

Projektowanie stalowych elementów rozciąganych, ściskanych i zginanych z uwagi na warunki pożarowe według PN-EN 1993-1-2

Elementy konstrukcji stalowych w normalnych warunkach eksploatacji, gdy zachodzą podstawowe kombinacje oddziaływań bez zjawiska zmęczenia stali, projektuje się według norm PN-EN 1993-1-1 [1] i PN-EN 1993-1-8 [2], których zakres odpowiada wprowadzonej w 1990 r. normie polskiej PN-B-03200 [3]. Norma [3] obejmuje podstawowe zagadnienia wpływu podwyższonej temperatury na zachowanie się konstrukcji stalowych (m.in. określenie cech mechanicznych stali, a także współczynników niestateczności w warunkach podwyższonych temperatur). Nie podaje jednak wielu zaleceń szczegółowych odnoszących się do sytuacji pożarowych, co sprawiło, że przy ocenie bezpieczeństwa pożarowego projektant był zmuszony do korzystania również z materiałów branżowych i piśmiennictwa technicznego, por. [4, 5].

Projektowaniu konstrukcji stalowych według projektu Eurokodu pożarowego ENV, a później wersji EN, poświęcono artykuły [6 – 9]. Zagadnienia projektowania elementów konstrukcji stalowych zostały kompleksowo ujęte w pakiecie Eurokodów pożarowych ustanowionych jako normy krajowe. Chodzi tu przede wszystkim o normę oddziaływań pożarowych PN-EN 1991-2 [10] oraz normę dotyczącą reguł ogólnych projektowania i reguł dla budynków PN-EN 1993-1-2 [11]. Zagadnienia projektowania konstrukcji stalowych według wymienionych Eurokodów zostały omówione w [12].

W niniejszym artykule skoncentrowano się na podaniu podstawowych zasad projektowania elementów konstrukcji stalowych w prostych stanach obciążenia i na praktycznych aspektach stosowania postanowień Eurokodu [12]. Przedstawiono przykłady obliczeń ilustrujące sposób postępowania przy sprawdzaniu elementów konstrukcji stalowych bez izolacji ogniochronnej oraz elementów chronionych taką izolacją.

Ogólne zasady sprawdzania bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji stalowych

Norma PN-EN 1993-1-2 [11] przewiduje, że sprawdzenie bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji można przeprowadzać różnymi sposobami, stosując:

- 1) kryterium wyrażone w dziedzinie oddziaływań lub efektów oddziaływań w chwili $t_{fi,d} = t_{fi,d,req}$ i $\theta_{a,cr} \geq \theta_a$ lub $t_{fi,d} \geq t_{fi,d,req}$ i $\theta_a = \theta_{a,cr}$;
 - warunek dotyczący całej konstrukcji

$$R_{fi,d,t}(X_{d,fi}) \geq F_{fi,d}, \quad (1)$$

- lub warunek dotyczący elementów konstrukcji

$$R_{fi,d,t}(X_{d,fi}) \geq E_{fi,d}(F_{fi,d}), \quad (2)$$

gdzie:

$t_{fi,d}$ – czas mierzony podczas ekspozycji pożarowej do chwili ujawnienia się stanu granicznego nośności,
 $t_{fi,d,req}$ – obliczeniowa wartość czasu ekspozycji pożarowej odpowiadająca wymaganemu okresowi utrzymania nośności,

θ_a – temperatura osiągnięta podczas trwania ekspozycji pożarowej,

$\theta_{a,cr}$ – obliczeniowa wartość temperatury krytycznej, przy której następuje ujawnienie się stanu granicznego nośności,

$R_{fi,d,t}$ – wartość obliczeniowa nośności całej konstrukcji lub jej elementu w warunkach pożaru,

$X_{fi,d}$ – wartość obliczeniowa właściwości materiałowych w warunkach pożaru,

$F_{fi,d}$ – pożarowa kombinacja oddziaływań o wartości obliczeniowej,

$E_{fi,d}$ – wartość obliczeniowa efektu oddziaływań w warunkach pożaru (siły przekrojowej lub momentu zginającego), stowarzyszonego z kombinacją oddziaływań $F_{fi,d}$,

2) kryterium wyrażone w dziedzinie czasu przy osiągnięciu temperatury krytycznej $\theta_a = \theta_{a,cr}$

$$t_{fi,d} \geq t_{fi,d,req}, \quad (3)$$

3) kryterium wyrażone w dziedzinie temperatury w chwili $t_{fi,d} = t_{fi,d,req}$:

$$\theta_{a,cr} \geq \theta_a. \quad (4)$$

Sprawdzając kryteria 2) i 3) zakłada się, że oddziaływania $F_{fi,d}$, a także ich efekty $E_{fi,d}$, pozostają stałe w czasie, a rozpatrywane elementy konstrukcji są poddane jednoparametrowemu oddziaływaniu temperatury θ_a . Równoznaczność tych kryteriów występuje przy przyjęciu tzw. modelu pożaru standardowego [10, 11]. Model pożaru standardowego jest przyjmowany najczęściej w inżynierskich, prostych modelach obliczeniowych oceny bezpieczeństwa pożarowego. Tylko tego rodzaju sytuacje obliczeniowe są rozpatrywane w niniejszym artykule. Zgodnie z z Załącznikiem krajowym PN-EN 1993-1-2/NA.3 – ad 4.1. (2), decyzja co do stosowania zaawansowanych modeli obliczeniowych powinna być każdorazowo uzgodniona między inwestorem i projektantem na etapie założeń projektowych.

Właściwości stali w podwyższonej temperaturze

W projektowaniu elementów konstrukcji stalowych w podstawowych sytuacjach projektowych przyjmuje się model σ - ϵ sprężysto-idealnie-plastyczny, który scharakteryzować można dwiema właściwościami mechanicznymi o wartości charakterystycznej: modulem sprężystości podłużnej E i granicą plastyczności f_y . W podwyższonej temperaturze następuje degradacja właściwości mechanicznych stali. Najprostszym ujęciem wpływu temperatury na zachowanie się stali w podwyższonej temperaturze jest uwzględnienie kształtu charakterystyki σ - ϵ stali jak w normalnej temperaturze, z jednoczesnym przyjęciem zredukowanych wartości właściwości mechanicznych. W normie PN-EN 1993-1-2 [11] obliczeniowe właściwości mechaniczne (wytrzymałościowe i odkształceniowe) $X_{d,fi}$ są określone ogólnym wzorem

$$X_{d,fi} = k_{X,\theta} \frac{X_k}{\gamma_{M,fi}}, \quad (2.1) \quad [11]$$

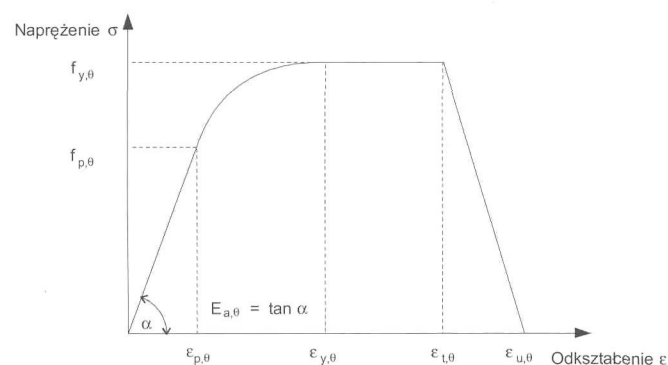
w którym:

X_k – wartość charakterystyczna właściwości wytrzymałościowej (granicy plastyczności f_y , granicy proporcjonalności f_p) lub odkształceniowej (modułu sprężystości podłużnej E) w normalnej temperaturze,

$k_{X,\theta}$ – współczynnik redukcyjny do wyznaczenia zależnych od temperatury właściwości materiału (równy $X_{k,\theta}/X_k$): $k_{y,\theta}$ – efektywnej granicy plastyczności, $k_{p,\theta}$ – granicy proporcjonalności, $k_{E,\theta}$ – modułu Younga,

$\gamma_{M,fi}$ – współczynnik częściowy do określenia obliczeniowych cech mechanicznych w pożarze, według Załącznika krajowego do PN-EN 1993-1-2 [11] przyjmowany o wartości 1,0.

Wykres σ - ϵ stali w podwyższonych temperaturach przedstawiono na rys. 3.1[11], a wartości współczynników redukcyjnych właściwości mechanicznych stali podano w tabl. 3.1[11].



Rys. 3.1[11]. Zależność naprężenie – odkształcenie stali węglowej w podwyższonych temperaturach: $f_{y,\theta}$ – efektywna granica plastyczności, $f_{p,\theta}$ – granica proporcjonalności, $E_{a,\theta}$ – moduł sprężystości liniowej, $\epsilon_{p,\theta}$ – odkształcenie przy osiągnięciu granicy proporcjonalności, $\epsilon_{y,\theta}$ – odkształcenie przy osiągnięciu granicy plastyczności, $\epsilon_{t,\theta}$ – odkształcenie przy końcu plastycznego płynięcia, $\epsilon_{u,\theta}$ – odkształcenie graniczne

Tablica 3.1 [11]

Współczynniki redukcyjne właściwości mechanicznych i odkształceniowych stali w podwyższonej temperaturze

Temperatura stali θ_a	Współczynnik redukcyjny $k_{y,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{p,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{E,\theta}$
20°C	1,000	1,000	1,000
100°C	1,000	1,000	1,000
200°C	1,000	0,807	0,900
300°C	1,000	0,613	0,800
400°C	1,000	0,420	0,700
500°C	0,780	0,360	0,600
600°C	0,470	0,180	0,310
700°C	0,230	0,075	0,130
800°C	0,110	0,050	0,090
900°C	0,060	0,0375	0,0675
1000°C	0,040	0,0250	0,0450
1100°C	0,020	0,0125	0,0225
1200°C	0,000	0,0000	0,0000

Z tablicy 3.1[11] wynika, że najszybsza redukcja dotyczy granicy proporcjonalności stali konstrukcyjnej, następnie modułu sprężystości podłużnej, najwolniej zaś ulega redukcji granica plastyczności. Jest to zgodne z fizycznym przebiegiem zjawiska, gdyż następująca wraz ze wzrostem temperatury zmiana kształtu charakterystyki σ - ϵ , z dwuliniowej na krzywoliniową, oznacza najbardziej drastyczne ograniczenie umownego zakresu sprężystego, a co za tym idzie wydłużenie zakresu odkształceń niesprężystych.

Analiza termiczna elementów stalowych bez izolacji ogniochronnej

Analiza termiczna ma na celu wyznaczenie zależności między temperaturą w elementach stalowych i czasem osiągnięcia tej temperatury w pożarze, zarówno w przypadku elementów nieosłoniętych, jak i osłoniętych izolacją ogniochronną. Znając temperaturę w elemencie stalowym w rozważanym czasie t trwania pożaru, można sprawdzić jego wytrzymałość w pożarze.

