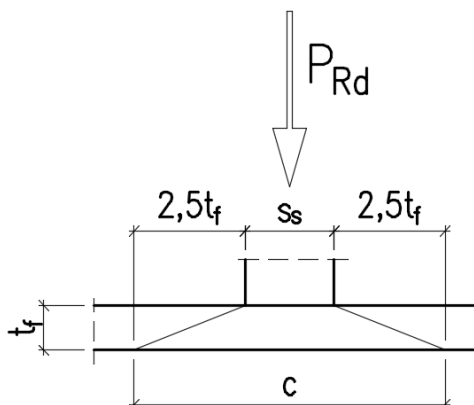
Nośność środnika pod obciążeniem skupionym

Jedną z zalet kształtu środnika jest brak konieczności stosowania żeber. W takiej sytuacji pojawia się problem wytrzymałości środnika pod działaniem siły skupionej. Cała siła przenoszona jest poprzez połączenie środnika z pasem.



Długość części współpracującej środnika określona jest wzorem:

$$c = s_s + 5 \cdot t_f \quad (54)$$



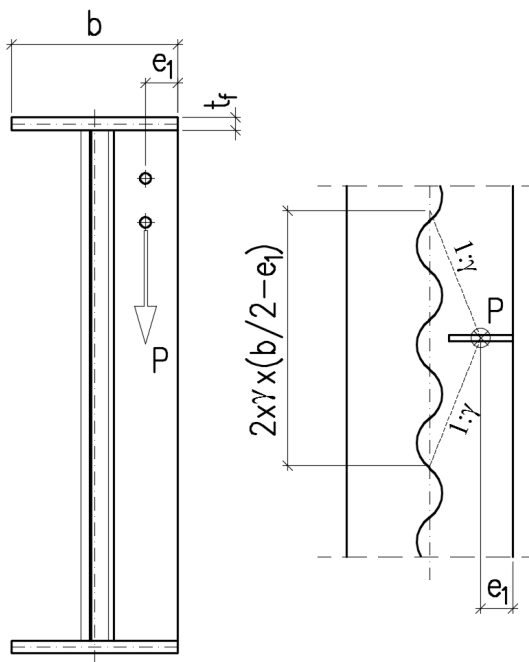
Obliczeniowa nośność środnika pod obciążeniem skupionym określona jest następująco:

$$F_{Rd} = t_w \cdot c \cdot f_y / \gamma_{M0} \quad (55)$$

W załączonych tabelach podano nośności środnika pod obciążeniem skupionym dla niektórych wartości szerokości działania siły skupionej. Dla innych wartości s_s należy wykonać stosowne obliczenia.

Obciążenie siłą skupioną za pośrednictwem żeberka

Często w praktyce zachodzi sytuacja połączenia profilu SIN z elementem prostopadłym, którego nie da się skonstruować na górnym pasie. Zdarza się to zwykle gdy zachodzi potrzeba maksymalnego wykorzystania dostępnej wysokości przewidzianej na konstrukcję. Wtedy dany element należy połączyć z profilem SIN z boku. Falisty kształt środnika stwarza trudności w prawidłowym rozwiązaniu geometrii połączenia. Najprostszą sytuacją jest oddzielenie żeberka od środnika i przeniesienie siły pionowych z żeberka na środnik za pomocą pasów.



Zakładając rozchodzenie się naprężeń w stali 1:η wyznacza się współpracującą część pasa. Korzystając z wzoru na wytrzymałość w złożonym stanie naprężenia:

$$\sigma = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_x \cdot \sigma_y + 3 \cdot \tau_z^2} \leq f_y \quad (56)$$

można wyznaczyć maksymalną wartość siły P , którą można przyłożyć do żeberka bez konieczności łączenia go ze środnikiem (siła tnąca przekazywana na środnik za pomocą pasów).

W powyższym wzorze wartości σ_y oraz τ_z pochodzą od siły P oddziałującej na współpracującą część pasa. Natomiast σ_x jest naprężeniem od sił w pasie pochodzących od suamrycznych obciążeń elementu. W obliczeniach maksymalnej siły P należy założyć stopień wykorzystania naprężeń normalnych pasa.

$$\sigma_x = \alpha \cdot f_y \quad (57)$$

$$\sigma_x = \frac{6 \cdot \eta \cdot P}{2 \cdot \gamma \cdot t_f^2} \quad (58)$$

$$\tau_z = \frac{\eta \cdot P}{2 \cdot \gamma \cdot \left(\frac{b}{2} - e_1\right) \cdot t} \quad (59)$$

gdzie:

