

# Nośność i stateczność stalowych belek o przekroju ceowym

Radosław Szczerba

Katedra Konstrukcji Budowlanych, Wydział Budownictwa i Inżynierii Środowiska, Politechnika Rzeszowska, e-mail: [szczcerba@prz.edu.pl](mailto:szczcerba@prz.edu.pl)

**Streszczenie:** W pracy przedstawiono analizę nośności i stateczności elementów o przekroju ceowym, obciążonych w płaszczyźnie równoległej do środka, nie przechodzącej przez środek ścinania. Następstwem tego jest powstanie momentu skręcającego, który generuje powstanie naprężeń normalnych od bimomentu oraz naprężeń stycznych od skręcania skrępowanego i swobodnego. Oszacowano udział tych naprężeń w wyężeniu przekroju na przykładzie belki wolnopodparłej obciążonej obciążeniem ciągłym oraz siłą skupioną. Przy weryfikacji prętów odniesiono się do obowiązujących obecnie Eurokodów oraz do Normy Polskiej PN-90/B-3200. Do obliczenia momentu krytycznego przy zwichrzeniu sprężystym wykorzystano program Autodesk Algor Simulation Professional 2012.

**Słowa kluczowe:** przekroje otwarte ceowe, skręcanie swobodne, skręcanie skrępowane, bimoment

## 1. Wprowadzenie

W normie PN-90/B-03200 [1] podana była metoda sprawdzania nośności i zwichrzenia belek o przekroju ceowym. Norma PN-EN 1993-1-1 [2] nie podaje takiej metody. Jak w wielu innych przypadkach norma [2] odsyła projektanta do wiedzy podstawowej, którą w tym przypadku jest wytrzymałość materiałów.

Podstawą obliczania naprężeń w prętach o przekrojach otwartych jest teoria prętów cienkościennych, której podstawowym założeniem jest hipoteza sztywnego konturu. W wyniku skręcania dochodzi do deplanacji (spaczenia) przekroju, co uniemożliwia zastosowanie teorii bazującej na założeniu płaskich przekrojów. Prekursorem w dziedzinie prętów cienkościennych był Timoszenko [3], a uporządkowania teorii dokonał Własow [4].

W przypadku zginania belek o przekroju ceowym, obciążonych w płaszczyźnie równoległej do środka, nie przechodzącej przez środek ścinania, w poprzecznych przekrojach oprócz naprężeń od zginania, powstają naprężenia normalne  $\sigma_\omega$ . Naprężeniom normalnym towarzyszą naprężenia styczne skręcania skrępowanego  $\tau_\omega$ , rozłożone równomiernie na grubości ścianki, które nakładają się na naprężenia styczne od skręcania swobodnego  $\tau$  (St. Venanta).

Naprężenia skrępowanego skręcania  $\sigma_\omega$  i  $\tau_\omega$  oblicza się ze wzorów:

$$\sigma_\omega = \frac{B_\omega \omega(s)}{I_\omega}; \quad (1)$$

$$\tau_\omega = \frac{M_\omega S_\omega}{I_\omega \cdot t}; \quad (2)$$

gdzie:  $M_\omega$ - moment giętno-skrętny,  $\omega(s)$ -główne pole wycinkowe,  $S_\omega$ - wycinkowy moment statyczny odciętej części przekroju,  $I_\omega$ - wycinkowy moment bezwładności,  $t$ - grubość ścianki

Wzór do obliczania naprężeń normalnych pochodzących od rozciągania ze zginaniem i skręcaniem dla pręta o profilu otwartym przyjmuje postać:

$$\sigma_{(x,s)} = \frac{N(x)}{A} + \frac{M_y(x)}{I_y} \cdot z(s) - \frac{M_z(x)}{I_z} \cdot y(s) + \frac{B_\omega(x)}{I_\omega} \cdot \omega(s) \quad (3)$$

Wielkość naprężeń skręcania swobodnego  $\tau_t$  można uzyskać z wyrażenia:

$$\max \tau_T = \pm \frac{M_T \cdot t}{I_T}; \quad (4)$$

We wzorze (4) wartość momentu bezwładności skręcania swobodnego  $I_T$  wyznacza się następująco:

$$I_T = \frac{1}{3} \sum h_i t_i^3; \quad (5)$$

gdzie:  $h_i, t_i$ - wymiary prostokątnych ścianek przekroju otwartego.