W przypadku równoważnego równomiernego rozkładu temperatury w przekroju, przyrost temperatury $\Delta\theta_{a,t}$ w przedziale czasu Δt w stalowym elemencie nieosłoniętym jest określony wzorem

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t, \quad (4.25) \quad [11]$$

w którym:

k_{sh} – współczynnik poprawkowy uwzględniający efekt zacienienia,

A_m/V – wskaźnik ekspozycji przekroju elementów nieosłoniętych, 1/m,

A_m – pole powierzchni elementu na jednostkę długości, m^2/m , V – objętość elementu na jednostkę długości, m^3/m ,

c_a – ciepło właściwe stali jako funkcja temperatury według PN-EN 1993-1-2, J/(kg·K),

$\dot{h}_{net,d}$ – wartość obliczeniowa przejętego strumienia ciepła określona na jednostkę powierzchni, W/m^2 ,

Δt – przedział czasu, s,

$\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$.

Wartość $\dot{h}_{net,d}$ i wskaźnik ekspozycji przekrojów otwartych i zamkniętych przyjmuje się według PN-EN 1993-1-2 [11]. Współczynnik k_{sh} przekrojów otwartych zależy od ilorazu wskaźnika ekspozycji $[A_m/V]_b$ umownego przekroju skrzynkowego opisanego na przekroju rzeczywistym i wskaźnika ekspozycji $[A_m/V]$ przekroju rzeczywistego:

– przekrój dwuteowy

$$k_{sh} = 0,9 \frac{[A_m/V]_b}{[A_m/V]}, \quad (4.26a) \quad [11]$$

– inne przekroje, np. teowy, kątowny

$$k_{sh} = \frac{[A_m/V]_b}{[A_m/V]}. \quad (4.26b) \quad [11]$$

W przypadku przekrojów o kształcie wypukłym (np. przekrojów rurowych prostokątnych i okrągłych) i w całości ogarniętych pożarem, efekt zacienienia nie odgrywa roli i w konsekwencji współczynnik korekcyjny k_{sh} przyjmuje się równy jedności. Przyjęcie $k_{sh} = 1,0$ również w innych przypadkach, w tym przekrojów otwartych, prowadzi do wyników po stronie bezpiecznej.

Zależność (4.25) [11] jest zapisana w postaci przyrostowej, a więc określenie jej odpowiednika w wartościach całkowitych wymaga przyjęcia modelu pożaru i scałkowania po czasie, z wykorzystaniem jednego ze znanych algorytmów, np. jawnego algorytmu całkowania po czasie. Franssen i Zaharia [13] przeprowadzili obliczenia przy założeniu standardowej ekspozycji pożarowej i przy różnych wartościach wskaźnika ekspozycji przekroju elementów nieosłoniętych izolacją ogniochronną; por. tabl. 1 według [13], gdzie oznaczono $A_m^*/V = k_{sh}(A_m/V)$.

Analiza termiczna elementów stalowych z izolacją ogniochronną

W przypadku równomiernego rozkładu temperatury w przekroju, przyrost temperatury $\Delta\theta_{a,t}$ osłoniętego elementu stalowego w przedziale czasu Δt jest określony wzorem

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p [A_p/V]}{d_p c_a \rho_a} \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{(1 + \phi/3)} \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \Delta\theta_{g,t}, \quad (4.27) \quad [11]$$

Tabela 1

Temperatura w przekroju elementu konstrukcji stalowej nieosłoniętego izolacją ogniochronną [13]

A_m^*/V m^{-1}	400	200	100	60	40	25
V/A_m^* mm	2,5	5,0	10,0	16,7	25,0	40,0
Czas, min	temperatura stali, °C					
0	20	20	20	20	20	20
5	430	291	177	121	90	65
10	640	552	392	276	204	142
11	661	587	432	308	228	159
12	678	616	469	340	253	177
13	693	642	503	371	278	194
14	705	663	535	402	303	212
15	716	682	565	432	328	230
16	725	698	591	460	353	249
17	732	711	616	487	377	267
18	736	721	638	513	401	286
19	743	729	658	538	425	304
20	754	734	676	561	447	323
21	767	738	692	583	470	341
22	780	744	706	604	491	360
23	790	754	717	623	512	378
24	799	767	726	641	532	396
25	807	780	732	658	551	414
26	813	792	735	674	570	431
27	820	803	740	688	588	449
28	826	813	746	701	604	466
29	831	821	756	712	621	482
30	837	828	767	721	636	498
31	842	835	780	728	651	514
32	847	841	793	733	665	530
33	852	846	805	736	678	545
34	856	851	816	740	690	559
35	861	856	827	745	701	573
36	865	861	836	753	711	587
37	870	866	844	763	719	601
38	874	870	852	774	726	614
39	878	874	859	786	731	626
40	882	878	865	798	734	638
45	900	897	890	852	761	692

w którym:

$$\phi = \frac{c_p \rho_p}{c_a \rho_a} d_p [A_p/V],$$

A_p/V – wskaźnik ekspozycji przekroju elementów stalowych chronionych przez materiał izolacji ogniochronnej według PN-EN 1993-1-2 [11], 1/m,

A_p – odpowiednie pole powierzchni materiału izolacji ogniochronnej na jednostkę długości elementu, m^2/m ,

V – objętość elementu na jednostkę długości, m^3/m ,

c_a – zależne od temperatury ciepło właściwe stali, jak we wzorze (4.25) [11],

c_p – niezależne od temperatury ciepło właściwe materiału izolacji ogniochronnej $J/(kg \cdot K)$,

d_p – grubość warstwy materiału izolacji ogniochronnej, m,

Δt – przedział czasu, s,

$\theta_{a,t}$ – temperatura stali w czasie t trwania pożaru, °C,

$\theta_{g,t}$ – temperatura otaczających gazów w czasie t trwania pożaru według PN-EN 1993-1-2 [11], °C,

$\Delta\theta_{g,t}$ – przyrost temperatury otaczających gazów w przedziale czasu Δt , K,

λ_p – przewodność cieplna zabezpieczenia ogniochronnego, $W/(m \cdot K)$,

ρ_a – gęstość masy stali, jak we wzorze (4.25) [11],

ρ_p – gęstość masy materiału izolacji ogniochronnej, $[kg/m^3]$.

Zależność (4.27) [11] jest przybliżona i daje wyniki poprawne z dokładnością wystarczającą w praktyce inżynierskiej, gdy $\phi \leq 1,5$. W normie PN-EN 1993-1-2 [11] nie podano tego ograniczenia. Po stronie bezpiecznej można przyjąć, że ciepło właściwe materiału izolacji jest równe zero. Przy tej wartości ciepła właściwego izolacji ogniochronnej wartość $\phi = 0$. Zależność (4.27) [11] przybiera wówczas postać uproszczoną

$$\Delta\theta_{a,t} = k_p \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{c_a \rho_a} \Delta t, \quad (5)$$

gdzie:

k_p – wskaźnik izolacyjności przekroju, $W/(m^3 \cdot K)$

$$k_p = \frac{\lambda_p [A_p/V]}{d_p}. \quad (6)$$

Zależność (5), po scałkowaniu, umożliwia opracowanie nomogramów i tablic obrazujących ewolucję temperatury stali przy różnych wartościach wskaźnika k_p elementów osłoniętych izolacją ogniochronną; por. tabl. 2 według [13].

Tabela 2

Temperatura w przekroju elementu konstrukcji stalowej osłoniętego izolacją ogniochronną [13]

k_p $W/(m^3 \cdot K)$	200	400	600	800	1200	2000
Czas, min	temperatura stali, °C					
0	20	20	20	20	20	20
10	37	54	70	85	113	163
20	60	97	130	160	215	304
30	84	139	188	232	306	421
40	108	181	244	298	388	514
50	132	222	296	359	459	589
60	156	260	345	414	520	650
70	179	298	391	465	573	699
80	202	333	433	510	620	730
90	225	367	472	552	661	743
100	247	399	509	589	695	773
110	268	430	542	623	721	816
120	289	459	573	654	734	859
130	310	486	602	681	744	900
140	330	512	629	705	765	935
150	349	537	654	723	795	965
160	368	560	677	733	828	990
170	386	582	697	739	861	1013
180	404	603	714	751	892	1032
190	422	623	727	769	921	1049
200	439	642	734	792	948	1065
210	455	660	738	817	972	1078
220	471	677	747	843	993	1090
230	487	692	760	869	1013	1101
240	502	706	777	893	1031	1112

Niestateczność miejscowa i klasyfikacja przekrojów

Klasyfikacja ścianek przekrojów stalowych w temperaturach pożarowych zależy od różnych parametrów uwzględnianych w temperaturach normalnych, a także efektów związanych ze zmianą właściwości wytrzymałościowych i odkształceniowych stali w podwyższonej temperaturze. Kryteria klasyfikacyjne ścianek przekroju w normalnej temperaturze zależą od parametru

$$\sqrt{\frac{E}{f_y}} = \sqrt{\frac{E}{235}} \varepsilon = 29,89 \varepsilon, \text{ gdzie } \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \text{ (por. [1])}. \text{ Jeżeli przy-}$$

jąć, że charakterystyka zachowania się materiału może być aproksymowana w podwyższonych temperaturach takim sa-

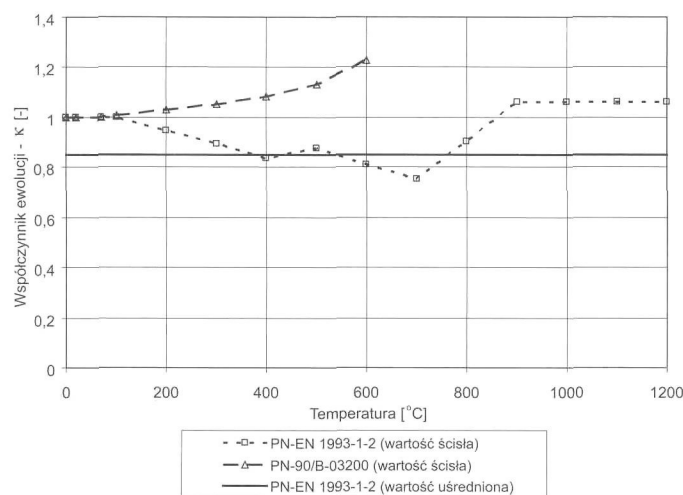
mym modelem, jak w normalnej temperaturze, to kryteria klasyfikacyjne należy uzależnić od parametru o postaci

$$\sqrt{\frac{E_\theta}{f_{y,\theta}}} = \sqrt{\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}} \sqrt{\frac{E}{235}} \varepsilon = 29,89(\kappa \varepsilon), \quad (7)$$

gdzie współczynnik ewolucji właściwości stali κ wyraża się zależnością

$$\kappa = \sqrt{\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}}. \quad (8)$$