α - ułamek wyrażający wykorzystanie naprężeń normalnych pasa

γ - kąt rozchodzenia się naprężeń w pasie wyrażony stosunkiem boków trójkąta naprężeń wg rysunku

$\eta = 1$ dla żebrka połączonego tylko z jednym (górnym lub dolnym) pasem

$\eta = 0,5$ dla żebrka połączonego z dwoma pasami o równych grubościach

W przypadku pasów o różnych grubościach rozłożenie siły P na pas górny i dolny należy wykonać wg wzoru:

$$P_i = P \cdot \eta_i = P \cdot \frac{t_i^3}{t_1^3 + t_2^3} \quad (60)$$

$i = 1..2$ – oznaczenie numeru pasa

Po wstawieniu wzorów (57) do (59) do wzoru (56) otrzymujemy równanie kwadratowe (61) ze względu na siłę P , które po rozwiązaniu da nam w wyniku maksymalną siłę P jaką można przyłożyć do żeberka bez konieczności łączenia go ze środnikiem.

$$\left[\left(\frac{6 \cdot \eta}{2 \cdot \gamma \cdot t^2} \right)^2 + 3 \cdot \left(\frac{\eta}{2 \cdot \gamma \cdot \left(\frac{b}{2} - e_1\right) \cdot t} \right)^2 \right] \cdot P^2 - \frac{\alpha \cdot f_y \cdot 6 \cdot \eta}{2 \cdot \gamma \cdot t^2} \cdot P - f_y^2 \cdot (1 - \alpha^2) = 0 \quad (61)$$

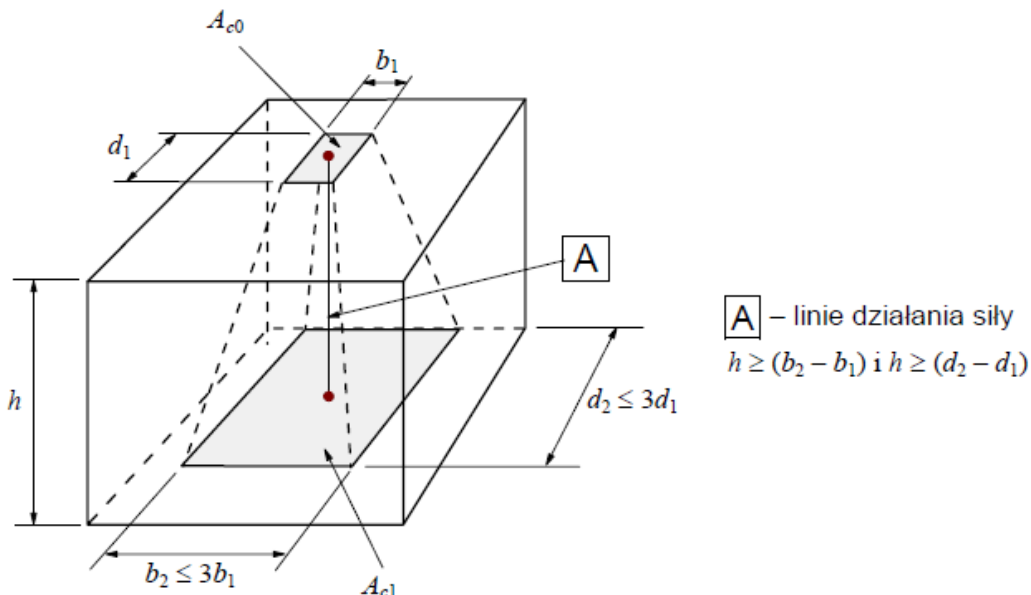
W przypadku różnych wymiarów pasa górnego i dolnego oraz różnych wytyżeń pasów należy w równaniu (x) uwzględnić fakt, że $\sigma_{x1} \neq \sigma_{x2}$ oraz $\eta \neq 0,5$.

W załączonych tabelach podano maksymalne wartości sił poprzecznych, przy których nie jest wymagane spawanie żeberka do środnika.

Docisk do betonu

W przypadku zastosowania detali pokazanych na rysunkach A.1 oraz A.2 należy sprawdzić warunki docisku do betonu. Należy posłużyć się modelem i wzorami pokazanymi w PN-EN-1993-1-8 p. 6.2.5.