Wzory do obliczania wycinkowego momentu bezwładności  $I_\omega$ , wykresy  $S_\omega$  oraz  $\omega(s)$ , a także wzory na położenie *środka ścinania* dla typowych przekrojów z pominięciem wyokrągłeń w narożach zostały stabilcowane [5]. Dla ceowników wzór na wartość wycinkowego momentu bezwładności przyjmuje następującą postać:

$$I_\omega = \frac{I_{1y}^2 + 2I_{1y} \cdot I_{2y} \cdot b^2}{I_y \cdot 3} \quad (6)$$

gdzie:  $I_y, I_{1y}, I_{2y}, b$ - momenty bezwładności i wymiary przekroju wg rys. 1a

Położenie środka ścinania zależnie od wielkości charakteryzujących przekrój pręta (wg rys. 2a) można wyznaczyć ze wzoru:

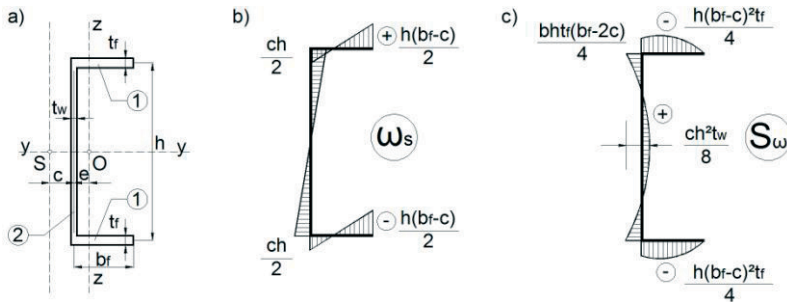
$$y_s = -(c + e); \quad z_s = 0; \quad (7)$$

gdzie:  $c = \frac{I_{1y}}{I_y} \cdot b$ , przy czym  $e > 0$ , poszczególne wartości wg rys. 1a

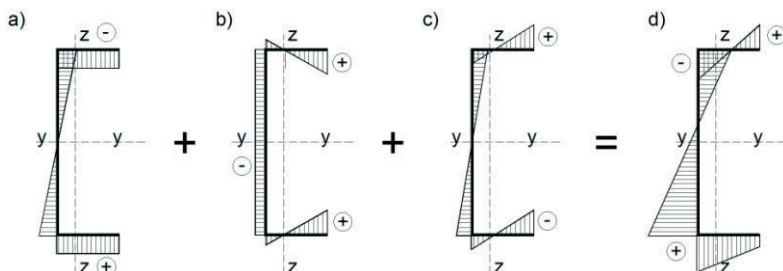
Wyrażenia do obliczenia położenia środka ścinania oraz  $I_\omega$  podano także m.in. w pracy [6], a dla przekrojów o stałej grubości ścianek w [7].

Do celów praktycznego projektowania wzory służące obliczaniu  $S_\omega$  oraz  $\omega(s)$  podano na rys. 1b i 1c, zależnie od wartości geometrycznych podanych na rys. 1a. Problem zagadnienia zginania ze skręcaniem został także omówiony szczegółowo w pozycji [8].

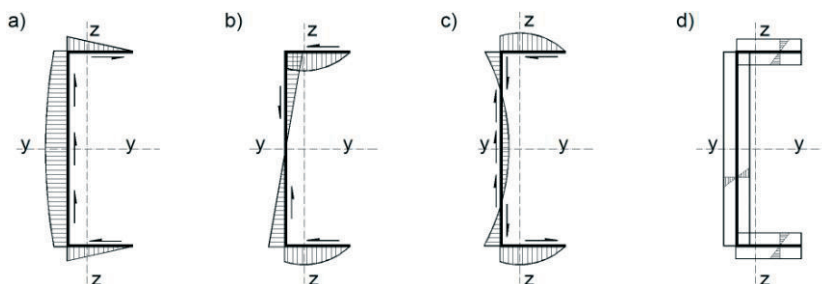
W odniesieniu do rozpatrywanego przekroju ceowego odpowiednie wykresy naprężeń normalnych i stycznych, będących wynikiem zredukowania obciążenia do sił przechodzących przez środek ścinania oraz momentu skręcającego przedstawiono na rys. 2 i 3.



Rys. 1. Charakterystyczne wielkości i wykresy dla typowego przekroju ceowego: a) wymiary przekroju, b) wykres pól wycinkowych  $\omega_s$ , c) wykres wycinkowych momentów statycznych  $S_\omega$ .