W normie PN-EN 1993-1-2 [11] przyjęto $\kappa = 0,85$. Na rysunku 1 porównano współczynnik ewolucji właściwości stali w funkcji temperatury według Eurokodu [11], przyjmując „dokładne” wartości z tabl. 3.1[11] oraz wartości analogicznego współczynnika według PN-B-03200 [3]. Przyjęta w cz. 1-2 Eurokodu 3 wartość $0,85\varepsilon$ w miejsce ($\kappa\varepsilon$) jest więc wartością przybliżoną, zależną od uśrednionej wartości współczynnika ewolucji właściwości stali. Należy oczywiście pamiętać, że stal w podwyższonej temperaturze nie zachowuje się jak materiał sprężysto-idealnie-plastyczny, a co za tym idzie wykorzystanie do klasyfikacji współczynnika κ o stałej wartości ma charakter



Rys. 1. Porównanie wartości współczynnika κ w funkcji temperatury według norm [3] i [11]

postępowania znacznie uproszczonego, a więc bardziej jakościowego niż ilościowego. Przewaga ustalania kryteriów klasyfikacyjnych na podstawie stałego współczynnika ewolucji nad podejściem zależnym od temperatury ma tę zaletę, że kryteria klasyfikacyjne są nieczułe na małe zmiany w przebiegu współczynnika ewolucji, które mogłyby np. przy nieznacznym wzroście temperatury spowodować obniżenie klasy przekroju i niezasadne stosowanie większej nośności przekroju. Stosowanie niezależnych od temperatury kryteriów klasyfikacyjnych przekroju ma duże znaczenie w prostych modelach obliczeniowych, gdy efekty oddziaływać ustala się raz, w chwili $t = 0$.

Postanowienia Eurokodu [11] różnią się istotnie od odpowiednich zasad podanych w normie PN-B-03200 [3], gdzie nie ma szczegółowego odniesienia do zagadnień klasyfikacji przekrojów w podwyższonej temperaturze. Jeżeli przyjąć ten sam sposób podejścia, jak w Eurokodzie [11], to okazuje się, że współczynnik κ jest funkcją niemalejącą, która w temperaturze 600°C przybiera wartość około 1,20, co jest odwrotnością wartości około 0,80 według PN-EN 1993-1-2 [11]. Zastosowanie współczynnika ewolucji równego 1,20 prowadzi do około 20-procentowego podwyższenia granicznych wartości płytowych smukłości ścianek podanych w PN-B-03200 [3] w normalnej temperaturze, a co za tym idzie poszerzenie obszaru stosowania większych nośności przekroju w podwyższonych

temperaturach w stosunku do sytuacji w temperaturze normalnej. W normie PN-B-03200 [3] ustalono współczynniki niestateczności w zależności od współczynnika konwersji modułu Younga stali $k_{E,\theta}$, a nie od współczynnika ewolucji właściwości stali κ

$$\varphi_\theta = \left[1 + \left(\frac{1}{\varphi} - 1 \right) \frac{1}{k_{E,\theta}} \right]^{-1}, \quad (9)$$

gdzie:

φ_θ – współczynnik niestateczności w podwyższonej temperaturze,

φ – współczynnik niestateczności w normalnej temperaturze, określany w przypadku prętowej smukłości względnej $\bar{\lambda}$, która z kolei jest ustalana w odniesieniu do właściwości wytrzymałościowych i odkształceniowych stali w normalnej temperaturze, odpowiednio $f_d = f_y/\gamma_M$ i E .

W przypadku niestateczności miejscowej, współczynnik φ odnosi się do współczynników φ_p i φ_{pe} , zależnych od płytowej smukłości względnej $\bar{\lambda}_p$. Stosowanie zależności (9) pozwalało na uniknięcie klasyfikacji ścianek przekroju w podwyższonej temperaturze i na obliczanie nośności przekroju w warunkach pożarowych bezpośrednio na podstawie współczynników niestateczności ścianek $\varphi_{p,\theta}$ i $\varphi_{pe,\theta}$.

Nośność przekroju i elementu niezagrażonego utratą stateczności ogólnej w prostych stanach obciążenia

Obliczanie elementów niezagrażonych ogólną utratą stateczności w pożarze (zabezpieczonych przed wyboczeniem i zwichrzeniem) sprowadza się do sprawdzania warunku nośności najbardziej wyężonego przekroju elementu. Ogólnie biorąc, określanie nośności przekrojów elementów stalowych w prostych i złożonych stanach obciążenia zachodzących w sytuacji pożarowej nie odbiega od zasad podanych w części 1-1 [1] i części 1-8 [2] Eurokodu 3, dotyczącej normalnej temperatury i podstawowych sytuacji projektowych. Modyfikacja wzorów ujętych w PN-EN 1993-1-1 [1] polega na wprowadzeniu właściwości zależnych od temperatury, przy założeniu jednorodnego pola temperatury, w przypadku zaś niejednorodnego pola temperatury (gradientu temperatury w przekroju) – podejścia sprowadzonego do zastępczego jednorodnego pola temperatury. Zagadnienia oceny bezpieczeństwa węzłów i połączeń w pożarze omówiono w normie [11] w znacznie bardziej ograniczonym zakresie niż w normalnej temperaturze eksploatacji [2] i nie są ujęte w niniejszym artykule.

• **Siła podłużna.** Obliczeniowa nośność $N_{fi,\theta,Rd}$ elementu rozciąganego o równomiernej temperaturze θ_a jest określona wzorem

$$N_{fi,\theta,Rd} = A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}} = k_{y,\theta} N_{Rd} \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}}, \quad (4.3) [11]$$

w którym:

$\gamma_{M,fi}$, $k_{y,\theta}$ – współczynnik częściowy w sytuacji pożarowej (przyjmowany według Załącznika krajowego do EN 1993-1-2 [11] jako równy jednocy) i współczynnik redukcji granicy plastyczności w temperaturze θ_a osiągniętej w czasie t trwania pożaru,

γ_{M0} , N_{Rd} – współczynnik częściowy do określania nośności przekroju i obliczeniowa nośność przekroju równa $N_{pl,Rd}$ w normalnej temperaturze według EN 1993-1-1 [1],

A – pole przekroju poprzecznego elementu.

Osiągnięcie stanu granicznego elementu rozciąganego ze złączami śrubowymi może wystąpić w normalnej temperaturze nie tylko w wyniku uplastycznienia przekroju brutto, ale również w wyniku uplastycznienia stali w przekroju netto, po potrąceniu otworów na łączniki lub osiągnięcia obliczeniowej wytrzymałości na rozciąganie f_u . Zgodnie z EN 1993-1-2 [11], wspomniana

nich form zniszczenia nie rozpatrije się w warunkach pożaru, gdyż temperatura materiału skupionego w połączeniach jest niższa niż materiału łączonych elementów z uwagi na większą masę stali występującą w połączeniach i węzłach.

Przedstawiony sposób postępowania ma oczywiście również zastosowanie do przypadku ściskającej siły podłużnej i przekrojów klasy 1, 2 i 3. Przypadek przekrojów klasy 4 jest ujęty oddzielnie; por. PN-EN 1993-1-2/4.2.3.6 (1) [11]. W przypadku elementu ściskanego o przekroju klasy 4 weryfikację przeprowadza się w dziedzinie temperatury. Przyjmuje się przy tym, że warunki nośności (1) lub (2) są spełnione, jeżeli w czasie trwania pożaru t temperatura stali θ_a w żadnym z przekrojów nie przekracza $\theta_{a,cr} = 350^{\circ}\text{C}$.

• **Siła poprzeczna.** W przypadku elementów o przekroju klasy 1, 2 lub 3 niewrażliwych na niestateczność miejscową pod wpływem naprężeń stycznych, obliczeniowa nośność przy ścinaniu $V_{fi,t,Rd}$ w czasie t trwania pożaru jest określona wzorem

$$V_{fi,t,Rd} = A_v k_{y,\theta_{web}} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi} \sqrt{3}} = k_{y,\theta_{web}} V_{Rd} \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}}, \quad (4.16) \quad [11]$$

w którym:

V_{Rd} – obliczeniowa nośność przekroju brutto przy ścinaniu, równa $V_{pl,Rd}$ w normalnej temperaturze według EN 1993-1-1 [1],
 θ_{web} – temperatura w środku przekroju,
 $k_{y,\theta_{web}}$ – współczynnik redukcyjny granicy plastyczności stali w temperaturze stali θ_{web} .

• **Moment zginający.** Obliczeniowa nośność przy zginaniu $M_{fi,\theta,Rd}$ przekroju klasy 1, 2 lub 3 o równomiernej temperaturze θ_a jest określona wzorem

$$M_{fi,\theta,Rd} = W k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}} = k_{y,\theta} M_{Rd} \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}}, \quad (4.8) \quad [11]$$

w którym:

W – wskaźnik zginania: W_{pl} w przypadku przekroju klasy 1, 2 i W_{el} w przypadku przekroju klasy 3,
 M_{Rd} – nośność plastyczna przy zginaniu przekroju brutto w normalnej temperaturze, równa $M_{pl,Rd}$ w przypadku przekroju klasy 1, 2 i $M_{el,Rd}$ w przypadku przekroju klasy 3,
 $k_{y,\theta}$ – współczynnik redukcyjny granicy plastyczności stali w temperaturze θ_a .

Przyjęty sposób ustalania nośności przekroju przy zginaniu nie dotyczy przekrojów klasy 4. Należy przyjąć analogiczną zasadę jak w odniesieniu do przekrojów poddanych w pożarze działaniu ściskającej siły podłużnej.

Proponowany sposób określenia nośności przekroju zginanego w sytuacji pożarowej jest potrzebny do oceny nośności konstrukcji po uwzględnieniu niżej podanych ograniczeń.

1. W konstrukcjach złożonych z elementów o przekroju klasy 1 można dokonać oceny bezpieczeństwa pożarowego z uwzględnieniem plastycznej redystrybucji momentów i tworzenia się przegubów plastycznych aż do chwili ujawnienia się mechanizmu ruchu plastycznego.

2. W konstrukcjach złożonych z elementów o przekroju klasy 2 ocenę bezpieczeństwa pożarowego można wykonać na podstawie sprężystej dystrybucji momentów zginających i przy założeniu, że w żadnym przekroju nie będzie przekroczona nośność plastyczna $M_{pl,fi,t,Rd}$. Oznacza to, że ujawnienie się pierwszego przegubu plastycznego jest równoznaczne z osiągnięciem stanu granicznego konstrukcji w sytuacji pożarowej, a także to, że w sytuacji pożarowej statycznie niewyznaczalnego układu prętowego dopuszcza się plastyczną redystrybucję momentów do chwili pojawienia się pierwszego przegubu plastycznego w elemencie klasy 2 lub nie dopuszcza się w ogóle do plastycznej redystrybucji momentów.