Jeśli normowe warunki docisku bezpośrednio pod płytą podstawy (t_p) nie są spełnione należy zwiększyć zasięg strefy b_{eff} poprzez zastosowanie podkładek (t_s). W poniższych obliczeniach przyjęto założenie, że krawędzie betonu nie ograniczają powierzchni rozdziału a więc $b_2=3b_1$, $d_2=3d_1$.



Dla takiego założenia pole $A_{c1} = 9 \times A_{c0}$ (wg PN-EN-1992-1-1)

Po podstawieniu do wzoru nośność na docisk wynosi:

$$F_{Rdu} = A_{c0} \cdot f_{cd} \cdot \sqrt{\frac{A_{c1}}{A_{c0}}} = 3 \cdot f_{cd} \cdot A_{c0} \quad (62)$$

Podstawiając powyższe wyrażenie do wzoru na wytrzymałość połączenia na docisk i zakładając $\beta = 2/3$ otrzymujemy:

$$f_{jd} = \frac{\beta \cdot F_{Rdu}}{A_{c0}} = 2 \cdot f_{cd} \quad (63)$$

Maksymalny wysięg strefy docisku jest określony wzorem:

$$c = t \cdot \sqrt{\frac{f_y}{3 \cdot f_{jd} \cdot \gamma_{M0}}} = t \cdot \sqrt{\frac{f_y}{6 \cdot f_{cd} \cdot \gamma_{M0}}} \quad (64)$$

W załączonych tabelach podano sumaryczne grubości blachy podstawy oraz podkładek przy których spełnione są warunki docisku dla różnych klas betonu oraz gatunków stali.

Otworky w őrrodku

W przypadku wykonania otworów w őrrodku musimy sprawdzić noőność őrrodnika na őrcinanie w miejscu osłabienia. W razie konieczności wykonania otworów w őrrodku naleŹy stosować następujące zasady:

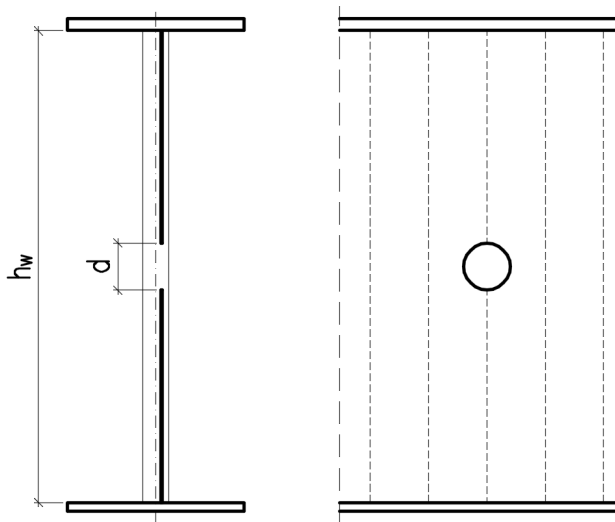
- otwór moŹe być zlokalizowany jedynie w miejscu, w którym siła őrcinająca jest nie większa niŹ $2/3$ noőności őrrodnika na őrcinanie

- otworky w belkach naleŹy sytuować jak najbliŹej őrrodka profilu

- wielkości otworów

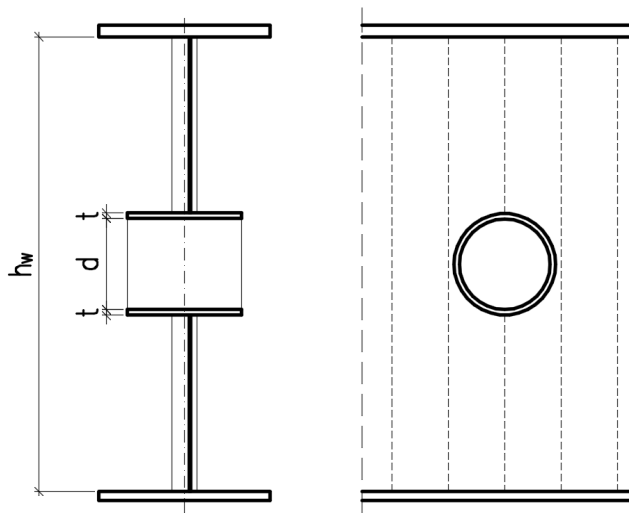
a. otwór mniejszy niŹ $h_w/10$

W tym przypadku nie trzeba stosować żadnych dodatkowych zabezpieczeń



b. otwór większy niŹ $h_w/10$ ale mniejszy niŹ $h_w/3$

W miejscu otwóru należy zastosować rurę okrągłą spawając ją do środnika.



$$t \geq 10\text{mm}$$

c. otwór większy niż $h_w/3$

W tym przypadku należy zastosować wymianę środnika

Jeśli nie jest możliwe spełnienie powyższych warunków należy zastosować wymianę środnika na blachę płaską zastosować zasady obliczania takie jak w przypadku dźwigarów Vierendela.

