

Nośność na zginanie w pożarze rozwiniętym stalowych belek ze środkiem z blachy profilowanej

Mariusz Maślak¹, Krzysztof Kuchta¹, Marcin Łukacz²

¹ Katedra Konstrukcji Metalowych, Wydział Inżynierii Lądowej, Politechnika Krakowska, e-mail: mmaslak@pk.edu.pl, kkuchta@pk.edu.pl

² Wydział Inżynierii Lądowej, Politechnika Krakowska, Studia Doktoranckie, e-mail: marcinlukacz@gmail.com

Streszczenie: Zaprezentowano algorytm szacowania nośności na zginanie stalowej belki z profilowanym środkiem uogólniony na przypadek pożaru rozwiniętego. Proponuje się aby stan graniczny nośności ogniowej determinował interakcyjny warunek dwukierunkowego zginania, w którym zginanie względem osi słabej wynika z oddziaływania tak zwanego strumienia ścinania. Wpływ ten, zwykle pomijany w tradycyjnych modelach obliczeniowych odnoszonych do podstawowej sytuacji projektowej, w przypadku pożaru może nabierać znaczenia na skutek postępującej wraz z narastaniem temperatury pasów redukcji granicy plastyczności stali, z której je wykonano. Uwzględnia się przy tym zależność od temperatury materiału odpowiednich współczynników globalnej niestateczności, w szczególności współczynnika zwichrzenia i współczynnika wybożenia pasa ściskanego z płaszczyzny dźwigara.

Słowa kluczowe: nośność, stateczność, zginanie, profilowany środek, pożar rozwinięty, odporność ogniowa.

1. Wprowadzenie

W modelach obliczeniowych stosowanych do opisu zachowania się pod obciążeniem stalowych belek z profilowanym środkiem z reguły zakłada się, że naprężenia normalne przenoszone są w całości przez pasy, środek natomiast zapewnia przeniesienie jedynie naprężeń stycznych. Udział środka w przenoszeniu zginania jest zaniedbywalny ze względu na stosunkowo małą sztywność podłużną mierzoną w kierunku osi belki i występowanie tak zwanego „efektu akordeonu”. Adekwatność takiego założenia była weryfikowana przez autorów pracy [1]. Już w latach dziewięćdziesiątych ubiegłego wieku zauważono jednak, że zginanie tego typu belek nie jest zginaniem płaskim, towarzyszy mu bowiem na ogół skręcanie połączone z deformacją w kierunku poprzecznym do płaszczyzny obciążenia. Przyczyną takiego zachowania jest zespół oddziaływań kojarzony z tak zwanym strumieniem ścinania [2] (Rys. 1). W tradycyjnym podejściu normowym [3] wpływ ten uwzględnia się jedynie pośrednio, przez specyfikację współczynnika wybożenia pasa ściskanego z płaszczyzny zginania. Analizie podlega bowiem jedynie zginanie jednokierunkowe. Jeśli przyjąć oznaczenia osi układu współrzędnych jak na Rys. 1, gdzie oś x jest zgodna z kierunkiem osi podłużnej, to uogólnione na przypadek pożaru warunki graniczne określone dla całej belki mają postać:

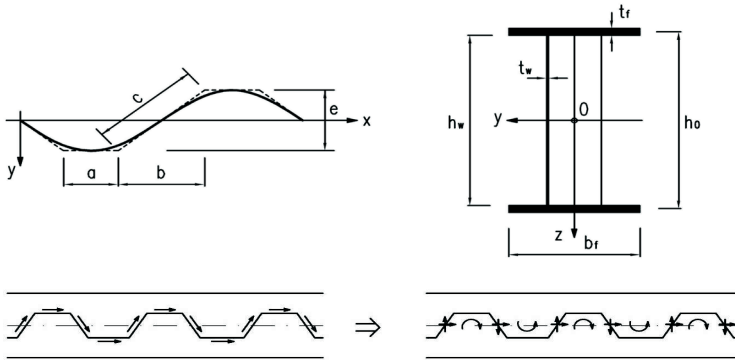
$$\rho_1(\Theta_a) = \frac{M_y}{\chi_{LT,\Theta} M_{R_{x,d,\Theta}}} = \frac{\gamma_{M,fi} M_y}{\chi_{LT,\Theta} b_f t_f h_0 k_{y,\Theta} f_y} \leq 1 \quad (1)$$

oraz:

$$\rho_2(\Theta_a) = \frac{M_y}{\chi_{z,\Theta} M_{R_{x,d,\Theta}}} = \frac{\gamma_{M,fi} M_y}{\chi_{z,\Theta} b_f t_f h_0 k_{y,\Theta} f_y} \leq 1 \quad (2)$$