Rys. 2. Naprężenia normalne w przekroju ceownika: a) od składowej pionowej obciążenia poprzecznego, b) od składowej poziomej obciążenia poprzecznego, c) od bimomentu, d) sumaryczne



Rys. 3. Naprężenia styczne w przekroju ceownika: a) od składowej pionowej obciążenia poprzecznego, b) od składowej poziomej obciążenia poprzecznego, c) od momentu giętno-skrętnego, d) od momentu skręcania swobodnego

Celem artykułu jest analiza procentowego udziału naprężeń od skręcania skrępowanego w wyężeniu przekroju oraz porównanie metod badania stateczności belek od przekroju ceowym.


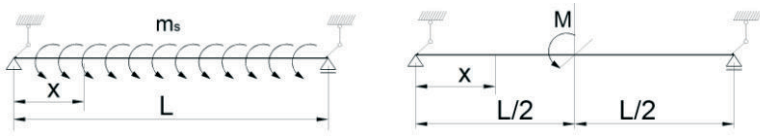
## 2. Oszacowanie udziału naprężeń normalnych i stycznych od skręcania swobodnego i skrępowanego w wyężeniu przekroju

Oszacowania udziału naprężeń normalnych i stycznych od skręcania swobodnego i skrępowanego w wyężeniu przekroju dokonano dla belek walcowanych na gorąco, wykonanych z ceownika o przekroju z zakresu UPE 200 do UPE 300. Obliczeń dokonano dla prętów o schemacie statycznym belki wolnopodparłej ujętej widelkowo na swoich końcach. Rozpiętość belki przyjęto równą 25 krotności wysokości przekroju. Rozpatrywano wariant obciążenia równomiernego na całej długości o wartości  $q = 5,5 \text{ kN/m}$ , a następnie obciążenie siłą skupioną w środku rozpiętości równą wypadkowej obciążenia ciągłego. Obciążenie zostało przyłożone w płaszczyźnie przechodzącej przez środek ciężkości, stąd powstało dodatkowe obciążenie momentem skręcającym. Przyjęto stal konstrukcyjną S 235.

Do wyznaczenia wartości bimomentu  $B_{\omega}$ , momentu giętno-skrętnego  $M_{\omega}$  i momentu swobodnego skręcania  $M_T$  dla schematu obciążenia ciągłego oraz dla schematu obciążenia siłą skupioną w środku rozpiętości, posłużono się wzorami wg tabeli 1. Uzyskane wartości naprężeń dla schematów obciążeń oraz punktów przekroju wg tabeli 1 przedstawiono w tabeli 2. W pierwszej linii komórki podano wyniki dla schematu obciążenia ciągłego, a w drugiej dla schematu obciążenia siłą skupioną.

Analizując otrzymane wartości naprężeń można zauważyć, że naprężenia normalne od bimomentu dla przekrojów przęsłowych osiągnęły wartość ok. 20-25 % wartości naprężeń od zginania dla schematu obciążenia ciągłego. Dla schematu obciążenia siłą skupioną w środku rozpiętości belki, naprężenia od bimomentu osiągnęły wartość znacznie większą, sięgającą nawet 62 % wartości naprężeń od zginania. W przypadku naprężeń stycznych o wyężeniu przekroju podporowego zdecydowały praktycznie naprężenia od skręcania swobodnego, które są większe od pozostałych naprężeń stycznych. Wraz ze wzrostem rozpiętości belki udział naprężeń od skręcania maleje.

Tabela 1. Wartości bimomentu  $B_\omega$  oraz momentów: giętno-skrętnego  $M_\omega$  i swobodnego skręcania  $M_T$  wg [5]

		
$B_\omega$	$\frac{m_s}{k^2} \left( 1 - \frac{\cosh\left(\frac{kL}{2} - kx\right)}{\cosh\frac{kL}{2}} \right)$	$\frac{M}{2k} \left( \frac{\sinh(kx)}{\cosh\frac{kL}{2}} \right)$
$M_\omega$	$\frac{m_s}{k} \left( \frac{\sinh\left(\frac{kL}{2} - kx\right)}{\cosh\frac{kL}{2}} \right)$	$\frac{M}{2} \left( 1 - \frac{\cosh(kx)}{\cosh\frac{kL}{2}} \right)$
$M_T$	$m_s \cdot L \left( \frac{1}{2} - \frac{x}{L} - \frac{\sinh\left(\frac{kL}{2} - kx\right)}{kL \cdot \cosh\frac{kL}{2}} \right)$	$\frac{M}{2} \left( \frac{\cosh(kx)}{\cosh\frac{kL}{2}} \right)$