3. W konstrukcjach złożonych z elementów o przekroju klasy 3 ocenę bezpieczeństwa pożarowego można wykonać na podstawie sprężystej dystrybucji momentów zginających i po

założeniu, że w żadnym przekroju nie będzie przekroczona jego nośność sprężysta $M_{el,fi,t,Rd}$.

4. W konstrukcjach złożonych z elementów o przekroju klasy 4 przyjmuje się, że warunki stanu granicznego nośności są spełnione, jeżeli w czasie trwania pożaru t temperatura stali θ_a w żadnym z przekrojów nie przekracza $\theta_{a,cr} = 350^{\circ}\text{C}$.

W normie EN 1993-1-2 [11] podano uproszczone podejście do obliczania nośności przy zginaniu elementów o przekroju klasy 1, 2 i 3 o nierównomiernym rozkładzie temperatury w przekroju. Przyjęto, że przekrój może być traktowany w ten sam sposób, jak poddany równomiernemu rozkładowi temperatury θ_a , jego nośność zaś powinna być zredukowana w wyniku efektu gradientu temperatury. W tym ujęciu obliczeniową nośność przy zginaniu w czasie t trwania pożaru można wyznaczyć według wzoru

$$M_{fi,t,Rd} = \frac{M_{fi,\theta,Rd}}{\kappa_1 \kappa_2} \leq M_{Rd}, \quad (4.10) \quad [11]$$

w którym:

$M_{fi,\theta,Rd}$ – obliczeniowa nośność przy zginaniu z równomierną temperaturą θ_a w czasie t trwania pożaru, plastyczna w przypadku przekroju klasy 1 i 2 lub sprężysta w przypadku przekroju klasy 3, będącą równomierną temperaturą θ_a w przekroju, którego termiczne zachowanie się nie jest zakłócone przez warunki podparcia,

κ_1 – współczynnik przystosowania uwzględniający nierównomierny rozkład temperatury w przekroju (tabl. 3),

κ_2 – współczynnik przystosowania uwzględniający nierównomierny rozkład temperatury na długości belki (tabl. 4).

Tablica 3

Współczynnik κ_1 elementu o nierównomiernym rozkładzie temperatury w przekroju

Klasa przekroju	Współczynnik przystosowania κ_1 elementu		
	eksponowanego z 4 stron, bez względu na osłonięcie	osłoniętego z 3 stron i stykającego się z płytą stropową zespoloną lub żelbetową po stronie czwartej	niesłoniętego i eksponowanego z 3 stron, stykającego się z płytą stropową zespoloną lub żelbetową po stronie czwartej
1,2	1,00	0,85	0,70
3 ¹⁾	1,00	0,85	0,70

¹⁾ $\theta_{a,max}$ określone dla A_m/V przekroju eksponowanego z 4 stron.

Tablica 4

Współczynnik κ_2 elementu o nierównomiernym rozkładzie temperatury na długości

Klasa przekroju	Współczynnik przystosowania κ_2	
	na podporach elementów statycznie niewyznaczalnych ²⁾	w elementach statycznie wyznaczalnych i w przęsłach elementów statycznie niewyznaczalnych
1, 2	0,85	1,00
3 ¹⁾	0,85	1,00

¹⁾ $\theta_{a,max}$ określone dla A_m/V przekroju eksponowanego z 4 stron.
²⁾ Dotyczy również podpór belek wspornikowych i podpór przęseł sąsiadujących z przewieszeniem.

Stateczność ogólna elementów w prostych stanach obciążenia

Ujęte w PN-EN 1993-1-2 [11] procedury określania stateczności elementów $R_{fi,d}$ w warunkach pożaru różnią się w niektórych aspektach od procedur wykorzystywanych do obliczania nośności elementów R_d w normalnej temperaturze (por. [1]). Dotyczą one m.in.:

– obliczania długości wybocheniowych słupów i belek w warunkach pożaru,

– przyjmowania wielokrotnych krzywych niestateczności.

W podejściu ujętym w PN-EN 1993-1-2 [11] przyjęto pojedynczą krzywą niestateczności ogólnej, opisaną taką samą zależnością, jaka obowiązuje w odniesieniu do krzywych wybocheniowych w normalnej temperaturze, ale z odpowiednio dobranym zastępczym parametrem imperfekcji. Wykalibrowana wartość parametru imperfekcji

$$\alpha = \alpha_0 \varepsilon, \quad (10)$$

gdzie $\alpha_0 = 0,65$ – bazowa wartość parametru imperfekcji.

Parametr imperfekcji α_0 został wyspecyfikowany na podstawie analizy statystycznej wyników badań nośności w pożarze elementów o przekroju dwuteowym. W normalnej temperaturze, w przypadku prętów o przekroju dwuteowym ze stali o granicy plastyczności mniejszej lub równej 420 MPa, które ulegają wyboczeniu giętnemu w płaszczyźnie mniejszego oporu przekroju, przyjęto w normie PN-EN 1993-1-1 [1] krzywe wybocheniowe „b”, której odpowiada $\alpha = 0,34$ lub „c”, której odpowiada $\alpha = 0,49$, zależnie od proporcji wymiarów przekroju h/b i przy założeniu, że grubość pasa jest mniejsza lub co najwyżej równa 100 mm.

W przypadku stali o granicy plastyczności powyżej 420 MPa nośność elementów ściskanych określa się na podstawie „podwyższonych” krzywych wybocheniowych, odpowiednio „a₀” ($\alpha = 0,13$) lub „a” ($\alpha = 0,21$).

Parametr ε we wzorze (10) umożliwia uwzględnienie wpływu efektu podwyższonej granicy plastyczności stali na stateczność elementów stalowych. W przypadku stali o granicy plastyczności 460 MPa wynosi 0,715 i jest „parametrem przejścia” z krzywej niestateczności „c” na „b”, a także przybliżoną wartością przy przejściu z krzywych „b” na „a” oraz z „a” na „a₀”.

• **Wyboczenie.** Projektowanie elementów ściskanych w pożarze jest związane z obliczeniem nośności $N_{b,fi,t,Rd}$ odnoszącej się do przypadku równomiernego rozkładu temperatury w przekroju i na długości elementu. Kryterium projektowe elementów ściskanych zapisane w konwencji tzw. wskaźnika wykorzystania nośności ma postać

$$\frac{N_{fi,Ed}}{N_{b,fi,t,Rd}} \leq 1, \quad (11)$$

gdzie:

$N_{fi,Ed}$ – siła podłużna ściskająca (efekt obciążenia) w sytuacji pożarowej,

$N_{b,fi,t,Rd}$ – nośność elementu przy wyboczeniu w warunkach pożaru.

Algorytm określenia nośności przy wyboczeniu giętym elementu ściskanego o przekroju klasy 1, 2 lub 3 jest następujący.

1. Obliczenie smukłości względnej przy wyboczeniu z uwzględnieniem nie tylko zależnych od temperatury właściwości wytrzymałościowych i odkształceniowych stali, ale także z uwzględnieniem długości wybocheniowej $L_{fi,cr}$ w pożarze, w odróżnieniu od L_{cr} w normalnej temperaturze

$$\begin{aligned} \bar{\lambda}_\theta &= \sqrt{\frac{N_{fi,\theta,c,Rd}}{N_{fi,cr}}} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \sqrt{\frac{N_{c,Rd}}{N_{cr,res}}} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \frac{L_{fi,cr}}{i} \frac{1}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_y}}} = \\ &= \frac{1}{29,89\pi k_E} \frac{L_{fi,cr}}{i} = \frac{1}{93,9k_E} \frac{L_{fi,cr}}{i}, \end{aligned} \quad (12)$$

gdzie:

$N_{cr,res}$ – siła krytyczna zależna od cech odkształceniowych stali w normalnej temperaturze, ale przy warunkach brzegowych jak w sytuacji pożarowej,

i – promień bezwładności przekroju w płaszczyźnie miarodajnej do sprawdzenia wybočenja.

2. Obliczenie parametru imperfekcji jako funkcji granicy plastyczności stali według wzoru (10).

3. Obliczenie parametru

$$\varphi_\theta = \frac{1}{2} [1 + \bar{\lambda}_\theta (\alpha + \bar{\lambda}_\theta)].$$

4. Obliczenie współczynnika wybočenja

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{\varphi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}}. \quad (4.6) [11]$$

5. Obliczenie nośności elementu przy jego wyboczeniu w pożarze

$$N_{b,fi,\theta,Rd} = \chi_{fi} \frac{N_{pl,fi,Rd}}{\gamma_{M,fi}} = \chi_{fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}. \quad (4.5) [11]$$

Ponieważ smukłość względna elementu ściskanego w warunkach pożaru zależy od temperatury, temperaturę krytyczną odpowiadającą danemu poziomowi efektu oddziaływania $N_{fi,Ed}$ wyznacza się na drodze iteracyjnej. Jeżeli wybočenje jest możliwe w dwóch płaszczyznach, pierwszy krok obliczeniowy powtarza się dwukrotnie w celu wyznaczenia smukłości miarodajnej do sprawdzenia elementu na wybočenje. Następnie powtarza się kroki obliczeniowe 1-4 przy założeniu płaszczyzny wybočenja, która charakteryzuje się największą smukłością elementu.

Proces iteracyjny jest szybko zbieżny i drugie lub trzecie przybliżenie jest na ogół wystarczające do osiągnięcia zbieżności. Zbieżność procesu iteracyjnego zależy od przyjęcia startowej wartości smukłości względnej. Przyjmując uśrednioną wartość $\kappa = 0,85$, jak w przypadku niestateczności miejscowej w pożarze, startową wartość smukłości można określać z zależności (por. (12))

$$\bar{\lambda}_\theta = \frac{1}{0,85 \cdot 93,9\varepsilon} \frac{L_{fi,cr}}{i} \approx \frac{1}{79,8\varepsilon} \frac{L_{fi,cr}}{i}, \quad (13)'$$

która odpowiada startowej temperaturze krytycznej $\theta_{crit,ini} \approx 585^\circ\text{C}$. Przeprowadzając obliczenia w krokach 2-4 otrzymuje się współczynnik wybočeníowy χ_{fi} odpowiadający nośności $N_{b,fi,\theta,Rd}$, a następnie z równości $N_{fi,Ed} = N_{b,fi,\theta,Rd}$ oblicza się współczynnik redukcyjny

$$k_{y,\theta} = \frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{fi} A (f_y / \gamma_{fi})} \quad (14)$$

i odpowiadającą mu nową wartość θ_a . Po przyjęciu nowej wartości θ_a powtarza się kroki 1-4, obliczając za każdym razem nową wartość współczynnika redukcyjnego $k_{y,\theta}$ ze wzoru (14) i temperaturę θ_a . Iteracje powtarza się aż do chwili uzyskania tej samej wartości współczynnika $k_{y,\theta}$ w dwóch kolejnych iteracjach, co jest równoznaczne z tym, że temperatura θ_a wyznaczona w ostatniej iteracji jest temperaturą krytyczną $\theta_{a,cr}$.

