

dr inż. Piotr Turkowski¹⁾
ORCID: 0000-0002-0020-0091

Bierne zabezpieczenia ogniochronne słupów żeliwnych

Passive fire protections of cast iron columns

DOI: 10.15199/33.2022.07.04

Streszczenie. W artykule zaprezentowano wyniki badania odporności ogniowej obciążonego słupa żeliwnego o przekroju okrągłym zamkniętym (CHS), zabezpieczonego zaprawą ogniochronną. Ponadto badaniu poddano słupy nieobciążone zabezpieczone tą samą zaprawą w celu określenia wpływu obciążenia na skuteczność ogniochronną materiału oraz dwa kolejne słupy nieobciążone, zabezpieczone inną zaprawą ogniochronną. Uzyskane wyniki pokazują, że słupy żeliwne mogą być zabezpieczane ogniochronnie nie tylko reaktywnymi, ale także biernymi materiałami ogniochronnymi. Wymagana grubość izolacji może być ustalana na podstawie tablic uzyskanych w badaniach elementów stalowych, zgodnie z EN 13381. Metody określenia temperatury krytycznej stali, podane m.in. w normie EN 1993-1-2, mogą być z powodzeniem stosowane także w odniesieniu do konstrukcji żeliwnych.

Słowa kluczowe: słupy żeliwne; odporność ogniowa; zabezpieczenie ogniochronne; zaprawa natryskowa.

Abstract. This study presents the results of fire resistance tests of a loaded cast iron column with circular hollow sections (CHS), protected against fire with fire protection mortar. In addition, unloaded columns, protected with the same mortar, were tested in order to determine the relationship between the load and fire protection efficiency. Also, two more unloaded columns were added, which were protected with a different type of fire protection mortar. The results obtained indicate that cast iron columns may be protected not only with reactive, but also with passive fire protection materials. The required fire protection thickness may be determined based on tables from tests of steel elements pursuant to the EN 13381 European Standard System. The existing methods for the determination of the critical temperature of steel, provided i.a. in EN 1993-1-2, may also be successfully used for cast iron structures.

Keywords: cast iron columns; fire resistance; fire protection; sprayed mortar.

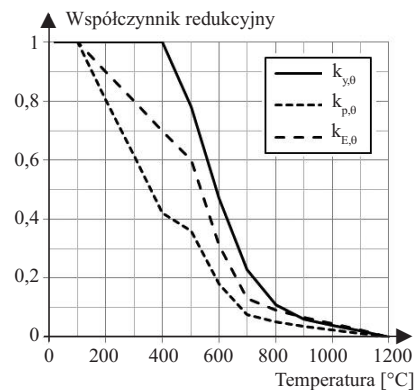
Dotyychczasowe badania wskazują na duże podobieństwo w projektowaniu konstrukcji stalowych i żeliwnych, w normalnej sytuacji obliczeniowej [1 ÷ 3]. Ważnym zagadnieniem pozostającym do rozważenia jest **odporność ogniowa konstrukcji żeliwnych**. Wypełnianie ich betonem to jedyna metoda zwiększenia nośności ogniowej, niezakrywająca oryginalnej formy elementu, ale tylko do 60 min [4, 5]. W celu zapewnienia większej odporności ogniowej do dyspozycji pozostają wyłącznie **reaktywne lub bierne systemy zabezpieczenia ogniochronnego**. Europejskie normy opisują metody oceny tego typu izolacji jedynie w odniesieniu do konstrukcji stalowych, natomiast brak jest odniesienia do konstrukcji żeliwnych [6, 7].

Głównym czynnikiem determinującym skuteczność ogniochronną izolacji jest jej przyczepność do zabezpieczanego elementu w trakcie pożaru. Zależy ona od struktury powierzchni podłoża i deformacji elementu wskutek jego jednoczesnego obciążenia mechanicznego

i termicznego. W artykule zaprezentowano wyniki badań odporności ogniowej słupa żeliwnego zabezpieczonego ogniochronnie zaprawą natryskową i pod pełnym obciążeniem mechanicznym, w kontekście możliwości stosowania zabezpieczeń konstrukcji stalowych na konstrukcjach żeliwnych.