Według normy [1] w przypadku pojedynczych ceowników walcowanych, zginanych w płaszczyźnie średnika lub do niego równoległej, wpływ drugorzędowego skręcania można uwzględnić w sposób przybliżony, przyjmując nośność obliczeniową zredukowaną według wzoru (8). W przypadku braku interakcji momentu zginającego oraz siły poprzecznej, przybliżony udział skręcania w wyężeniu przekroju ceownika szacuje się na 15 %. W razie występowania siły poprzecznej udział ten wzrośnie.

$$M_{R,red} = Wf_d \left[ 0,85 - \left( \frac{V}{V_R} \frac{et_w}{bt_f} \right)^2 \right] \quad (8)$$

### 3. Ocena stateczności belki

Według [2] nośność na zwichrzenie elementów belkowych niestężonych w kierunku bocznym jest określona wzorem:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (9)$$

We wzorze (9) współczynnik zwichrzenia  $\chi_{LT}$  zależy od momentu krytycznego przy zwichrzeniu sprężystym  $M_{cr}$ . Moment krytyczny można obliczyć analitycznie za pomocą wzoru (10) przedstawionego w pracy [7], a zaczerpniętego z norm [9],[10]. Podstawy teoretyczne służące do wyznaczenia momentu krytycznego pręta idealnego podano także w pracy [6].

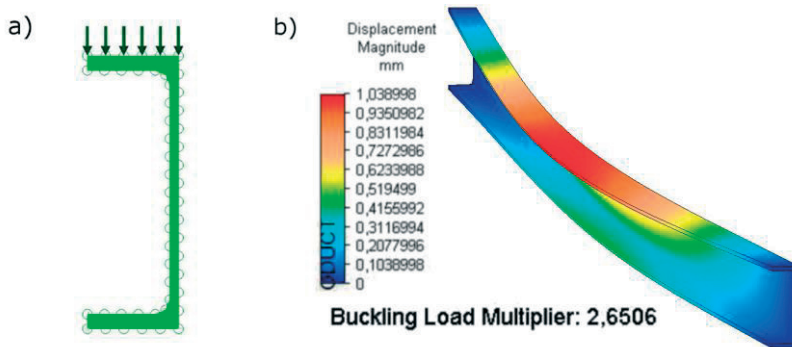
$$M_{cr} = \frac{C_b \pi^2 E I_y}{l_e^2} \sqrt{\frac{I_\omega}{I_y}} \quad (10)$$