Pierwszy z nich gwarantuje, że nie nastąpi zwichrzenie belki a także uplastycznienie

przekroju poprzecznego pasów (przy założeniu że przekrój ten spełnia warunki określone dla przekrojów klasy 1 lub 2), drugi natomiast zabezpiecza przed ewentualnym wybočeniem giętym pasa ściskanego względem osi z . Wartość $h_0 = h_w + t_f$ definiuje ramię działania pary sił zginającej belkę, a współczynnik $k_{y,\Theta}$ wyraża określony w temperaturze Θ_a stopień redukcji granicy plastyczności stali, z której wykonano pas [4]. W obliczeniach prowadzonych dla wyjątkowej sytuacji pożaru przyjmuje się ponadto, że $\gamma_{M,fi} = 1,0$. Zwróćmy uwagę, że taka ujednoczona wartość częściowego współczynnika bezpieczeństwa znosi rozróżnienie pomiędzy współczynnikami γ_{M0} i γ_{M1} stosowanymi odpowiednio w zależnościach (1) i (2) w podstawowej sytuacji obliczeniowej. Miarodajną w ocenie poziomu bezpieczeństwa jest wartość większa $\rho(\Theta_a) = \max[\rho_1(\Theta_a), \rho_2(\Theta_a)]$.



Rys. 1. Belka rozpatrywana w pracy, u góry - kierunki i zwroty osi układu współrzędnych, na dole - siły tworzące strumień ścinania.

Zaletą takiego podejścia jest prostota, trzeba jednak postawić pytanie czy tego typu uproszczenie będzie dawało wiarygodne i bezpieczne oszacowania nośności belki także w warunkach pożaru, gdy narastającą temperaturę pasów należy skojarzyć ze znaczącym osłabieniem ich nośności wskutek nieuniknionej redukcji granicy plastyczności stali. Jakościowa i ilościowa ocena wpływu przestrzennej postaci zginania na wynikową nośność belki stanowi cel niniejszych rozważań. Do szczegółowej analizy wybrano podejście proponowane w pracy [5], w którym przestrzenne efekty zginania wyrażone są poprzez specyfikację zastępczego obciążenia $p_t = p_{ty}$, przyłożonego do obu pasów na kierunku y (indeks t wiąże się w tym przypadku z angielskim słowem transversal) i zależnego od rozkładu siły poprzecznej V_z generowanej w płaszczyźnie zginania belki. Zwróćmy uwagę, że jeżeli na pas ściskany działa obciążenie $p_t = p_{ty}$ to równocześnie do pasa rozciąganego przyłożone jest obciążenie przeciwne $p_t = -p_{ty}$. W ujęciu globalnym zatem obciążenia te się równoważą, generują jednak moment skręcający belkę. W konsekwencji warunek graniczny ograniczający naprężenia normalne w pasie ściskanym i uogólniony na przypadek pożaru wyraża interakcję dwukierunkowego zginania z możliwością zwirchzenia belki:

$$\rho_3(\Theta_a) = \frac{M_y}{\chi_{LT,\Theta} M_{Ry,d,\Theta}} + \frac{M_z^fl}{M_{Rz,d,\Theta}} \leq 1 \quad \text{gdzie} \quad M_{Rz,d,\Theta} = \frac{t_f b_f^2 k_{y,\Theta} f_y}{6 \gamma_{M,fi}} \quad (3)$$

Identyczny moment M_z^fl generowany jest w obu pasach rozpatrywanej belki, ma jednak przeciwne znaki (górny indeks w zastosowanym oznaczeniu wiąże się ze słowem flange). Trzeba przy tym zastrzec, że rozpatrywany jest przypadek, w którym potencjalne odkształcenia generowane przez rozszerzalność termiczną stali mają pełną swobodę realizacji. Belka może się bez przeszkód wydłużać ponieważ założono swobodę przesuwu na jednej z podpór. Jakikolwiek ograniczenie takiej swobody skutkuje indukowaniem się w czasie pożaru dodatkowej siły osiowej, co w efekcie sprowadza powyższy warunek do warunku bardziej złożonego, opisującego dwukierunkowe zginanie ze ściskaniem z możliwością ewentualnego wybočenja również w płaszczyźnie zginania belki.