Nośność konstrukcji żeliwnych

Prace badawcze nad wytrzymałością mechaniczną słupów żeliwnych w warunkach normalnych i pożarowych zgodnie wskazują na możliwość wykorzystania Eurokodów EN 1993-1-1 [8] i EN 1993-1-2 [9] do oceny tych parametrów [1, 2, 10]. Dotyczy to zarówno słupów wypełnionych betonem, jak i bez wypełnienia, zabezpieczonych lub niezabezpieczonych ogniochronnie. Zmiana właściwości mechanicznych oraz termicznych żeliwa pod wpływem temperatury jest podobna jak w przypadku stali węglowej [2] (rysunek 1, tabela 1). Umożliwia to wykorzystanie wypracowanych i sprawdzonych modeli obliczeniowych, numerycznych oraz badawczych [11]. W związku z tym, obliczenie temperatury krytycznej żeliwa może być również prowadzone zgodnie



Rys. 1. Współczynniki redukcyjne w zależności naprężenie-odkształcenie stali węglowej w podwyższonej temperaturze [9]

Fig. 1. Reduction factors vs stresses-deformations for steel at increased temperatures [9]

z metodą podaną w EN 1993-1-2 [9]. Wyniki badań [2] pokazują dużą zgodność z wynikami badań eksperymentalnych, ujawniając jednocześnie dużą zależność konstrukcji od niedoskonałości geometrycznych i materiałowych. Zachowawcze będzie przyjęcie temperatury krytycznej żeliwa wynoszącej 400°C.

Dawniej konstrukcje projektowano najczęściej metodą naprężeń dopuszczalnych. W związku z tym zalecane jest, aby również obecnie oceniać je

¹⁾ Instytut Techniki Budowlanej; p.turkowski@itb.pl

Tabela 1. Właściwości stali wg EN 1993-1-2 [9]
 Table 1. Properties of steel acc. to EN 1993-1-2 [9]

| Cecha | Zależność | Zakres |
|------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Przewodność cieplna stali [W/(mK)] | $\lambda_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-3} \theta_a$ $\lambda_a = 27,3$ | $20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 800^\circ\text{C}$ $800^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$ |
| Ciepło właściwe stali [J/(kgK)] | $c_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \theta_a - 1,69 \cdot 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \theta_a^3$ $c_a = 666 + 13002/(738 - \theta_a)$ $c_a = 545 + 17820/(\theta_a - 731)$ $c_a = 650$ | $20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 600^\circ\text{C}$ $100^\circ\text{C} \leq \theta_a < 735^\circ\text{C}$ $735^\circ\text{C} \leq \theta_a < 900^\circ\text{C}$ $900^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$ |
| Wydłużenie względne stali | $\Delta l/l = 1,2 \cdot 10^{-5} \theta_a + 0,4 \cdot 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \cdot 10^{-4}$ $\Delta l/l = 1,1 \cdot 10^{-2}$ $\Delta l/l = 2 \cdot 10^{-5} \theta_a - 6,2 \cdot 10^{-3}$ | $20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 750^\circ\text{C}$ $750^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 860^\circ\text{C}$ $860^\circ\text{C} < \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$ |

Uwaga: w podanych wzorach wartość temperatury stali θ_a należy przyjmować w °C, a wynik odczytać w jednostce właściwej dla cechy

w ten sposób [12]. Słupy ściskane osiowo można sprawdzić zgodnie z warunkiem podanym we wzorze (1), słupy ściskane mimośrodowo wg wzoru (2), a zginane wg wzoru (3). Naprężenia dopuszczalne w przypadku żeliwa z XIX i XX w. podano w tabeli 2 [12].

$$\sigma = (N \cdot \omega) / A \leq \sigma_{lim} \quad (1)$$

$$\sigma = (N \cdot \omega) / A \pm M / W \leq \sigma_{lim} \quad (2)$$

$$\sigma = M / W \leq \sigma_{lim} \quad (3)$$

gdzie:

- σ – naprężenia;
- σ_{lim} – naprężenia dopuszczalne;
- N – siła ściskająca osiowo;
- M – moment zginający;
- A – pole przekroju poprzecznego słupa;
- W – wskaźnik zginania;
- ω – współczynnik wyboyceniowy wg tabeli 3.

Współcześnie proponuje się podejście uwzględniające niedoskonałości geometryczne i strukturalne materiału, w szczególności nierównomierne rozłożenie materiału w odlewanych przekroju. Wskazuje się również na dużo większy rozrzut właściwości mechanicznych żeliwa, znacznie większych od wartości podanych w tabeli 3, które w tej sytuacji należy traktować jako zachowawcze dolne oszacowanie nośności [13].