Tabela 2. Udział poszczególnych wartości naprężeń w wytyczeniu przekroju

Przekrój UPE 200, rozpiętość L= 5,00m , obciążenie: -ciągłe q= 5,5 kN/m, -skupione Q= 27,5 kN					
Punkt	Przekrój przęsłowy		Przekrój podporowy		
	$(M_{\max}/I_y) \cdot z$ [MPa]	$(B_{\omega}/I_{\omega}) \cdot \omega_s$ [MPa]	$\tau_{xy}; \tau_{xz}$ [MPa]	$\tau_{\omega}$ [MPa]	$\tau_t$ [MPa]
1.			2,52	1,57	71,07
			2,52	0,17	89,75
2.	89,99	24,72	5,03	0,89	71,07
	179,97	111,15	5,03	0,10	89,75
3.			8,29	0,25	38,76
			8,29	0,03	48,96
Przekrój UPE 220, rozpiętość L= 5,50m , obciążenie: -ciągłe q= 5,5 kN/m, -skupione Q = 30,25 kN					
Punkt	Przekrój przęsłowy		Przekrój podporowy		
	$(M_{\max}/I_y) \cdot z$ [MPa]	$(B_{\omega}/I_{\omega}) \cdot \omega_s$ [MPa]	$\tau_{xy}; \tau_{xz}$ [MPa]	$\tau_{\omega}$ [MPa]	$\tau_t$ [MPa]
1.			2,30	1,39	66,29
			2,30	0,15	83,50
2.	85,36	22,38	4,61	0,79	66,29
	170,21	101,97	4,61	0,09	83,50
3.			7,70	0,25	35,91
			7,70	0,03	45,21
Przekrój UPE 240, rozpiętość L= 6,00m , obciążenie: -ciągłe q= 5,5 kN/m, -skupione Q = 33,00 kN					
Punkt	Przekrój przęsłowy		Przekrój podporowy		
	$(M_{\max}/I_y) \cdot z$ [MPa]	$(B_{\omega}/I_{\omega}) \cdot \omega_s$ [MPa]	$\tau_{xy}; \tau_{xz}$ [MPa]	$\tau_{\omega}$ [MPa]	$\tau_t$ [MPa]
1.			2,16	1,33	62,50
			2,16	0,14	78,80
2.	82,50	21,11	4,33	0,89	62,50
	165,00	95,75	4,33	0,08	78,80
3.			7,34	0,23	35,00
			7,34	0,03	44,13
Przekrój UPE 270, rozpiętość L= 6,75m , obciążenie: -ciągłe q= 5,5 kN/m, -skupione Q = 37,13 kN					
Punkt	Przekrój przęsłowy		Przekrój podporowy		
	$(M_{\max}/I_y) \cdot z$ [MPa]	$(B_{\omega}/I_{\omega}) \cdot \omega_s$ [MPa]	$\tau_{xy}; \tau_{xz}$ [MPa]	$\tau_{\omega}$ [MPa]	$\tau_t$ [MPa]
1.			1,98	1,18	59,95
			1,98	0,12	75,71
2.	80,55	19,67	3,97	0,71	59,95
	161,10	89,60	3,97	0,08	75,71
3.			6,92	0,23	33,31
			6,92	0,02	41,95
Przekrój UPE 300, rozpiętość L= 7,50m , obciążenie: -ciągłe q= 5,5 kN/m, -skupione Q = 41,25 kN					
Punkt	Przekrój przęsłowy		Przekrój podporowy		
	$(M_{\max}/I_y) \cdot z$ [MPa]	$(B_{\omega}/I_{\omega}) \cdot \omega_s$ [MPa]	$\tau_{xy}; \tau_{xz}$ [MPa]	$\tau_{\omega}$ [MPa]	$\tau_t$ [MPa]
1.			1,70	0,95	49,03
			1,70	0,07	60,88
2.	74,18	14,32	3,40	0,62	49,03
	148,36	70,11	3,40	0,05	60,88
3.			6,16	0,23	31,06
			6,16	0,02	38,55

Moment krytyczny można obliczyć także za pomocą pakietów obliczeniowych z wykorzystaniem MES. W pracy posłużono się programem Autodesk Algor Simulation

Professional 2012 [11]. Rozpatrzono przypadek belki wolnopodpartej o przekroju UPE 300 i rozpiętości równej 7,5 m. Obciążenie liniowe o wartości  $q=5,5$  kN/m rozłożono równomiernie na szerokości górnej półki ceownika. Do wyznaczenia wartości momentu krytycznego przy zwichrzeniu sprężystym ( $M_{cr}$ ) należy przemnożyć maksymalną wartość momentu zginającego panującego w przekroju przez mnożnik obciążenia, obliczony przez program komputerowy. Sposób zamodelowania obciążenia przedstawiono na rys. 4a, a formę zwichrzenia belki ceowej na rys. 4b.



Rys. 4. Model MES belki ceowej: a) sposób przyłożenia obciążenia do półki górnej ceownika, b) forma zwichrzenia belki

Wielkości współczynników zwichrzenia  $\chi_{LT}$  obliczono:

- wykorzystując algorytm przypadku ogólnego krzywych zwichrzenia wg p. 6.3.2 [2], gdzie smukłość względna  $\lambda_{LT}$  zależy m. in. od wielkości  $M_{cr}$ , a krzywe zwichrzenia od parametrów przekroju oraz sposobu wykonania kształtownika (dla ceownika norma przyporządkowuje krzywą "d").
- według metody ogólnej oceny stateczności elementów ze względu na zwichrzenie i wyoboczenie z płaszczyzny układu wg p. 6.3.4 [2], gdzie smukłość względna  $\lambda_{op}$  zależy od minimalnego mnożnika obciążeń obliczeniowych  $\alpha_{ult,k}$ , przy którym przekrój osiąga nośność charakterystyczną w warunkach płaskiego stanu deformacji, a także od minimalnego mnożnika obciążeń obliczeniowych  $\alpha_{cr,op}$ , przy którym rozpatrywana część konstrukcji osiąga wartość obciążenia krytycznego przy niestateczności sprężystej z płaszczyzny układu.