Początkowo narastająca ze wzrostem temperatury stali siła ściskająca, rozpychająca podpory belki, w konsekwencji wyraźnego przyrostu ugięcia staje się w efekcie siłą rozciągającą, ściągającą więzy. Jest to tak zwany efekt ciągną opisany przez jednego z autorów niniejszych rozważań w pracy [6]. Szczegółowa analiza takiego zachowania belki z oczywistych względów wykracza poza zakres tego opracowania.

2. Zginanie pasa ściskanego względem słabej osi belki

W pracy [5] podaje się, że ścisłe wyrażenie opisujące rozkład poprzecznych momentów zginających pas ściskany $M_z^fl(x)$ udaje się uzyskać jedynie w przypadkach swobodnego podparcia belki ze środkiem profilowanym sinusoidalnie i jej obciążenia równomiernie rozłożonym obciążeniem p_z lub ewentualnie dwoma podporowymi momentami M_y , co sprowadza się do stałej wartości tego momentu na całej długości belki. Parametr n jest przy tym miarą liczby fałd wykształtowanych w środku natomiast wielkość $e_0 = e/2$ (Rys. 1) oznacza amplitudę tych fałd. Ponadto L jest rozpiętością belki. Po uwzględnieniu warunków brzegowych w pierwszym przypadku otrzymuje się:

$$M_z^fl(x) = \frac{p_z L^2 e_0}{2\pi n h_0} \left\{ \left[1 - 2 \frac{x}{L} \right] \cos\left(2\pi n \frac{x}{L} \right) + \frac{2}{2\pi n} \sin\left(2\pi n \frac{x}{L} \right) + \left[\cos(2\pi n) - \frac{2}{2\pi n} \sin(2\pi n) + 1 \right] \frac{x}{L} - 1 \right\} \quad (4)$$

w drugim natomiast:

$$M_z^fl(x) = \frac{M_y e_0}{2\pi n h_0} \left\{ 2 \left[\cos\left(2\pi n \frac{x}{L} \right) + [1 - \cos(2\pi n)] \frac{x}{L} - 1 \right] \right\} \quad (5)$$

W innych praktycznie ważnych przypadkach, w tym: innego rodzaju wyprofilowania środka, odmiennego obciążenia zewnętrznego lub nietypowych warunków brzegowych, stosuje się rozwiązanie przybliżone polegające na specyfikacji zastępczego obciążenia poprzecznego $p_t = p_{ty}$. Zgodnie z zależnością wyprowadzoną w pracy [7] zachodzi:

$$p_t = p_{ty} = \frac{2}{h_0} \left[V_z \frac{de^*}{dx} + e^* \frac{dV_z}{dx} \right] \quad (6)$$

gdzie w każdym punkcie belki $V_z = V_z(x)$ jest miarą siły poprzecznej określonej w płaszczyźnie zginania, natomiast $e^* = e^*(x)$ miarą odległości w kierunku poprzecznym powierzchni środkowej środka od podłużnej osi belki ($\max|e^*| = e_0$). Zauważmy, że różniczka de^*/dx zeruje się na odcinkach, na których powierzchnia środkowa środka przebiega równoległe do osi belki (wtedy $e^*(x) = const$). Z drugiej strony różniczka dV_z/dx jest równa zero wszędzie tam gdzie zachodzi $V_z(x) = const$. Poza tym w punktach nieciągłości mimośrod e^* (na przykład w przypadku fałdy prostokątnej) należy założyć dodatkowe siły skupione o wartościach:

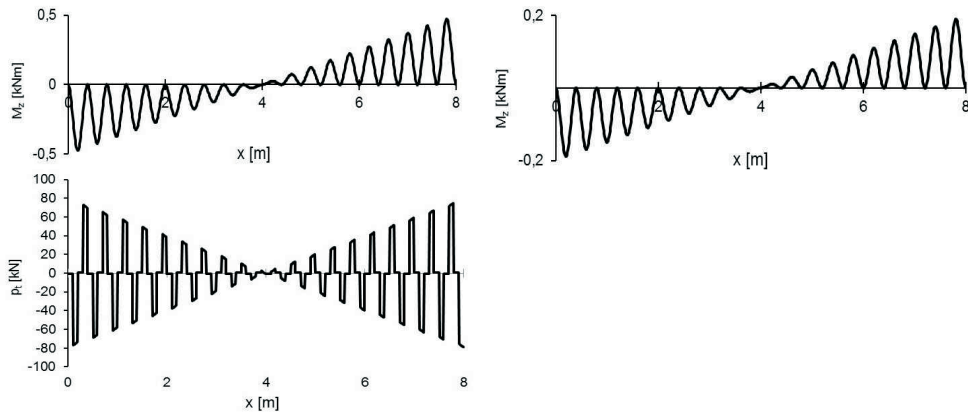
$$p_t = p_{ty} = \frac{2}{h_0} V_z \Delta e^* \quad (7)$$

Analogicznie, w punktach nieciągłości wykresu siły poprzecznej zakłada się siły skupione o wartościach:

$$p_t = p_{ty} = \frac{2}{h_0} e^* \Delta V_z \quad (8)$$

Zastępcza siła p_{ty} generuje poprzeczny moment zginający pas $M_z^fl(x)$, którego rozkład na długości belki ustala się zgodnie z klasycznymi zasadami statyki. Na Rys. 2 pokazano dwa rozkłady takiego momentu uzyskane dla belki o rozpiętości 8 m i wysokości przekroju 500 mm, równomiernie obciążonej siłą o wartości 5 kN/m. Dla lepszej

przejrzystości wykresu przyjęto, że na długości przęsła znajduje się $n = 20$ fałd. Rozkład widoczny po lewej stronie rysunku dotyczy belki z fałdą trapezoidalną o głębokości profilu równej 100 mm. Otrzymano go po wyspecyfikowaniu na mocy zależności (6) zastępczego obciążenia poprzecznego $p_{by} = p_{by}(x)$ o rozkładzie pokazanym poniżej. Ważne jest aby obciążenie to odpowiadało całkowitej liczbie fałd, co nie zawsze jest łatwe do spełnienia. Rozkład przedstawiony po prawej stronie rysunku wiąże się natomiast z belką o fałdzie sinusoidalnej, dla której $e_0 = 20$ mm, co oznacza że $e = 40$ mm. Uzyskano go bezpośrednio z formuły (4).



Rys. 2 Zginanie pasa ściskanego względem słabej osi belki w belce swobodnie podpartej i równomiernie obciążonej. Z lewej - przypadek fałdy trapezoidalnej (wykres momentu zginającego uzyskany dzięki specyfikacji zastępczego, poprzecznego obciążenia poziomego o rozkładzie pokazanym poniżej), z prawej – przypadek fałdy sinusoidalnej (wykres momentu zginającego uzyskany bezpośrednio z formuły (4)).

3. Zwychrzenie belki w warunkach pożaru

Do jakościowej i ilościowej analizy przebiegu zależności $\rho_3 = \rho_3(\Theta_a)$, opisanej nierównością (3), potrzeba jeszcze szczegółowej specyfikacji funkcji $\chi_{LT,\Theta} = \chi_{LT}(\Theta_a)$ kwantyfikującej realną podatność belki na zwychrzenie. Podatność ta będzie narastać ze wzrostem temperatury stali. Zagadnienie to było już przedmiotem wstępnej analizy prezentowanej przez autorów niniejszej publikacji w pracy [8]. Po uogólnieniu na przypadek pożaru klasycznego podejścia obliczeniowego [4] zachodzi:

$$\chi_{LT,\Theta} = \left(\Phi_{LT,\Theta} + \sqrt{\Phi_{LT,\Theta}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\Theta}^2} \right)^{-1} \quad (9)$$

gdzie:

$$\Phi_{LT,\Theta} = 0,5 \left[1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\Theta} + \bar{\lambda}_{LT,\Theta}^2 \right] \quad \text{przy czym} \quad \alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (10)$$

ponadto:

$$\bar{\lambda}_{LT,\Theta} = \sqrt{M_{p,\Theta} / M_{cr,\Theta}} \quad (11)$$

Zwróćmy uwagę, że równanie definiujące czynnik $\Phi_{LT,\Theta}$ jest znacząco różne od tego, które definiuje analogiczny czynnik Φ_{LT} specyfikowany dla temperatury pokojowej (w podstawowej sytuacji projektowej). Wielkość $M_{p,\Theta}$ jest miarą plastycznej nośności przekroju przenoszącego zginanie, czyli:

$$M_{p,\Theta} = b_f t_f h_0 k_{y,\Theta} f_y \quad (12)$$

Do wyznaczenia wartości krytycznego momentu $M_{cr,\Theta}$ uogólniono na przypadek pożaru typową formułę stosowaną dla tego typu belek przy założeniu podstawowej sytuacji projektowej. Jest ona miarodajna przede wszystkim dla belek z trapezoidalnym kształtem fałdy, może być jednak stosowana do belek z fałdą sinusoidalną przy zachowaniu warunku równoważności porównywanych fałd (Rys. 1). Z rozważań prezentowanych w pracy [9], po skojarzeniu ich z wyjątkową sytuacją pożaru, wynika że (dolny indeks c odnosi się do belki z profilowanym środkiem $c = corrugated$, brak tego indeksu oznacza, że nie ma jakościowej różnicy w stosunku do analogicznej wielkości specyfikowanej dla belki ze środkiem płaskim):

$$M_{cr,\Theta} = \frac{\pi}{L} \sqrt{k_{E,\Theta} E_a I_{z,c} G_{c,\Theta} J_c} \sqrt{1 + W_\Theta^2} \quad (13)$$

przy czym:

- $G_{c,\Theta}$ - jest modulem sprężystości przy ścinaniu – zgodnie z sugestią autorów pracy [10] założono, że (zaniedbano przy tym nieznaczną zmienność współczynnika Poissona ν w temperaturze pożarowej):

$$G_{c,\Theta} = \frac{a+b}{a+c} G_\Theta, \quad \text{gdzie } G_\Theta = \frac{k_{E,\Theta} E_a}{2(1+\nu)} \quad \text{oraz } \nu = 0,3 \quad (14)$$

- $I_{z,c}$ - jest głównym centralnym momentem bezwładności względem osi z:

$$I_{z,c} = \frac{t_f b_f (2t_f b_f^3 + t_w h_w b_f^2 + 12d^2 t_w h_w)}{6(2t_f b_f + t_w h_w)} \quad (15)$$

- J_c - jest stałą skręcania swobodnego:

$$J_c = \frac{1}{3} (2b_f t_f^3 + h_w t_w^3) \quad (16)$$

- $C_{w,c}$ - jest stałą skręcania skrupowanego:

$$C_{w,c} = \frac{h_w^2 t_f b_f (6t_f b_f^3 + t_w h_w b_f^2 + 12d^2 t_w h_w)}{24(6t_f b_f + t_w h_w)} \quad (17)$$

- W_Θ - jest współczynnikiem uwzględniającym efekt spaczenia:

$$W_\Theta = \frac{\pi}{L} \sqrt{\frac{k_{E,\Theta} E_{a,20} C_{w,c}}{G_{c,\Theta} J_c}} \quad (18)$$

4. Wyboczenie pasa ściskanego z płaszczyzny belki

Współczynnik wyboczeniowy dla pasa ściskanego $\chi_{z,\Theta}$, stosowany w formule (2) do wyznaczenia wartości czynnika $\rho_2 = \rho_2(\Theta_a)$, wylicza się z zależności [4]:

$$\chi_{z,\Theta} = \left(\Phi_{z,\Theta} + \sqrt{\Phi_{z,\Theta}^2 - \bar{\lambda}_{z,\Theta}^2} \right)^{-1} \quad (19)$$

w której:

$$\Phi_{z,\Theta} = 0,5 \left[1 + \alpha \bar{\lambda}_{z,\Theta} + \bar{\lambda}_{z,\Theta}^2 \right] \quad \text{gdzie} \quad \alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (20)$$

Zauważmy że, podobnie jak w przypadku zależności (10), formuła (20) różni się znacząco od tej, którą stosuje się do wyznaczenia analogicznego czynnika Φ_z w

temperaturze pokojowej. Przyjmując, że dla zadanych warunków podparcia zachodzi $L_{cr} = L$ mamy:

$$\bar{\lambda}_{z,\Theta} = \frac{L}{i_z \lambda_{1,\Theta}} = \frac{\lambda_z}{\lambda_{1,\Theta}} \quad \text{przy czym:} \quad \lambda_{1,\Theta} = \pi \sqrt{\frac{E_{a,\Theta}}{f_{y,\Theta}}} = \pi \sqrt{\frac{k_{E,\Theta}}{k_{y,\Theta}}} \sqrt{\frac{E_a}{f_y}} = \sqrt{\frac{k_{E,\Theta}}{k_{y,\Theta}}} \lambda_1 \quad (21)$$