W przypadku temperatury o rozkładzie nierównomiernym w przekroju elementu, obliczenia nośności przy wyboczeniu w warunkach pożarowych można przeprowadzić według takiej samej procedury jak w przypadku temperatury o rozkładzie równomiernym, ale po przyjęciu największej temperatury stali $\theta_{a,max}$.

W sytuacji oddziaływań pożarowych, które są zlokalizowane w pomieszczeniu wydzielonym ogniu (strefie pożarowej), wraz ze wzrostem temperatury znacznej redukcji ulega sztywność słupów znajdujących się w tym pomieszczeniu, podczas gdy węzły ograniczające i dołączone w tych węzłach elementy sąsiadujących pomieszczeń mają sztywność praktycznie niezmienną. Norma PN-EN 1993-1-2 [11] zezwala na przyjmowanie prostych modeli obliczeniowych w przypadku układów nośnych stężonych:

1) słupa kondygnacji pośredniej oraz słupa dolnej kondygnacji sztywno zamocowanego w fundamencie (podstawy uźebrowane): $L_{fi} = 0,5L$ jak w przypadku pręta konstrukcji nieprzechyłowej, sztywno zamocowanego na końcach,

2) słupa ostatniej kondygnacji oraz słupa dolnej kondygnacji przegubowo podpartego na fundamencie (podstawy nieuźebrowane): $L_{fi} = 0,7L$ jak w przypadku pręta konstrukcji nieprzechyłowej, sztywno zamocowanego na jednym końcu i przegubowo podpartego na drugim.

Sposób przyjmowania długości wybocheniowych w pożarze słupów niestężonych układów nośnych nie jest omówiony w PN-EN 1993-1-2 [11]. Chociaż nie ma w normie jawnego zapisu, należy sądzić, że ocena bezpieczeństwa pożarowego ram przechyłowych powinna być prowadzona z wykorzystaniem zaawansowanych modeli obliczeniowych (analiza II rzędu, z uwzględnieniem termicznych efektów odkształcenia), a nie na podstawie prostych modeli obliczeniowych.

• **Zwicherung.** Projektowanie elementów zginanych w pożarze jest związane z obliczeniem nośności $M_{b,fi,t,Rd}$ odnoszącej się do przypadku równomiernego rozkładu temperatury w przekroju i na długości elementu lub jego fragmentu między usztywnieniami bocznymi. Kryterium projektowe elementów zginanych zapisane w konwencji tzw. wskaźnika wykorzystania nośności ma postać

$$\frac{M_{fi,Ed,max}}{M_{b,fi,t,Rd}} \leq 1, \quad (15)$$

gdzie:

$M_{fi,Ed,max}$ – maksymalna wartość momentu zginającego (efektu obciążenia) na odcinku między podporami lub usztywnieniami poprzecznymi w sytuacji pożarowej,

$M_{b,fi,t,Rd}$ – nośność przy zwicherungu elementu lub jego fragmentu rozpatrywana w warunkach pożaru na odcinku między usztywnieniami bocznymi.

Algorytm określenia nośności przy zwicherungu elementu zginanego o przekroju klasy 1, 2 lub 3 jest następujący.

1. Obliczenie smukłości względnej przy zwicherungu z uwzględnieniem nie tylko zależnych od temperatury właściwości wytrzymałościowych i odkształceniowych stali, ale również warunków brzegowych występujących w pożarze

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta} = \sqrt{\frac{M_{fi,\theta,Rd}}{M_{fi,cr}}} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr,res}}} = \frac{1}{\kappa} \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr,res}}} = \frac{\bar{\lambda}_{LT,res}}{\kappa}, \quad (16)$$

gdzie:

$M_{fi,\theta,Rd}$ – nośność przekroju przy zginaniu w warunkach pożarowych,

W_y – zależny od klasy przekroju wskaźnik wytrzymałości: $W_{pl,y}$ w przypadku przekroju klasy 1 lub 2, $W_{el,y}$ w przypadku przekroju klasy 3,

$M_{cr,res}$, $\bar{\lambda}_{LT,res}$ – moment krytyczny i smukłość względna przy zwicherungu, zależne od cech odkształceniowych stali w normalnej temperaturze, ale przy warunkach brzegowych jak w sytuacji pożarowej.

2. Obliczenie parametru imperfekcji jako funkcji granicy plastyczności stali jak w przypadku krzywej wybocheniowej elementu ściskanego w warunkach pożarowych.

3. Obliczenie parametru

$$\phi_{LT,\theta} = \frac{1}{2} [1 + \bar{\lambda}_{LT,\theta} (\alpha + \bar{\lambda}_{LT,\theta})]. \quad (4.13) [11]$$

4. Obliczenie współczynnika zwicherunga

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\phi_{LT,\theta} + \sqrt{\phi_{LT,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2}}. \quad (4.12) [11]$$

5. Obliczenie nośności elementu przy jego zwicherungu w pożarze

$$M_{b,fi,\theta,Rd} = \chi_{LT,fi} \frac{M_{fi,Rd}}{\gamma_{M,fi}} = \chi_{fi} W_y k_{y,\theta,com} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}, \quad (4.11) [11]$$

gdzie $k_{y,\theta,com}$ – współczynnik redukcyjny granicy plastyczności w podwyższonej temperaturze, wyznaczony z uwzględnieniem najwyższej temperatury występującej w ściskanej strefie przekroju zginanego i osiąganey w czasie t trwania pożaru.

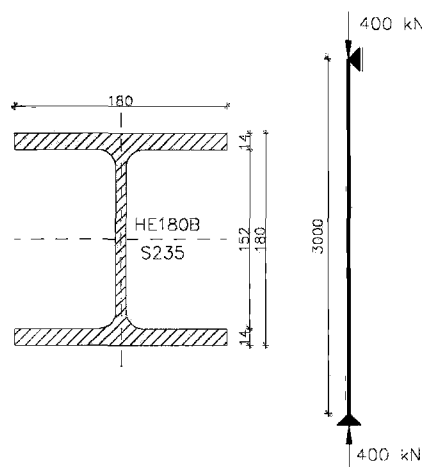
Ponieważ smukłość względna elementu zginanego w warunkach pożaru zależy od temperatury, temperaturę krytyczną odpowiadającą danemu poziomowi efektu oddziaływania $M_{fi,Ed}$ wyznacza się na drodze iteracyjnej. Algorytm postępowania jest analogiczny, jak w przypadku wybochenia elementu ściskanego.

Jeżeli temperatura ma rozkład nierównomierny w przekroju elementu, to obliczenia nośności przy zwicherungu w warunkach pożarowych można przeprowadzić według takiej samej procedury jak w przypadku temperatury o rozkładzie równomiernym, ale po przyjęciu największej temperatury stali pasa ściskanego $\theta_{max,com}$.

Przykłady obliczeń

• Przykład 1 – Element osiowo ściskany z wybocheniem.

Sprawdzić odporność ogniową stalowego słupa dwuprzegubowego o wysokości $L = 3,0$ m, ściskanego osiowo, który w sytuacji pożarowej ma za zadanie przenieść obciążenie obliczeniowe o wartości $N_{d,fi} = N_{fi,Ed} = 400$ kN (rys. 2). Ponadto należy sprawdzić



Rys. 2. Słup ulegający wybocheniu rozpatrywany w przykładzie 1

konieczność zabezpieczenia ogniowego konstrukcji w celu zapewnienia jej wymaganej odporności ogniowej $t_{fi,req} = 60$ min. Jeśli zabezpieczenie okaże się konieczne, należy sprawdzić jego skuteczność w wariantcie zabezpieczenia konturowego lub wariantowo – jako zabezpieczenia skrzynkowego. Przyjąć grubość materiału $d_p = 15$ mm i jego przewodność cieplną $\lambda_p = 0,15$ W/(m·K). Obliczenia przeprowadzić w dziedzinie sprawdzenia efektów oddziaływań. Sprawdzenie ograniczyć do „słabszej” osi przekroju, przyjmując, iż przekrój jest wystawiony na działanie pożaru ze wszystkich stron. Przekrój i materiał słupa: kształtownik walcowany HE180B, stal S235, $t_f = 14$ mm < 40 mm $\rightarrow f_y = 235$ MPa, częściowy współczynnik bezpieczeństwa $\gamma_{M,fi} = 1,0$.

Cechy geometryczne kształtownika HE180B: $h = 180$ mm, $b_f = 180$ mm, $t_w = 8,5$ mm, $t_f = 14,0$ mm, $r = 15,0$ mm, $A = 65,3$ cm², $i_y = 7,66$ cm, $i_z = 4,75$ cm, $I_y = 3830,0$ cm⁴, $I_z = 1360,0$ cm⁴.

Sprawdzenie klasy przekroju kształtownika

$$\epsilon = 0,85 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,85 \sqrt{\frac{235}{235}} = 0,85, \quad (4.2) [3]$$

– stopka

$$c = \frac{(b_f - t_w - 2r)}{2} = \frac{(180 - 8,5 - 2 \cdot 15)}{2} = 32,5 \text{ mm},$$

$$\frac{c}{t} = \frac{32,5}{14,0} = 2,32 < 9\epsilon = 9 \cdot 0,85 = 7,65,$$

– średnik

$$c = h - 2(t_f + R) = 180 - 2(14,0 + 15,0) = 122 \text{ mm},$$

$$\frac{c}{t} = \frac{122}{8,5} = 14,35 < 33\varepsilon = 33 \cdot 0,85 = 28,10.$$

Przekrój spełnia warunki przekroju klasy 1.