Tabela 2. Naprężenia σ_{lim} [MPa] żeliwa wg [12]
 Table 2. Stresses σ_{lim} [MPa] for cast iron [12]

| Rodzaj konstrukcji | Żeliwo z XIX w. | | | Żeliwo wg DIN 1051 z 1937 r. | | |
|--------------------|-----------------|----------------|-------------|------------------------------|----------------|-------------|
| | ściskanie [MPa] | zginanie [MPa] | | ściskanie [MPa] | zginanie [MPa] | |
| | | ściskanie | rozciąganie | | ściskanie | rozciąganie |
| Słupy | 80 | 80 | 40 | 90 | 90 | 45 |
| Inne | 80 | 50 | 25 | 90 | 60 | 30 |

Tabela 3. Współczynnik wyboyceniowy ω [12]
 Table 3. Buckling ratio ω [12]

| $\lambda = I_w / i_{min}$ | 0 | 10 | 20 | 30 | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 | 100 |
|---------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| ω | 1,00 | 1,01 | 1,05 | 1,11 | 1,22 | 1,39 | 1,67 | 2,21 | 3,50 | 4,43 | 5,45 |

gdzie: λ – smukłość; I_w – moment bezwładności; i_{min} – minimalny promień bezwładności

Przebieg badania

Słupy żeliwne. Badania przeprowadzono we wrześniu 2019 r., w Laboratorium Badań Ogniowych ITB. Wykorzystano 6 słupów żeliwnych o przekroju okrągłym zamkniętym, zbliżonych wymiarach i masie, pochodzących z rozbiórki budynku z XIX w. (tabela 4). Można przypuszczać, że wyprodukowano je w tym samym czasie i w tej samej fabryce. Część słupów została przycięta do mniejszego rozmiaru. Badaniom poddano słupy LC-2 i LC-3. W ramach badań wstępnych wykonano dwie próby wytrzymałościowe słupów, w celu określenia ich nośności na ściskanie osiowe. Temperatura otoczenia wynosiła 19°C, a wil-

Tabela 4. Wymiary i masa badanych słupów żeliwnych
 Table 4. Dimensions and mass of tested cast iron columns

| Oznaczenie | Długość L_{spec} [mm] | Średnica D_{spec} [mm] | Grubość ścianki t_{spec} [mm] | Masa [kg] |
|------------|-------------------------|--------------------------|---------------------------------|-----------|
| LC-1 | 3000 | 134 do 154 | 18,9 do 19,9 | 178 |
| LC-2 | 3000 | 134 do 154 | 21,4 do 22,3 | 197 |
| LC-3 | 3000 | 134 do 154 | 18,41 do 22,0 | 178 |
| S-1 | 1000 | 130 do 142 | 13,0 do 16,2 | 38,6 |
| S-2 | 1000 | 142 do 154 | 17,0 do 19,8 | 48,7 |
| S-3 | 2000 | 133 do 153 | 16,2 do 18,0 | 83,8 |
| S-4 | 2000 | 132 do 150 | 21,0 do 22,8 | 112,1 |

gotność względna powietrza 50%. Siłę przykładano za pomocą siłowników hydraulicznych działających na słup przez poprzeczną belkę ramy pieca i zwiększano ją w odstępach 30 s o 50 kN w każdym kroku, aż do momentu zniszczenia elementów. W obu przypadkach, pierwsze oznaki niszczenia (brzęczenie, huki, pęknięcie) obserwowano przy sile ściskającej 1100 kN, a zniszczenie słupa, wskutek eksplozji jego podstawy, nastąpiło w przypadku siły 1250 kN (LC-3) i 1450 kN (LC-2). Skrócenie pionowe słupów w chwili zniszczenia wynosiło ok. 15 mm, przy czym część tej wartości na pewno była związana z deformacją nierównej podstawy i oporowego bloku betonowego, na którym słupy zostały umieszczone. Na fotografii 1 przedstawiono podstawę słupa LC-2 po badaniu (zniszczeniu).

Zabezpieczenie ogniochronne. Spośród dostępnych na europejskim rynku materiałów ogniochronnych zaledwie