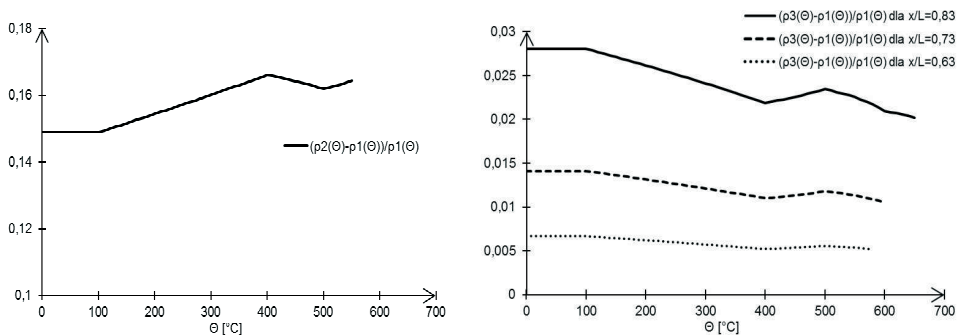
co ostatecznie daje:

$$\bar{\lambda}_{z,\Theta} = \frac{\lambda_z}{\lambda_1} \sqrt{\frac{k_{y,\Theta}}{k_{E,\Theta}}} = \frac{2\sqrt{3}L}{\pi b_f} \sqrt{\frac{k_{y,\Theta}}{k_{E,\Theta}}} \sqrt{\frac{f_y}{E_a}} \quad (22)$$

Smukłości λ_1 i λ_z odnoszą się do podstawowej sytuacji projektowej i temperatury pokojowej. Wyznacza się je w sposób tradycyjny. Współczynniki redukcyjne dla modułu sprężystości podłużnej $k_{E,\Theta}$ zebrano w [4].

5. Podsumowanie i wnioski

Wyniki otrzymane dla analizowanej na Rys. 2 belki z faldą sinusoidalną zestawiono na Rys. 3 w kontekście względnego przyrostu wyętwienia uzyskanego przy zastosowaniu kryterium stanu granicznego opisanego formułą (2) (po lewej) i formułą (3) (po prawej). Łatwo zauważyć, że normowe oszacowanie bazujące na czynniku ρ_2 i formule (2) jest znacznie bardziej ostrożne w stosunku do tego, które wynika z zastosowania czynnika ρ_3 i warunku (3). Pierwsze z nich dało bowiem około 16% przyrostu wyętwienia w relacji do czynnika ρ_1 , podczas gdy w drugim przypadku przyrost ten nie przekraczał 3%. Kryterium normowe trzeba zatem uznać za bezpieczne, choć wydaje się przeszacowane. Z drugiej strony warto zaznaczyć, że rozkład siły poprzecznej w belce swobodnie podpartej obciążonej w sposób równomierny jest tego typu, że generuje poprzeczne zastępcze obciążenie poziome o znikomych wartościach mierzonych w środku rozpiętości, przez co efektywny moment M_z^H jest również odpowiednio mniejszy. Z tego względu w przekroju odpowiadającym $x/L = 0,5$ nie obserwuje się żadnego względnego przyrostu wyętwienia, co wynika bezpośrednio z Rys. 2. Znacząco istotniejszy efekt drugorzędowego zginania poprzecznego towarzyszyć będzie zatem sytuacji, w której siła poprzeczna w środku rozpiętości nie będzie zanikać.



Rys. 3 Względny przyrost wyętwienia belki w stosunku do tego, które określone było czynnikiem ρ_1 , z lewej – uzyskany po wykorzystaniu jako miarodajnego czynnika ρ_2 , z prawej – otrzymany w efekcie zastosowania proponowanej przez autorów formuły (3) i czynnika ρ_3 .