Przemieszczenia

Do obliczeń przemieszczeń konstrukcji należy przyjmować wartości charakterystyczne obciążeń.

W przypadku tradycyjnej metody obliczeń wpływ sił poprzecznych uwzględnić można stosując wzór Maxwella-Mohra w następującej postaci:

$$f_{MV} = \sum_1^u \left(\int_S \frac{M \cdot M_1}{E \cdot I_y} \cdot dS + \int_S k \cdot \frac{Q \cdot Q_1}{G \cdot A} \cdot dS \right) \quad (65)$$

gdzie: M_1 , Q_1 – momenty zginające i siły poprzeczne wywołane przyłożeniem siły jednostkowej w miejscu obliczania ugięcia f_{MQ} , k - współczynnik ścinania przekroju wg klasycznej teorii sprężystości, z poprawką na podatność postaciową środnik

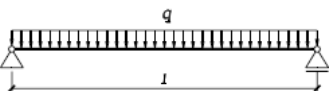
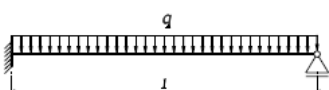
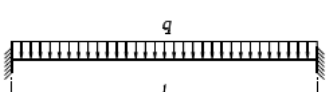
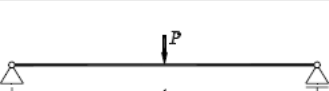
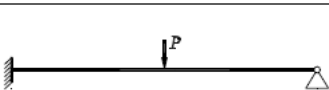
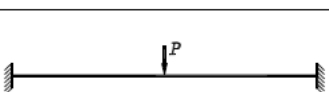
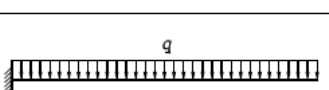
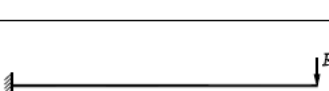
$$k = \frac{A}{A_w \cdot \frac{m}{s}} \quad (66)$$

gdzie: A – powierzchnia całkowita przekroju (pasy + środek), A_w – powierzchnia przekroju środnika, m , s – odpowiednio, długość rzutu fali i długość rozwinięcia fali $m/s = 155/178 = 0,87$.

W tab.5 przedstawiono wzory na strzałki ugięć dla belek o prostych schematach obciążeniowych uwzględniające wpływ momentów i sił poprzecznych.

Zastosowanie zwiększonej wartości współczynnika ścinania k wyklucza jednocześnie stosowanie zredukowanej wartości współczynnika sprężystości poprzecznej G_{red} . Należy również zwrócić uwagę na to, jak w programie zdefiniowano współczynnik ścinania (niektóre z programów wymagają bowiem wprowadzenia współczynnika ścinania równego $1/k$).

Obliczając deformacje profili ze średnikiem falistym za pomocą najbardziej rozpowszechnionych programów komputerowych trzeba najczęściej pamiętać o zastosowaniu materiału ze zmodyfikowaną wartością współczynnika G_{red} oraz o uwzględnieniu deformacji od ścinania w charakterystykach elementu.

	$f_{MV} = \frac{5}{384} \cdot \frac{q \cdot l^4}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 9,6 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$
	$f_{MV} = \frac{1}{18} \cdot \frac{q \cdot l^4}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 22,6 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$
	$f_{MV} = \frac{1}{384} \cdot \frac{q \cdot l^4}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 48 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$
	$f_{MV} = \frac{1}{48} \cdot \frac{P \cdot l^3}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 12 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$
	$f_{MV} = \frac{2}{215} \cdot \frac{P \cdot l^3}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 27,7 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$
	$f_{MV} = \frac{1}{192} \cdot \frac{P \cdot l^3}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 48 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$
	$f_{MV} = \frac{1}{8} \cdot \frac{q \cdot l^4}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 4 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$
	$f_{MV} = \frac{1}{3} \cdot \frac{P \cdot l^3}{E \cdot I_y} \cdot \left(1 + 3 \cdot k \cdot \frac{E \cdot I_y}{G \cdot A \cdot l^2} \right)$

Tab. 5. Strzałki ugięć belek podatnych na ścinanie