Fot. 1. Zniszczona podstawa słupa po badaniu obciążeniowym
 Photo 1. Destroyed column base after the load test

kilka jest dopuszczonych do stosowania na podłożu żeliwnym. Są to wyłącznie reaktywne zabezpieczenia ogniochronne, gdyż tylko im stworzono taką możliwość w Europejskim Dokumentie Oceny EAD 350402-00-1106 [14]. Zawężone opcje zabezpieczania ogniochronnego

konstrukcji żeliwnych są w rzeczywistości jeszcze mniejsze. Po pierwsze dlatego, że współczesne farby pęczniące koncentrują się na zdolności do zabezpieczenia ogniochronnego do 60 min pożaru standardowego, a po drugie, że najpopularniejszy kształt przekroju słupów żeliwnych (CHS) jest tym, przy którym skuteczność izolowania farb jest często najmniejsza [7, 15]. Farba bowiem aktywuje się w temperaturze $200 \div 300^\circ\text{C}$ [16], więc stosunkowo późno zaczyna spowalniać nagrzewanie materiału. Do tego momentu materiał (stal, żeliwo) już zaczyna degradować. W celu osiągnięcia wysokiej klasy odporności ogniowej należy więc nakładać bardzo grubą warstwę materiału, co jest największym problemem w przypadku przekrojów zamkniętych. Pęczniąca kilkunastokrotnie, czasami nawet ponadstukrotnie, farba znacznie zwiększa obwód zewnętrzny. W połączeniu z dużą grubością skutkuje to pęknięciami i szybkim odpadaniem materiału. Efekt jest tym silniejszy, im mniejsza jest średnica zabezpieczanego elementu. Badania komercyjne farb pęczniących przeprowadzone w Laboratorium Badań Ogniowych ITB na elementach o przekroju zamkniętym (CHS, RHS) wskazują na 30% zmniejszenie skuteczności ogniochronnej, a w skrajnych przypadkach nawet 70%, w stosunku do elementów o przekroju otwartym I lub H, przy takim samym wskaźniku ekspozycji przekroju. Opis tego i innych zjawisk zachodzących w farbach pęczniących, włącznie z modelowaniem numerycznym tych materiałów jest przedmiotem ciągłych badań [16, 17 – 20].

W odniesieniu do materiałów biernych (płyty, wełna mineralna, mieszanki zapraw itp.) nie przewidziano podłoża żeliwnego na żadnym etapie określania właściwości tych wyrobów. Zasadne wydaje się jednak, że w odniesieniu do zapraw ogniochronnych mocowanych na siatce i systemów płytowych samonośnych lub mocowanych do elementu konstrukcyjnego za pomocą różnego rodzaju stelaży, przyczepność materiału ogniochronnego jest zachowana, a tym samym materiał powinien wykazywać taką samą lub zbliżoną skuteczność ogniochronną co w przypadku

Wykaz symboli

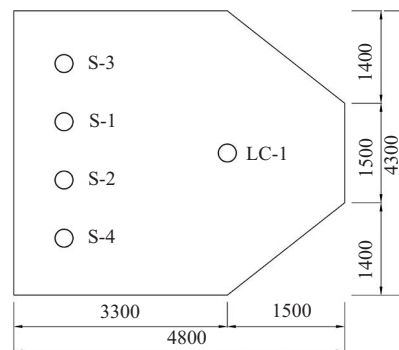
c_a – ciepło właściwe stali; d_p – grubość izolacji ogniochronnej; i_w – promień bezwładności; k – współczynnik korekcyjny; $k_{E,0}$ – współczynnik redukcji modułu sprężystości liniowej stali w temperaturze; $k_{p,0}$ – współczynnik redukcji granicy proporcjonalności stali w temperaturze; $k_{y,0}$ – współczynnik redukcji granicy plastyczności stali w temperaturze; t – czas; A – pole przekroju; A_p/V – wskaźnik ekspozycji przekroju stalowego zabezpieczonego; D_{spec} – średnica zewnętrzna przekroju CHS elementu próbnego; I_w – moment bezwładności; L_{exp} – długość elementu próbnego poddana nagrzewaniu; L_{spec} – długość całkowita elementu próbnego; M – moment zginający; N – siła ściskająca osiowa; $\Delta l/l$ – wydłużenie względne stali; θ_a – temperatura stali; θ_{ci} – temperatura żeliwa; $\theta_{a,cr}$ – temperatura krytyczna stali; λ_a – współczynnik przewodzenia ciepła stali; λ – smukłość; μ_0 – wskaźnik wykorzystania nośności w czasie $t = 0$; σ – naprężenia; σ_{lim} – naprężenia dopuszczalne; ω – współczynnik wyboeczeniowy

zastosowania na elementach stalowych. W celu sprawdzenia tej hipotezy zaprojektowano badanie odporności ogniowej słupa żeliwnego zabezpieczonego ogniochronnie dwiema zaprawami ogniochronnymi:

- na bazie wermikulitu i gipsu, o gęstości po stwardnieniu 310 kg/m^3 i współczynniku przewodzenia ciepła w 20°C równym $0,078 \text{ W/mK}$;
- na bazie wermikulitu i cementu, o gęstości po stwardnieniu 365 kg/m^3 i współczynniku przewodzenia ciepła w 20°C równym $0,095 \text{ W/mK}$.