W pracy [12] można znaleźć pewną modyfikację wzoru normowego przy wyznaczaniu mnożnika  $\alpha_{ult,k}$ :

$$\alpha_{ult,k} = \left( \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} + k_{yy} \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} M_{y,Rk} / \gamma_{M1}} \right) \quad (11)$$

gdzie: współczynnik zwichrzenia  $\chi_{LT} = 1,0$

Trahair w pracy [13] proponuje następującą zależność na wyznaczenie wartości obciążenia krytycznego przy niestateczności sprężystej z płaszczyzny układu:

$$\left( \frac{M_{y,max}}{M_{cr}} \right) = \left( 1 - \frac{N_{max}}{N_{cr,z}} \right) \left( 1 - \frac{N_{max}}{N_{cr,T}} \right) \quad (12)$$

Do wyznaczania współczynników  $\alpha_{ult,k}$  oraz  $\alpha_{cr,op}$  norma [2] dopuszcza stosowanie metody elementów skończonych.

- metodą przekroju zastępczego, przyjmując wyoboczenie stopki ściskanej na odcinku pomiędzy stężeniami, stosując podejście analogiczne jak w przypadku dolnej stopki swobodnej płatwi współpracującej z poszyciem (ściskanej przy występowaniu wiatru). Postępowanie przedstawiono w p. 10.1.4 normy [14], a także w p. 6.3.2.4. normy PN-EN 1993-1-1. Do ustalania  $\chi_{LT}$  zaleca się stosować

krzywą niestateczności b ( $\alpha_{LT}=0,34$ ,  $\lambda_{LT,0}=0,4$ ,  $\beta=0,75$ ) dla smukłości względnej  $\lambda_{fz}$  pasa swobodnego wraz z uwzględnieniem 1/5 wysokości środka belki. Smukłość względna jest określona wzorem:

$$\lambda_{fz} = \frac{l_{fz} / i_{fz}}{\lambda_1} \quad (13)$$

Ogólny warunek stateczności ściskanego pasa swobodnego ma postać:

$$\frac{1}{\chi_{LT}} \left( \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y}} + \frac{N_{Ed}}{A_{eff}} \right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz}} \leq f_{yb} / \gamma_{M1} \quad (14)$$

- według Polskiej Normy [1] smukłość względną  $\lambda_L$  ceowników walcowanych można wyznaczać jak smukłość elementów o bisymetrycznym przekroju dwuteowym, zwiększając otrzymaną wartość o 25%. Dla powiększonej w ten sposób smukłości względnej oblicza się współczynnik zwichrzenia  $\varphi_L$  wg krzywej niestateczności  $a_0$  (kształtowniki walcowane).

Wartości współczynników zwichrzenia obliczone wg dwóch metod normy [2], alternatywnej metody wg [14] oraz według Polskiej Normy [1] zestawiono w tabeli 3.

Tabela 3. Zestawienie wartości współczynników zwichrzenia obliczonych według alternatywnych metod

Moment krytyczny	$M_{cr,A} = 99,8$ [kNm] wyznaczony analitycznie, wg wzoru (10)	$M_{cr,P} = 102,5$ [kNm] obliczony w programie komputerowym, wg rys. 4
PN-EN-1993-1-1 p. 6.3.2	$\chi_{LT} = 0,42$	$\chi_{LT} = 0,42$
PN-EN-1993-1-1 p. 6.3.4	$\chi_{op} = 0,38$	$\chi_{op} = 0,38$
PN-EN-1993-1-3 p. 10.1.4		$\chi_{LT} = 0,33$
PN-90/B-3200:1990		$\varphi_L = 0,22$

Na podstawie danych zestawionych w tabeli 3 należy zauważyć, że wartości współczynników zwichrzenia uzyskanych metodami zalecanymi przez Eurokody [2], [14] są o zbliżonej wielkości. Największy zapas bezpieczeństwa można jednak uzyskać korzystając z wycofanej już Polskiej Normy [1].