Za moment utożsamiany z utratą nośności słupa w warunkach pożaru traktuje się chwilę, w której na skutek wzrostu temperatury przekroju dojdzie do zrównania wartości obliczeniowej efektu oddziaływań z wartością nośności na wyboczenie.

a. Sprawdzenie smukłości elementu w temperaturze pokojowej, ale przy założeniu warunków brzegowych jak w sytuacji pożarowej

Obliczenia przeprowadzono w odniesieniu do „słabszej” osi przekroju, charakteryzującej się mniejszą wartością momentu bezwładności przekroju oraz promienia bezwładności określonych względem tej osi:

- długość wyboczeniowa $L_{fi} = 1,0 \cdot 300 = 300 \text{ cm}$,
- smukłość w temperaturze pokojowej $\lambda_z = L_{fi}/i_z = 300/4,57 = 65,65$,
- smukłość porównawcza (Eulera)

$$\lambda_E = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \sqrt{\frac{210\,000}{235}} = 93,91,$$

- smukłość względna w temperaturze pokojowej

$$\bar{\lambda}_z = \frac{\lambda_z}{\lambda_E} = \frac{65,65}{93,91} = 0,699.$$

b. Określenie temperatury krytycznej słupa w warunkach pożaru

W dalszym toku rozumowania zagadnienie sprowadza się do poprawnego doboru smukłości względnej w sytuacji pożaru, której wartość jest funkcją temperatury, przez związanie z wartościami współczynników redukcyjnych granicy plastyczności oraz modułu sprężystości liniowej stali, zgodnie z zależnością

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} [k_{y,\theta} / k_{E,\theta}]^{0,5}. \quad (4.7) [5]$$

Obliczenia prowadzi się w sposób iteracyjny, przyjmując w pierwszym przybliżeniu, że:

$$\kappa = \sqrt{\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}} = 0,85.$$

Iteracja pierwsza:

- smukłość względna w sytuacji pożarowej

$$\bar{\lambda}_\theta = \frac{\bar{\lambda}_z}{0,85} = \frac{0,699}{0,85} = 0,822,$$

- parametr imperfekcji

$$\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,65 \sqrt{\frac{235}{235}} = 0,65,$$

- parametr współczynnika wyboczenia

$$\varphi_\theta = 0,5(1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0,5(1 + 0,65 \cdot 0,822 + 0,822^2) = 1,105,$$

- współczynnik wyboczenia giętnego w pożarowej sytuacji projektowej

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{\varphi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} = \frac{1}{1,105 + \sqrt{1,105^2 - 0,822^2}} = 0,542.$$

Stąd:

$$N_{b,fi,t,Rd} = N_{fi,Ed} \rightarrow N_{fi,Ed} = \chi_{fi} A k_{y,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \rightarrow k_{y,\theta} = \frac{N_{fi,Ed} \gamma_{M,fi}}{\chi_{fi} A f_y},$$

$$k_{y,\theta} = \frac{400 \cdot 1,0}{0,542 \cdot 65,3 \cdot 23,5} = 0,481.$$

Interpolacja liniowa przeprowadzona na podstawie tabl. 3.1[11] przy uzyskanej wartości współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności stali pozwala na określenie towarzyszącej mu wartości krytycznej temperatury $\theta_{a,cr} = 592^\circ\text{C}$ oraz współczynnika redukcyjnego modułu sprężystości liniowej $k_{E,\theta} = 0,322$.

Iteracja druga:

- smukłość względna w sytuacji pożarowej

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}_z [k_{y,\theta} / k_{E,\theta}]^{0,5} = 0,699 \sqrt{\frac{0,481}{0,322}} = 0,854,$$

- wskaźnik imperfekcji

$$\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,65 \sqrt{\frac{235}{235}} = 0,65,$$

- parametr współczynnika wyboczenia

$$\varphi_\theta = 0,5(1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0,5(1 + 0,65 \cdot 0,854 + 0,854^2) = 1,142,$$

- współczynnik wyboczenia giętnego w pożarowej sytuacji projektowej

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{\varphi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} = \frac{1}{1,142 + \sqrt{1,142^2 - 0,854^2}} = 0,526$$

oraz

$$k_{y,\theta} = \frac{400 \cdot 1,0}{0,526 \cdot 65,3 \cdot 23,5} = 0,496.$$

Interpolacja liniowa przeprowadzona na podstawie tabl. 3.1[11] przy uzyskanej wartości współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności stali pozwala na określenie towarzyszącej mu wartości krytycznej temperatury $\theta_{a,cr} = 592^\circ\text{C}$ oraz współczynnika redukcyjnego modułu sprężystości liniowej $k_{E,\theta} = 0,333$.

Iteracja trzecia:

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}_z [k_{y,\theta} / k_{E,\theta}]^{0,5} = 0,699 \sqrt{\frac{0,496}{0,333}} = 0,853,$$

$$\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,65 \sqrt{\frac{235}{235}} = 0,65,$$

$$\varphi_\theta = 0,5(1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0,5(1 + 0,65 \cdot 0,853 + 0,853^2) = 1,141,$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{\varphi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} = \frac{1}{1,141 + \sqrt{1,141^2 - 0,853^2}} = 0,527,$$

$$k_{y,\theta} = \frac{400 \cdot 1,0}{0,527 \cdot 65,3 \cdot 23,5} = 0,495.$$

Interpolacja liniowa przeprowadzona na podstawie tabl. 3.1[11] przy uzyskanej wartości współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności stali pozwala na określenie towarzyszącej mu wartości krytycznej temperatury $\theta_{a,cr} = 592^\circ\text{C}$ oraz współczynnika redukcyjnego modułu sprężystości liniowej $k_{E,\theta} = 0,333$. Ponieważ uzyskane wartości są prawie identyczne z wartościami uzyskanymi w poprzedniej iteracji (co było widoczne już wcześniej z uwagi na podobną wartość smukłości względnej w sytuacji pożarowej w iteracji drugiej i trzeciej), przyjmuje się, że temperatura $\theta_{a,cr} = 592^\circ\text{C}$ jest wartością krytyczną.

c. Określenie odporności ogniowej przy zadanej izolacji pożarowej

Przy przyjętym rodzaju i zastosowanej grubości materiału zabezpieczeń ogniochronnych jest wymagane, aby w czasie potrzebnym do bezpiecznej ewakuacji osób i mienia budynku temperatura nie osiągnęła temperatury krytycznej.

• **Sprawdzenie konieczności stosowania zabezpieczeń ogniowych konstrukcji przy wymaganej odporności ogniowej**

$t_{fi,req} = 60 \text{ min}$

Wskaźnik ekspozycji przekroju dwuteownika, narażonego na oddziaływanie pożaru nominalnego i poddanego działaniu temperatur pożarowych z czterech stron, określono wraz z uwzględnieniem efektu zacieniania. Zgodnie z PN-EN 1993-1-2/4.2.5

$$\begin{aligned} \frac{A_m^*}{V} &= \frac{k_{sh} A_m}{V} = 0,9 \cdot \frac{A_m}{V} = 0,9 \cdot \frac{2(h + b_f)}{A} = \\ &= 0,9 \cdot \frac{2(0,18 + 0,18)}{65,3} = 99,2 \frac{1}{\text{m}}. \end{aligned}$$

Stosując dwukrotną interpolację odpowiednich wartości z tabl. 1 uzyskano:

- przy $A^*_m/V = 60 \text{ 1/m}$ temperatura krytyczna $\theta_{a,cr} = 592^\circ\text{C}$ jest osiągnięta po czasie 21,43 min,
- przy $A^*_m/V = 100 \text{ 1/m}$ temperatura krytyczna $\theta_{a,cr} = 592^\circ\text{C}$ jest osiągnięta po czasie 16,15 min,

– przy $A^*_{m}/V = 99,2 \text{ 1/m}$ temperatura krytyczna $\theta_{a1cr} = 592^\circ\text{C}$ jest osiągnięta po czasie około 16 min,

Ponieważ $t_{fi,\theta} = 16 \text{ min} < t_{fi,req} = 60 \text{ min}$, stosowanie zabezpieczeń ogniochronnych konstrukcji jest niezbędne.

● **Określenie minimalnej grubości zabezpieczeń ogniowych konstrukcji przy wymaganej odporności ogniowej oraz przyjętej przewodności cieplnej materiału izolacyjnego**

Korzystając z danych tabl. 2 w odniesieniu do przekrojów osłoniętych izolacją ogniochronną, odczytano przy $t_{fi,req} = 60 \text{ min}$ wymagany wskaźnik izolacyjności przekroju

$$k_p = \frac{\lambda_p}{d_p} \left[\frac{A_p}{V} \right] = 1643,08 \frac{\text{W}}{\text{m}^3\text{K}}.$$

W przypadku zabezpieczenia konturowego

$$\frac{A_p}{V} = \frac{[2b_f + 2h + 2(b_f - t_w)]}{A} = \frac{[2 \cdot 0,18 + 2 \cdot 0,18 + 2(0,18 - 0,085)]}{65,3 \cdot 10^{-4}} = 139,36 \frac{1}{\text{m}}.$$

Wymagana minimalna grubość izolacji ogniochronnej przy przyjętych parametrach wynosi zatem

$$d_{p,min} = \frac{\lambda_p}{k_p} \left[\frac{A_p}{V} \right] = \frac{0,15}{1643,08} \cdot 139,36 = 0,013 \text{ m} = 13,0 \text{ mm} < d_p = 15,0 \text{ mm}.$$

W przypadku zabezpieczenia skrzynkowego

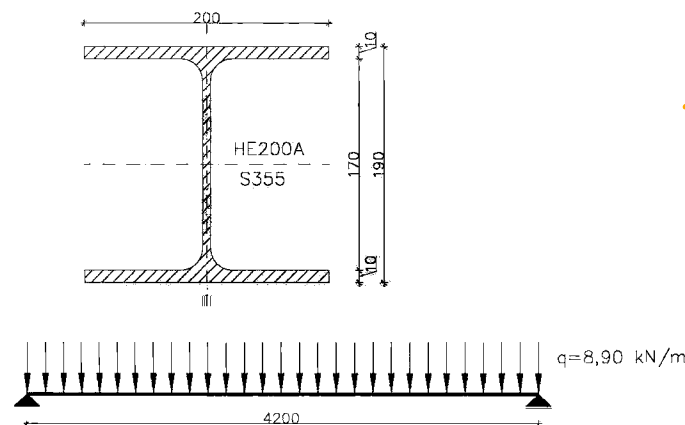
$$\frac{A_p}{V} = \frac{2(b_f + h)}{A} = \frac{2(0,18 + 0,18)}{65,3 \cdot 10^{-4}} = 110,26 \frac{1}{\text{m}}.$$

Wymagana minimalna grubość izolacji ogniochronnej przy przyjętych parametrach wynosi więc

$$d_{p,min} = \frac{\lambda_p}{k_p} \left[\frac{A_p}{V} \right] = \frac{0,15}{1643,08} \cdot 110,26 = 0,010 \text{ m} = 10,0 \text{ mm} < d_p = 15,0 \text{ mm}.$$

Ponieważ zastosowano izolację o grubości $d_p > d_{p,min}$, więc słup ma wymaganą odporność ogniową w obu jej wariantach wykonania.