Żaden z systemów nie wymagał siatki zbrojącej. W tabeli 5 podano średnią grubość nałożonej izolacji i współczynniki ekspozycji przekroju.

Warunki badania. Badania odporności ogniowej wykonano w Laboratorium Badań Ogniowych Instytutu Techniki Budowlanej w Pionkach, w komorze K1 pieca CHIMERA, o konstrukcji stalowej i ścianach izolowanych wełną ceramiczną o niskiej przewodności cieplnej i wysokiej emisyjności powierzchni. Ma ona wymiary $4,30 \times 3,30 \times 3,70 \text{ m}$ i wyposażona jest w 10 palników gazowych o mocy maksymalnej $6,2 \text{ MW}$, umieszczonych na jej krótszych ścianach. W komorze pieca umieszczono jednocześnie wszystkie elementy próbne, w celu zapewnienia im jednakowych warunków nagrzewania (rysunek 2). Wszystkie elementy były nagrzewane na całym obwodzie i pełnej ich długości. Oba końce elementów zaizolowano wełną ceramiczną



Rys. 2. Układ rozmieszczenia elementów próbnych

Fig. 2. Layout of the elements in the test

i płytami krzemianowo-wapniowymi o łącznej grubości 10 cm , w ten sposób minimalizując przepływ ciepła na końcach kształtowników. Elementy próbne przed badaniem sezonowano w temperaturze otoczenia $18 \div 26^\circ\text{C}$ i wilgotności względnej powietrza $\text{RH } 35 \div 70\%$, przez 6 miesięcy do ustabilizowania masy i wilgotności materiału.

Na podstawie badań wytrzymałościowych ustalono, że nośność słupa na ściskanie osiowe wynosi $1250 \div 1450 \text{ kN}$. W badaniu ogniowym zadano obciążenie 720 kN , a więc przy $\mu_0 50 \div 60\%$, zależnie od rzeczywistej nośności słupa. Odpowiadająca temperatura krytyczna $\theta_{a,cr}$ obliczona zgodnie z EN 1993-1-2 [9], jak w przypadku stali, wynosi $550 \div 600^\circ\text{C}$. Obciążenie elementów próbnych zrealizowano z użyciem siłownika hydraulicznego z dokładnością $\pm 2,5\%$. Pomiar skrócenia pionowego słupa przeprowadzono z wykorzystaniem

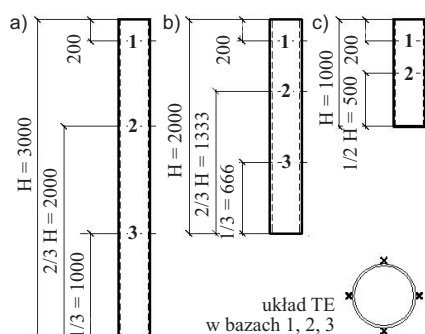
Tabela 5. Izolacja ogniochronna słupów żeliwnych

Table 5. Fire protection of cast iron columns

| Oznaczenie słupa | System zabezpieczenia ogniochronnego; gęstość | $A_p/V \text{ [m}^{-1}\text{]}$ | Średnia grubość izolacji $d_p \text{ [mm]}$ |
|------------------|--------------------------------------------------------------|---------------------------------|---------------------------------------------|
| LC-1 | | 51 | 37,9 |
| S-1 | zaprawa na bazie wermikulitu i gipsu; 310 kg/m^3 | 69 | 35,5 |
| S-2 | | 54 | 39,1 |
| S-3 | zaprawa na bazie wermikulitu i cementu; 365 kg/m^3 | 58 | 36,8 |
| S-4 | | 46 | 37,1 |

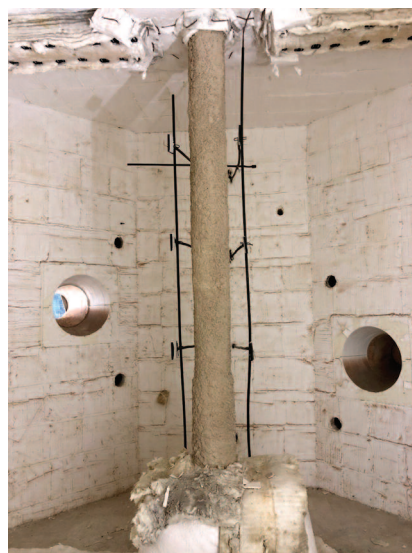
czujników linkowych, mocowanych do górnej powierzchni belki obciążającej słup, o dokładności pomiaru $\pm 0,3$ mm.