Kryterium nośności na zginanie nie jest jedynym warunkiem determinującym odporność ogniową pasów belki analizowanej w niniejszej pracy. Równie ważne jest sprawdzenie czy nie zagraża lokalna niestętność pasa ściskanego eksponowanego

ogniowo. Zagadnieniu temu należy poświęcić odrębne opracowanie. W tym miejscu zauważmy jedynie, że w ostatnim czasie zostały na tym polu opracowane odpowiednie modele analityczne, poddane krytycznej ocenie między innymi w pracach [11] i [12]. Jak dotąd nie uwzględniają one jednak scenariusza pożaru rozwiniętego.

6. Literatura

- 1 Elgaaly M., Seshadri A., Hamilton R.W., Bending strength of steel beams with corrugated webs, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 123(6), 1997, str. 772-782,
- 2 Lindner J., Zur Bemessung von Trapezstegträgern, *Der Stahlbau*, 61(10), 1992, str. 311-318,
- 3 PN-EN 1993-1-5, Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych, Część 1-5: Blachownice,
- 4 PN-EN 1993-1-2, Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych, Część 1-2: Reguły ogólne – Obliczanie konstrukcji na wypadek pożaru,
- 5 Abbas H.H., Sause R., Driver R.G., Simplified analysis of flange transverse bending of corrugated web I-girders under in-plane moment and shear, *Engineering Structures*, 29, 2007, str. 2816-2824,
- 6 Maślak M., Siła osiowa w belce z ograniczoną możliwością termicznego wydłużenia w wyjątkowej sytuacji pożaru, *Inżynieria i Budownictwo*, 7/2009, str. 406-408,
- 7 Abbas H.H., Sause R., Driver R.G., Behaviour of corrugated web I-girders under in-plane loads, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, 132(8), 2006, str. 806-814,
- 8 Maślak M., Łukacz M., Normowa ocena nośności stalowych belek z falistym środkiem uogólniona na przypadek pożaru, *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej*, 276, 2011, Seria „Budownictwo i Inżynieria Środowiska”, zeszyt 58 (3/11/II), str. 271-278,
- 9 Jiho Moon, Jong-Won Yi, Byung H. Choi, Hak Eun Lee, Lateral - torsional buckling of I girder with corrugated web under uniform bending, *Thin-Walled Structures*, 47, 2009, str. 21-30,
- 10 Samanta A., Mukhopadhyay M., Finite element static and dynamic analyses of folded plates, *Engineering Structures*, 21, 1999, str. 227-287,
- 11 Kuchta K., Niestateczność ściskanych pasów blachownic o faliście wyprofilowanych środkach, *Materiały XII Międzynarodowej Konferencji Naukowo – Technicznej „Konstrukcje Metalowe”*, ICMS, Wrocław, 2011, str. 162-171,
- 12 Pasternak H., Kubieniec G., Flange buckling of sinusoidally corrugated girders, *Materiały XII Międzynarodowej Konferencji Naukowo – Technicznej „Konstrukcje Metalowe”*, ICMS, Wrocław, 2011, str. 182-191.

Bending resistance of steel beams with corrugated web under fully developed fire

Mariusz Maślak¹, Krzysztof Kuchta¹, Marcin Łukacz¹

¹ *Department of Metal Structures, Faculty of Civil Engineering, Cracow University of Technology, e-mail: mmaslak@pk.edu.pl, e-mail: kkuchta@pk.edu.pl*

³ *Faculty of Civil Engineering, Cracow University of Technology, PhD student, e-mail: marcinlukacz@gmail.com*

Abstract: More accurate design algorithm helpful in bending resistance evaluation of steel beams with corrugated web exposed to fully developed fire is presented and discussed in detail. The condition of fire resistance limit state is proposed to be determined by the interactive formula based on the consideration of biaxial bending in which the transverse out-of-plane bending phenomenon is the spatial effect of in-plane shear. Such an influence, usually neglected in formal models dealing with the persistent design situation, can become more significant under fire conditions, when the steel yield point decreases as a consequence of the flanges temperature growth. Dependence between the material temperature and the global instability factors is considered in the methodology proposed by the authors, especially with relation to the assessment of the adequate values of lateral –

torsional buckling coefficient as well as of flexural transverse buckling coefficient specified for the compressed flange. The conclusive safety condition should be supplemented by the additional interactive component in which the influence of the axial compression force is expressed, in the case when such internal force is induced in a considered beam as a result of thermal strains constraintment.

Keywords: resistance, stability, bending, corrugated web, fully developed fire, fire resistance.