● **Przykład 2 – Element zginany zabezpieczony przed zwichrzeniem.** Sprawdzić odporność ogniową stalowej belki stropowej bez izolacji ogniochronnej, o rozpiętości $L = 4,2 \text{ m}$ i podtrzymującej żelbetową płytę stropu, uniemożliwiającą zwichrzenie belki podpartej w sposób przegubowy na podporach (rys. 3). Roz-



Rys. 3. Belka zabezpieczona przed zwichrzeniem rozpatrywana w przykładzie 2

ważania ograniczyć do przekroju przęsłowego z uwagi na to, że wyężenie przekroju środkowego będącego w sytuacji czystego zginania jest większe niż wyężenie przekroju podporowego znajdującego się w warunkach czystego ścinania. Obciążenie obliczeniowe liniowe działające na belkę w sytuacji pożarowej wynosi $q_{d,fi} = 8,90 \text{ kN/m}$. Wymagana odporność ogniowa konstrukcji $t_{fi,req} = 30 \text{ min}$. Obliczenia przeprowadzić w trzech wariantach: w dziedzinach efektów oddziaływań, temperatury i czasu.

Przekrój i materiał belki: kształtownik walcowany HE200A, stal S355, $t_f = 10 \text{ mm} < 40 \text{ mm}$; $f_y = 355 \text{ MPa}$. Częściowy współczynnik bezpieczeństwa $\gamma_{M,fi} = 1,0$. Cechy geometryczne kształtownika HE200A: $h = 190 \text{ mm}$, $b_f = 200 \text{ mm}$, $t_w = 6,5 \text{ mm}$, $t_f = 10,0 \text{ mm}$, $R = 18,0 \text{ mm}$, $A = 53,8 \text{ cm}^2$, $W_{el,y} = 389,0 \text{ cm}^3$.

Sprawdzenie klasy przekroju kształtownika

$$\varepsilon = 0,85 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,85 \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,69, \quad (4.2) [5]$$

– stopka

$$c = \frac{(b_f - t_w - 2R)}{2} = \frac{(200 - 6,5 - 2 \cdot 18)}{2} = 82,75 \text{ mm},$$

$$\frac{c}{t} = \frac{82,75}{10,0} = 8,28 < 14\varepsilon = 14 \cdot 0,69 = 9,66,$$

– środnik

$$c = h - 2(t_f + R) = 190 - 2(10,0 + 18,0) = 134 \text{ mm},$$

$$\frac{c}{t} = \frac{134}{6,5} = 20,62 < 72\varepsilon = 72 \cdot 0,69 = 49,68.$$

Przekrój spełnia warunki przekroju klasy 3.

a. Sprawdzenie w dziedzinie efektów oddziaływań

Wskaźnik ekspozycji przekroju dwuteowego narażonego na oddziaływanie pożaru nominalnego, poddanego działaniu temperatur pożarowych z trzech stron, określono z uwzględnieniem efektu zacienienia. Zgodnie z PN-EN 1993-1-2/4.2.5

$$\frac{A_m}{V} = \frac{k_{sh} A_m}{V} = \frac{0,9 A_m}{V} = \frac{0,9(2h + b_f)}{A} = \frac{0,9(2 \cdot 190 + 200)}{53,8} = 0,970 \frac{1}{\text{cm}} = 97 \frac{1}{\text{m}}.$$

W przypadku $A^*_{m}/V = 97 \text{ m}^{-1}$ i $t_{fi,req} = 30 \text{ min}$, korzystając z tabl. 1 określa się wartość temperatury krytycznej przekroju nieosłoniętego izolacją ogniochronną $\theta_a = 764^\circ\text{C}$.

Przy tak wyznaczonej temperaturze krytycznej $\theta_a = 764^\circ\text{C}$, na podstawie danych tabl. 3.1[11], wyznacza się wartość odpowiadającą jej współczynnika redukcyjnego efektywnej granicy plastyczności $k_{y,\theta} = 0,153$.

W środku rozpiętości belki jest

$$M_{fi,Ed} = \frac{q_{d,fi} l^2}{8} = \frac{8,9 \cdot 4,2^2}{8} = 19,62 \text{ kN} \cdot \text{m}.$$

Ponieważ można przyjmować $\kappa_1 = 0,7$ jak w przypadku przekrojów nieosłoniętych z trzech stron, z płytą betonową z jednej strony przekroju i $\kappa_2 = 1,0$ przy równomiernym rozkładzie temperatury na długości belki, więc:

$$M_{fi,t,Rd} = k_{y,\theta} f_y W_{el,y} / (\kappa_1 \kappa_2),$$

$$M_{fi,t,Rd} = 0,153 \cdot 355 \cdot 389 / (0,7 \cdot 1,0) = 3018,36 \text{ kN} \cdot \text{cm} = 30,18 \text{ kN} \cdot \text{m},$$

$$M_{fi,Ed} = 19,62 \text{ kN} \cdot \text{m} \leq M_{fi,t,Rd} = 30,18 \text{ kN} \cdot \text{m}.$$

Warunek nośności belki przy $t_{fi,req} = 30 \text{ min}$ jest więc spełniony.

b. Sprawdzenie w dziedzinie czasu

Odporność pożarowa konstrukcji wyrażona w jednostkach czasu powinna być, zgodnie z założeniami projektowymi, większa od wymaganej odpowiednimi przepisami. Punkt graniczny (temperaturę krytyczną), podobnie jak poprzednio, opisuje zależność $M_{fi,Ed} = M_{fi,t,Rd}$. Przekształcając tę zależność uzyskuje się wyrażenie na współczynnik $k_{y,\theta}$, którego wartość odpowiada wartości krytycznej temperatury przekroju w momencie utraty nośności w pożarze

$$k_{y,\theta} = \frac{M_{fi,Ed} \kappa_1 \kappa_2}{W_{el,y} f_y} = \frac{1962 \cdot 0,7 \cdot 1,0}{389,0 \cdot 355} = 0,099.$$

Korzystając z PN-EN 1993-1-2 (tabl. 3.1), wyznacza się odpowiadającą tej wartości współczynnika temperaturę krytyczną $\theta_a = 822^\circ\text{C}$. Tej temperaturze, przy wskaźniku ekspozycji przekroju $A^*_{m}/V = 97 \text{ m}^{-1} \approx 100 \text{ m}^{-1}$, można według tabl. 1 ustalić, że w przypadku przekroju o danej wartości wskaźnika ekspozycji potrzeba około 35 min do osiągnięcia temperatury na poziomie temperatury krytycznej $\theta_a = 822^\circ\text{C}$. Ze sprawdzenia tego wyniku, że rezerwa czasu nie jest zbyt wielka w stosunku do nałożonych wymagań ($t_{fi,req} = 30 \text{ min}$) i wynosi jedynie około 5 min.

c. Sprawdzenie w dziedzinie temperatur

Obliczeniowa nośność przekroju przy zginaniu w chwili $t = 0$ wynosi:

$$M_{fi,0,Rd} = k_{y,0} f_y W_{el,y} / \gamma_{M,fi} = 1,0 \cdot 35,5 \cdot 389,0 / 1,0 = 13\,809,5 \text{ kN} \cdot \text{cm} = 138,10 \text{ kN} \cdot \text{m},$$

$$M_{fi,Ed} = 19,62 \text{ kN} \cdot \text{m}.$$

Zatem wskaźnik wykorzystania nośności elementu o zastępczym równomiernym rozkładzie temperatury w przekroju wyniesie

$$\mu_0 = \frac{\kappa_1 \kappa_2 M_{fi,Ed}}{M_{fi,0,Rd}} = \frac{0,7 \cdot 1,0 \cdot 19,62}{138,10} = 0,099.$$

Korzystając z zależności (4.22) [5], można określić wartość temperatury krytycznej $\theta_{a,cr}$ w czasie t trwania pożaru elementu o zastępczym równomiernym rozkładzie temperatury w przekroju

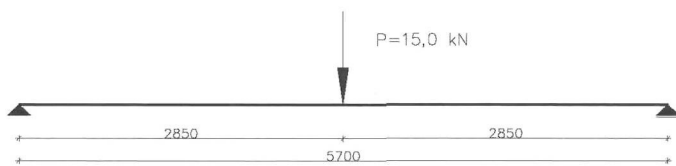
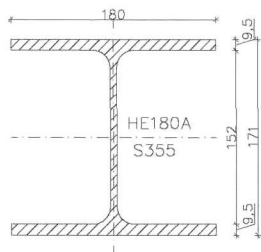
$$\theta_{a,cr} = 39,19 \ln \left[\frac{1}{0,9674 \mu_0^{3,833}} - 1 \right] + 482 = 39,19 \ln \left[\frac{1}{0,9674 \cdot 0,099^{3,833}} - 1 \right] + 482 = 831^\circ \text{C}$$

Ponieważ przy $A^*_{m}/V = 97 \text{ m}^{-1}$ i $t_{fi,req} = 30 \text{ min}$ wartość temperatury przekroju nieosłoniętego izolacją ogniochronną $\theta_a = 764^\circ \text{C}$ (por. obliczenia w dziedzinie efektów oddziaływań), więc $\theta_{a,cr} = 831^\circ \text{C} > \theta_a = 764^\circ \text{C}$.

Korzystając ze sprawdzenia w dziedzinie temperatur, margines bezpieczeństwa wyrażony w temperaturze wynosi 67°C w stosunku do temperatury krytycznej. Ze sprawdzenia tego wynika, iż temperatura krytyczna elementu jest osiągana w bardzo krótkim czasie, około 5 minut po okresie wymaganym kategorią odporności ogniowej – patrz obliczenia w b).

• Przykład 3 – Element zginany ulegający zwężeniu.

Sprawdzić temperaturę krytyczną stalowego podciągu o rozpiętości $L = 5,7 \text{ m}$, podpartego w sposób przegubowy na podporach, obciążonego w sytuacji pożarowej siłą skupioną o wartości obliczeniowej $P_{d,fi} = 15,0 \text{ kN}$, położoną w środku rozpiętości belki, stanowiącą oddziaływanie opartej na nim drugorzędnej belki stropowej (rys. 4). Wymagana odporność ogniowa konstrukcji $t_{fi,req} = 30 \text{ min}$. Obliczenia przeprowadzić w dziedzinie sprawdzenia efektów oddziaływań.



Rys. 4. Belka ulegająca zwężeniu rozpatrywana w przykładzie 3

Przekrój belki i stal: kształtownik walcowany HE180A, stal S355, $t_f = 10 \text{ mm} < 40 \text{ mm}$; $f_y = 355 \text{ MPa}$. Częściowy współczynnik bezpieczeństwa $\gamma_{M,fi} = 1,0$. Cechy geometryczne kształtownika HE180A: $h = 171 \text{ mm}$, $b_f = 180 \text{ mm}$, $t_w = 6,0 \text{ mm}$, $t_f = 9,5 \text{ mm}$, $R = 15,0 \text{ mm}$, $W_{el,y} = 293,6 \text{ cm}^3$, $I_z = 924,6 \text{ cm}^4$, $I_t = 14,8 \text{ cm}^4$.