Nagrzewanie odbyło się zgodnie z krzywą standardową temperatura/czas określoną w EN 1363-1 [21]. Kontrola temperatury wewnątrz pieca prowadzona była na podstawie odczytów z termometrów płytkowych, rozmieszczonych, ok. 100 mm od słupa, w trzech parach na wysokości $\frac{1}{4}$, $\frac{1}{2}$ i $\frac{3}{4}$ części nagrzewanej (rysunek 3; fotografia 2). Dokładność pomiaru temperatury wewnątrz pieca wynosiła ± 15 K, a wartość nadciśnienia na górze słupa $+20$ Pa względem warunków zewnętrznych i była mierzona z dokładnością $\pm 2,0$ Pa. Do pomiaru temperatury żeliwa użyto termo-



Rys. 3. Rozmieszczenie termoelementów: a) słup $H = 3000$ mm; b) słup $H = 2000$ mm; c) słup $H = 1000$ mm

Fig. 3. Locations of the thermocouples: a) column $H = 3000$ mm; b) column $H = 2000$ mm; c) column $H = 1000$ mm



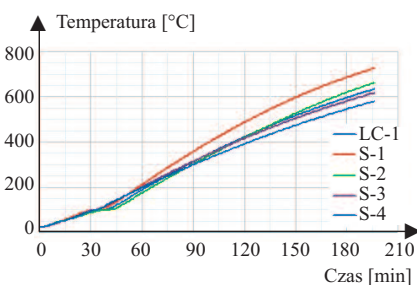
Fot. 2. Układ słupa obciążonego na stanowisku badawczym i rozmieszczenie termometrów płytkowych

Photo 2. Loaded column position at the test stand and locations of plate thermometers

elementów typu K NiCr-NiAl (chromel/alumel), o średnicy 0,5 mm, izolowanych podwójnym włóknem szklanym z nieosłoniętymi zgrzanymi spoinami, przytwierdzonymi na styku żeliwa i izolacji ogniochronnej. Termoelementy (TE) charakteryzowały się błędem pomiaru w temperaturze $0 - 600^{\circ}\text{C}$ wynoszącym nie więcej niż 5 K. Rozmieszczono je na słupach w sposób przedstawiony na rysunku 3.

Wyniki badania

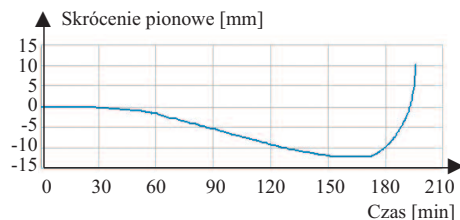
Czas trwania badania wynosił 196 min. Zostało ono zakończone w związku z gwałtownym zniszczeniem słupa obciążonego LC-1. W chwili awarii, jego temperatura średnia wynosiła 631°C , minimalna 628°C , zaś maksymalna 638°C . Słupy nieobciążone osiągnęły bardzo zbliżone wartości temperatury, również z małą różnicą między indywidualnymi TE (rysunek 4). Różnica temperatury między słupami wynikała wyłącznie z różnej grubości materiału ogniochronnego i wskaźnika ekspozycji przekroju, a ich skala była zgodna z wielkością tych różnic.



Rys. 4. Średnia temperatura elementów próbných

Fig. 4. Mean temperature of the tested elements

Skrócenie pionowe słupa po przyłożeniu pełnego obciążenia na zimno wynosiło 8,9 mm. W trakcie badania ogniowego słup początkowo wydłużał się, osiągając wartość maksymalną wydłużenia $+12,8$ mm przy $t = 150$ min trwającą kolejne 20 minut. Po tym czasie słup ponownie zaczął się skraćć (rysunek 5). Po badaniu stwierdzono, że słup pękł na dwie części, w połowie wysokości (fotografia 3). Na elementach nieobciążonych nie zaobserwowano żadnych uszkodzeń powłoki ogniochronnej – zachowały pełną przyczepność przez cały okres badania, a także w fazie studzenia pieca (fotografia 4).