#### 4. Podsumowanie i wnioski

Analizując stan naprężenia w przekrojach prętów ceowych odniesiono się w pracy do teorii prętów cienkościennych. Przeanalizowano sytuację obciążenia, którego wypadkowa nie przechodzi przez środek ścinania przekrojów otwartych. Następstwem tego jest powstanie momentu skręcającego, który generuje dodatkowe naprężenia normalne od bimomentu oraz styczne od skręcania swobodnego i skrępowanego. Sytuacja takiego sposobu obciążenia w praktyce inżynierskiej jest częsta i nie powinna być zaniechdywana.

Naprężenia normalne od bimomentu dla przekrojów przesyłowych osiągnęły wartość ok. 20-25 % wartości naprężeń od zginania dla schematu obciążenia ciągłego. Dla schematu obciążenia siłą skupioną w środku rozpiętości belki naprężenia od bimomentu osiągnęły wartość znacznie większą, sięgającą nawet 62 % wartości naprężeń od zginania.

W przypadku naprężeń stycznych o wytężeniu przekroju podporowego zdecydowały praktycznie naprężenia od skręcania swobodnego. W odniesieniu do uzyskanych wyników, wartości te w porównaniu do naprężeń od zginania, obliczonych wg wzorów elementarnej teorii zginania prętów pełnych, nie są pomijalnie małe i powinny być uwzględnione w projektowaniu.

Dokonując weryfikacji stateczności prętów odniesiono się do obowiązujących obecnie Eurokodów oraz do Normy Polskiej PN-90/B-3200. Do obliczeń momentów krytycznych

przy zwichrzeniu wykorzystano metodę analityczną, a także program Autodesk Algor Simulation Professional 2012.

W porównaniu do Eurokodów, uproszczenia Normy Polskiej dają w rezultacie niższą wartość współczynnika zwichrzenia.

## Literatura

- 1 PN-90/B-3200:1990 Konstrukcje stalowe - Obliczanie statyczne i projektowanie.
- 2 PN-EN 1993-1-1:2006 Eurokod 3 - Projektowanie konstrukcji stalowych - Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.
- 3 Timoshenko S. P. Einige Stabilitätsprobleme der Elastizitätstheorie. - Zeitschrift für Mathematik und Physik. 1910.
- 4 Własow W. Z. Tonkostiennoje uprugije stierzni. Wyd. I, 1940, Wyd. II. Gosudarstwennoje Izdztielstwo Fiziko-Matiematiczeskoj Litieratury. Moskwa 1959.
- 5 Bogucki W. Poradnik projektanta konstrukcji metalowych. Tom I. Arkady. Warszawa 1980.
- 6 Rules for Member Stability in EN 1993-1-1. Background documentation and design guidelines. ECCS Technical Committee 8 - Stability. 2006.
- 7 Bródka J., Broniewicz M., Giżejowski M. Kształtowniki gięte. Poradnik projektanta. PWT. 2006.
- 8 Gosowski B. Skręcanie i zginanie otwartych, stężonych elementów konstrukcji metalowych. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej. Wrocław 2004.
- 9 American Iron and Steel Institute. Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Publication CF 96-1. Washington D.C. 1996.
- 10 AS/NZS 4600: Cold Formed-Steel Structures. Standards Association of Australia/New Zeland. 1996.
- 11 www.autodesk.com
- 12 Silva L.S., Simoes R., Gervasio H. Design of Steel Structures. ECCS Technical Committee. 2010.
- 13 Trahair, NS (1993). Flexural-Torsional Buckling of Structures, E & FN SPON, London
- 14 PN-EN 1993-1-3:2008 Eurokod 3 - Projektowanie konstrukcji stalowych - Część 1-3: Reguły ogólne - Reguły uzupełniające dla konstrukcji z kształtowników i blach profilowanych na zimno.

## Resistance and stability of steel channel section beams

Radosław Szczerba

*Department of Building Structures, Faculty of Civil and Environmental Engineering, Rzeszów University of Technology, e-mail: szczerba@prz.edu.pl*

**Abstract:** Analysis of the resistance and stability of steel beam of channel section loaded in the plane parallel to beam web, which does not pass through shear center, is presented in the paper. The consequence of this is the creation of a torsional moment that generates normal stresses due to bimoment and shear stresses as a result of St. Venant and warping torsion. In the paper, the contribution of those stresses to the global state of stress of simply supported beam is presented. Calculations were made according to Eurocodes and to the Polish Standard PN-90/B-3200. The elastic critical moment for lateral-torsional buckling was calculated with the use of Autodesk Algor Simulation Professional 2012 program.

**Keywords:** channel section, St. Venant torsion, warping torsion, bimoment