Sprawdzenie klasy przekroju kształtownika:

$$\varepsilon = 0,85 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,85 \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,69, \quad (4.2) [5]$$

– stopka

$$c = \frac{(b_f - t_w - 2R)}{2} = \frac{(180 - 6,0 - 2 \cdot 15)}{2} = 72,0 \text{ mm},$$

$$\frac{c}{t} = \frac{72,0}{9,5} = 7,58 < 14\varepsilon = 14 \cdot 0,69 = 9,66,$$

– środnik

$$c = h - 2(t_f + R) = 171 - 2(9,5 + 15,0) = 122 \text{ mm},$$

$$\frac{c}{t} = \frac{122}{6,0} = 20,33 < 72\varepsilon = 72 \cdot 0,69 = 49,68.$$

Przekrój spełnia warunki przekroju klasy 3.

Moment zginający

$$M_{fi,Ed} = \frac{P_{d,fi} l}{4} = \frac{15,0 \cdot 5,7}{4} = 21,38 \text{ kN} \cdot \text{m}.$$

Stan krytyczny zostanie osiągnięty w chwili, gdy moment $M_{fi,Ed}$ osiągnie wartość

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} k_{y,\theta,com} f_y W_{el,y} / \gamma_{M,fi} = M_{fi,Ed} = 21,38 \text{ kN} \cdot \text{m}.$$

Przekształcając powyższe równanie, uzyskuje się zależność na współczynnik $k_{y,\theta,com}$, którego wartość odpowiada krytycznej temperaturze przekroju w chwili utraty nośności

$$k_{y,\theta,com} = \frac{M_{fi,Ed} \gamma_{M,fi}}{\chi_{LT,fi} W_{el,y} f_y}.$$

W celu określenia wartości współczynnika zwężenia jest konieczne uprzednie obliczenie smukłości względnej przy zwężeniu, a więc i wartości momentu krytycznego zwężenia.

W przypadku belek swobodnie podpartych z dwuteowników podpartych w sposób widelkowy można posłużyć się wzorem

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 E I_z}{l^2} \left[\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{l^2 G I_t}{\pi^2 E I_z} + (C_2 y_g)^2} - C_2 y_g \right],$$

w którym $l = L/2 = 5,70/2 = 2,85 \text{ m}$ (uwzględniono, że belka drugorzędna przekazująca obciążenie w postaci siły skupionej jest równocześnie stężeniem zmniejszającym długość elementu podstawowego ze względu na zwężenie), $y_g = 0,5h = 0,5 \cdot 171 = 85,5 \text{ mm}$, $C_1 = 1,565$, $C_2 = 0,553$ (jak w przypadku elementu obciążonego siłą skupioną w środku rozpiętości). Otrzymuje się więc

$$\begin{aligned} M_{cr} &= C_1 \frac{\pi^2 E I_z}{l^2} \left[\sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{l^2 G I_t}{\pi^2 E I_z} + (C_2 y_g)^2} - C_2 y_g \right] = \\ &= 1,565 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 21\,000 \cdot 924,6}{285^2} \times \\ &\times \left[\sqrt{\frac{60\,210}{924,6} + \frac{285^2 \cdot 8100 \cdot 14,8}{\pi^2 \cdot 21\,000 \cdot 924,6} + (0,553 \cdot 85,5)^2} - 0,553 \cdot 85,5 \right] = \\ &= 25\,955 \text{ kN} \cdot \text{cm} = 259,55 \text{ kN} \cdot \text{m}. \end{aligned}$$

Stąd

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{el,y} f_y}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{293,6 \cdot 35,5}{25\,955}} = 0,63.$$

Dalsze obliczenia prowadzono w sposób iteracyjny.

Iteracja pierwsza:

– smukłość względna zwężenia w sytuacji pożarowej

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com} = \frac{\bar{\lambda}_{LT}}{0,85} = \frac{0,63}{0,85} = 0,746,$$

– wskaźnik imperfekcji

$$\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,65 \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,529,$$

– parametr współczynnika zwężenia

$$\begin{aligned} \Phi_{LT,\theta,com} &= 0,5 \left(1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta,com} + \bar{\lambda}_{LT,\theta,com}^2 \right) = \\ &= 0,5 \left(1 + 0,529 \cdot 0,746 + 0,746^2 \right) = 0,976, \end{aligned}$$

– współczynnik zwężenia w pożarowej sytuacji projektowej

$$\begin{aligned} \chi_{LT,fi} &= \frac{1}{\Phi_{LT,\theta,com} + \sqrt{\Phi_{LT,\theta,com}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta,com}^2}} = \\ &= \frac{1}{0,976 + \sqrt{0,976^2 - 0,746^2}} = 0,623. \end{aligned}$$

Stąd

$$k_{y,\theta,com} = \frac{2138 \cdot 1,0}{0,623 \cdot 293,6 \cdot 35,5} = 0,329.$$

Interpolacja liniowa przeprowadzona na podstawie tabl. 3.1[11], z uwzględnieniem uzyskanej wartości współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności stali, umożliwia określenie towarzyszącej mu wartości krytycznej temperatury $\theta_{a,com} = 659^\circ\text{C}$ oraz współczynnika redukcyjnego modułu sprężystości liniowej $k_{E,\theta,com} = 0,204$.

Iteracja druga:

– smukłość względna i współczynnik zwichrzenia w pożarowej sytuacji projektowej:

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com} = \bar{\lambda}_{LT} \sqrt{\frac{k_{y,\theta,com}}{k_{E,\theta,com}}} = 0,63 \cdot \sqrt{\frac{0,329}{0,204}} = 0,800,$$

$$\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,65 \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,529,$$

$$\Phi_{LT,\theta,com} = 0,5(1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta,com} + \bar{\lambda}_{LT,\theta,com}^2) = 0,5(1 + 0,529 \cdot 0,800 + 0,800^2) = 1,032,$$

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\Phi_{LT,\theta,com} + \sqrt{\Phi_{LT,\theta,com}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta,com}^2}} = \frac{1}{1,032 + \sqrt{1,032^2 - 0,800^2}} = 0,594,$$

oraz

$$k_{y,\theta,com} = \frac{2138 \cdot 1,0}{0,594 \cdot 293,6 \cdot 35,5} = 0,345.$$

Interpolacja liniowa przeprowadzona na podstawie tabl. 3.1[11], z uwzględnieniem uzyskanej wartości współczynnika re-

PIŚMIENICTWO

- [1] PN-EN 1993-1-1: Eurokod 3 Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1.1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.
- [2] PN-EN 1993-1-8: Eurokod 3 Projektowanie konstrukcji stalowych, część 1-8: Projektowanie węzłów.
- [3] PN-90/B-03200. Konstrukcje stalowe – Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [4] Kosiorek M., Pogorzelski J. A., Laskowska Z., Pilich K.: Odporność ognia konstrukcji budowlanych. Arkady, Warszawa 1988.
- [5] Skowroński W.: Teoria bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji metalowych. PWN, Warszawa 2001.
- [6] Maślak M.: Wpływ gradientu temperatury na nośność przekroju stalowej belki stropowej w pożarze rozwinęłym. „Inżynieria i Budownictwo”, nr 8/2003.
- [7] Maślak M.: Prosty sposób szacowania odporności pożarowej elementów konstrukcji stalowych. „Inżynieria i Budownictwo”, nr 10/2003.
- [8] Maślak M.: Modelowanie przebiegu pożaru w ocenie nośności pożarowej elementów konstrukcji budowlanych. „Inżynieria i Budownictwo”, nr 7/2004.

dukcyjnego granicy plastyczności stali, pozwala na określenie towarzyszącej mu wartości krytycznej temperatury $\theta_{a,com} = 652^\circ\text{C}$ oraz współczynnika redukcyjnego modułu sprężystości liniowej $k_{E,\theta,com} = 0,216$.

Iteracja trzecia:

– smukłość względna i współczynnik zwichrzenia w pożarowej sytuacji projektowej:

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com} = \bar{\lambda}_{LT} \sqrt{\frac{k_{y,\theta,com}}{k_{E,\theta,com}}} = 0,63 \cdot \sqrt{\frac{0,345}{0,216}} = 0,796,$$

$$\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0,65 \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,529,$$

$$\Phi_{LT,\theta,com} = 0,5(1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta,com} + \bar{\lambda}_{LT,\theta,com}^2) = 0,5(1 + 0,529 \cdot 0,796 + 0,796^2) = 1,027,$$

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\Phi_{LT,\theta,com} + \sqrt{\Phi_{LT,\theta,com}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta,com}^2}} = \frac{1}{1,027 + \sqrt{1,027^2 - 0,796^2}} = 0,596.$$

Stąd

$$k_{y,\theta,com} = \frac{2138 \cdot 1,0}{0,596 \cdot 293,6 \cdot 35,5} = 0,344.$$

Interpolacja liniowa przeprowadzona na podstawie tabl. 3.1[11], z uwzględnieniem uzyskanej wartości współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności stali, pozwala na określenie towarzyszącej mu wartości krytycznej temperatury $\theta_{a,com} = 652,5^\circ\text{C}$ oraz współczynnika redukcyjnego modułu sprężystości liniowej $k_{E,\theta,com} = 0,215$. Są to wartości praktycznie identyczne z tymi, które uzyskano w iteracji drugiej. Ostatecznie jako temperaturę krytyczną można przyjąć $\theta_{a,com} = 652^\circ\text{C}$.

- [9] Maślak M.: Ocena odporności ogniowej stalowych słupów ściskanych osiowo. „Inżynieria i Budownictwo”: Podstawy teoretyczne – nr 12/2005, Przykłady obliczeń – nr 4/2006.
- [10] PN-EN 1991-1-2: Eurokod 1 Oddziaływania na konstrukcje. Część 1-2: Oddziaływania ogólne – Oddziaływania na konstrukcje w warunkach pożaru.
- [11] PN-EN 1993-1-2: Eurokod 3 Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-2: Reguły ogólne – Obliczanie konstrukcji z uwagi na warunki pożarowe.
- [12] Giżejowski M.: PN-EN 1993-1: Projektowanie konstrukcji stalowych – Reguły ogólne. Część 1.2: Obliczenia konstrukcji z uwagi na warunki pożarowe – PN-EN 1993-1-1: 2007. Naprawy i wzmocnienia konstrukcji budowlanych – konstrukcje metalowe, posadzki budowlane, lekka obudowa, rusztowania. XXIII Ogólnopolska Konferencja „Warsztat pracy projektanta konstrukcji”, Szczecin, 5-8 marca 2008. Oddział PZITB w Katowicach, tom I.
- [13] Franssen J. M., Zaharia R.: Design of Steel Structures subjected to Fire. Background and Design Guide to Eurocode 3. Les Editions Universite de Liege, Liege-Belgique 2005.