Rys. 5. Skrócenie pionowe słupa LC-1 (wartość ujemna wskazuje wydłużenie)

Fig. 5. Vertical contraction of the column LC-1 (negative values indicate elongation)



Fot. 3. Słup obciążony po badaniu

Photo 3. Loaded column after the test



Fot. 4. Słupy nieobciążone po badaniu

Photo 4. Unloaded columns after the test

Grubość izolacji, określona na podstawie dokumentacji technicznej obu systemów ogniochronnych, wymagana do utrzymania temperatury stali poniżej temperatury podanej w tabeli 6, wynosi w przypadku 120 i 180 min ok. 25 mm dla LC-1, S-1 i S-2. To ok. 65% grubości izolacji zastosowanych na badanych elementach. Ok. 6% punktów procentowych tej różnicy przypisać można faktowi, że grubość podana w dokumentacji technicznej dotyczy elementów o przekroju otwartym, a badaniom poddano elementy o przekroju zamkniętym. Spadek skuteczności ogniochronnej izolacji oszacowano zgodnie z EN 13381-4 [6]. Pozostała część różnicy związana może być z metodą aplikacji materiału, innym składem danej partii mieszanki albo z właściwościami stanowiska badawczego. Badania porównawcze nie-

Tabela 6. Temperatura elementów podczas badania

Table 6. Temperature of the elements during the test

| Miejsce pomiaru | Średnia temperatura na styku izolacji ogniochronnej i żeliwa w trakcie badania [°C] | | | | |
|-----------------|-------------------------------------------------------------------------------------|--------|--------|---------|---------|
| | 30 min | 60 min | 90 min | 120 min | 180 min |
| LC-1 | 86,0 | 186,9 | 310,4 | 420,7 | 595,6 |
| S-1 | 95,2 | 209,6 | 355,5 | 485,0 | 685,5 |
| S-2 | 85,9 | 173,0 | 300,5 | 417,5 | 619,5 |
| S-3 | 95,6 | 199,2 | 312,2 | 414,1 | 580,2 |
| S-4 | 91,8 | 195,8 | 297,2 | 389,4 | 544,8 |

osłoniętych belek stalowych przeprowadzone w 2015 r., w 16 laboratoriach, wskazują, że nawet w odniesieniu do tak prostego elementu rozszerzona niepewność metody badawczej wynosi 11% [22]. Możliwe jest więc, że stanowisko, na którym wykonano badania do Europejskich Ocen Technicznych obu systemów ogniochronnych, lub różnice w metodzie badawczej także odpowiadają za różnicę w oszacowaniu grubości izolacji.

Porównując czas osiągnięcia określonej temperatury obliczeniowej słupów LC-1 i S-2 (najbardziej zbliżonych grubością i wskaźnikiem ekspozycji), wynoszącej 300 ÷ 600°C, w sposób podobny do opisanego w EN 13381-8:2013 [7], ustalono wartości współczynników korekcyjnych k słupów żeliwnych (tabela 7). W obliczeniach uwzględniono korektę z uwagi na różnicę w grubości izolacji i wskaźniku ekspozycji przekroju. Różnica w przypadku czasu osiągnięcia wybranej temperatury obliczeniowej nie przekraczała 5%.

Tabela 7. Współczynnik korekcyjny k w przypadku temperatury projektowej

Table 7. Correction factor k for design temperature

| Stosunek czasu skorygowanego osiągnięcia temperatury obliczeniowej między elementem obciążonym i nieobciążonym w przypadku temperatury: | | | | | | |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 300°C | 350°C | 400°C | 450°C | 500°C | 550°C | 600°C |
| 0,95 | 0,95 | 0,96 | 0,97 | 0,99 | 1,01 | 1,02 |

Wnioski i dyskusja

Na podstawie uzyskanych wyników badań sformułowano następujące wnioski:

■ możliwe jest zastosowanie innych niż reaktywne materiałów ogniochronnych elementów żeliwnych. Użyte dwa rodzaje zapraw na bazie wermikulitu, gipsu i cementu, bez dodatkowych środków mocujących, takich jak siatki zbrojące, wykazały skuteczność ogniochronną przez ponad 180 min, w temperaturze do 600°C, bez utraty przyczepności;

■ zaprawy natryskowe nakładane na siatkę zbrojącą kotwioną mechanicznie i płyty ogniochronne samonośne lub mocowane mechanicznie, których przyczepność nie zależy od adhezji materiału ogniochronnego, powinny wykazywać podobną skuteczność ogniochronną elementów żeliwnych co stalowych. W przypadku pozostałych materiałów zaleca się wykonanie badań przyczepności metodą pull-off;

■ zniszczenie słupa żeliwnego nastąpiło w temperaturze średniej wynoszącej 628°C, a więc wyższej niż oszacowana temperatura krytyczna 550 ÷ 600°C. Normowe metody obliczania temperatury krytycznej stali [10] można więc stosować w odniesieniu do żeliwa.

Literatura

[1] Maraveas C, Wang YC, Swailes T, Sotiriadis G. An experimental investigation of mechanical properties of structural cast iron at elevated temperatures and after cooling down, *Fire Saf. J.* 71 (2015) 340–352. <https://doi.org/10.1016/j.fire-saf.2014.11.026>.

[2] Maraveas C, Wang YC, Swailes T. Elevated temperature behaviour and fire resistance of cast iron columns, *Fire Saf. J.* 82 (2016) 37–48. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2016.03.004>.

[3] Franssen JM, Kodur V, Zaharia R. Designing Steel Structures for Fire Safety, CRC Press, 2009. <https://doi.org/10.1201/9780203875490>.

[4] Wald F, Dagefa M. Fire resistance of cast iron columns. *J. Struct. Fire Eng.* 2013; 4: 95 – 102. <https://doi.org/10.1260/2040-2317.4.2.95>.

[5] Wald F, Dagefa M. Fire resistance of cast iron columns, in: *Appl. Structural Fire Eng.* 2011: 443 – 448. <https://doi.org/10.1260/2040-2317.4.2.95>.

[6] CEN, EN 13381-4:2013. Test methods for determining the contribution to the fire resistance of

structural members. Applied passive protection products to steel members, (2013).

[7] CEN, EN 13381-8:2013. Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members. Applied reactive protection to steel members, (2013).

[8] CEN, EN 1993-1-1:2005+A1: 2014. Eurocode 3. Design of steel structures. General rules and rules for buildings, (2014).

[9] CEN, EN 1993-1-2:2005. Eurocode 3. Design of steel structures. General rules, (2005).

[10] Porter A, Wood C, Fidler J, McCaig I. The behavior of structural cast iron in fire, in: *English Herit. Res. Trans.* 1998; 1: 11 – 20.

[11] Łukomski M, Turkowski P, Roszkowski P, Papis B. Fire Resistance of Unprotected Steel Beams-Comparison between Fire Tests and Calculation Models, *Procedia Eng.* 2017; <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.02.078>.

[12] Czapliński K. Obliczanie dawnych konstrukcji z żeliwa i stali, *Wiadomości Konserw.* 2009; 26: 559 – 564.

[13] Rondal J, Rasmussen KJ. On the Strength of Cast Iron Columns (Research Report No R829), Sydney, 2003.

[14] EOTA, EAD 350402-00-1106. Fire protective products. Reactive coatings for fire protection of steel elements, (2017).

[15] de Silva D, Bilotta A, Nigro E. Approach for modelling thermal properties of intumescent coating applied on steel members, *Fire Saf. J.* 2020; 116: 103200. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2020.103200>.

[16] Anderson CE, Dziuk J, Mallow WA, Buckmaster J. Intumescent reaction mechanisms, 1985. <https://doi.org/10.1177/073490418500300303>.

[17] Lucherini A, Costa RI, Giuliani L, Jomaas G. Experimental Study of the Behavior of Steel Structures Protected by Different Intumescent Coatings and Exposed to Various Fire Scenarios, in: *Struct. Fire 2016. Proc. 9th Int. Conf. Struct. Fire*, DEStech Publications, Inc., 2016: pp. 1065–1072.

[18] Lucherini A, Giuliani L, Jomaas G. Experimental study of the performance of intumescent coatings exposed to standard and non-standard fire conditions, *Fire Saf. J.* 2018; 95: 42–50. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.10.004>.

[19] Lucherini A, Torero JL, Maluk C. Effects of substrate thermal conditions on the swelling of thin intumescent coatings, *Fire Mater.* 2020: 1–14. <https://doi.org/10.1002/fam.2840>.

[20] Bailey C. Indicative fire tests to investigate the behaviour of cellular beams protected with intumescent coatings, *Fire Saf. J.* 2004; 39: 689 – 709. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2004.06.007>.

[21] CEN, EN 1363-1:2020. Fire resistance tests. General requirements, (2020).

[22] Dumont F, Boström L, Łukomski M, van den Berg G. Summary report of the EGOLF round-robin Nr TC2 14-1 in fire resistance testing, 2015.

Przyjęto do druku: 20.06.2022 r.