DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

dr inż. **Paweł A. KRÓL**[1]

Przyjęty/Accepted/Принята: 9.07.2014;
Zrecenzowany/Reviewed/Рецензирована: 26.08.2014;
Opublikowany/Published/Опубликована: 30.09.2014;

OCENA ODPORNOŚCI OGNIOWEJ STROPÓW NA BELKACH STALOWYCH[2]

Evaluation of the fire resistance of steel-beam floors

Оценка огнестойкости перекрытий на стальных балках

Abstrakt
Cel: Celem niniejszego artykułu jest prezentacja procedur i metodologii postępowania przy ocenie odporności ogniowej stropów na belkach stalowych.
Wprowadzenie: Te popularne przed wielu laty rozwiązania technologiczne przeżywają obecnie swój renesans, zarówno w przypadku obiektów współcześnie projektowanych, jak i tych remontowanych czy modernizowanych. Z uwagi na swoją prostotę oraz łatwość wykonania, stropy te doskonale sprawdzają się właśnie jako technologia idealna w przypadku remontów czy nawet konieczności całkowitej wymiany istniejącego stropu na nowy. Bardzo często występują one w obiektach, które pod względem statystycznym relatywnie często w ciągu ostatnich kilku lat ulegały pożarom, np. w starych kamienicach i wolnostojących budynkach mieszkalnych, wybudowanych jeszcze przed II wojną światową lub tuż po jej zakończeniu. Niemały jest też udział tychże rozwiązań w budynkach przemysłowych, wzniesionych w czasach gospodarki socjalistycznej. Argumenty te uzasadniają potrzebę podjęcia tematu właściwej oceny bezpieczeństwa tychże stropów w odniesieniu do przepisów i wymagań wprowadzonych po wejściu Polski do struktur Unii Europejskiej oraz w oparciu o postanowienia najnowszych norm projektowania konstrukcji.
Metodologia: Autor wprowadza czytelnika w zagadnienia oceny odporności ogniowej stropów na belkach stalowych, podając podstawowe wymagania prawne w tym zakresie, wynikające z treści przepisów techniczno-budowlanych, a następnie wskazuje procedury i metody postępowania oparte na postanowieniach Eurokodów. Znaczną część opracowania zajmuje sugestywny przykład obliczeniowy, będący czymś w rodzaju przewodnika, w którym autor, prowadząc krok po kroku szczegółowe obliczenia, tworzy gotowy wzorzec postępowania, przeznaczony do wielokrotnego wykorzystania.
Wnioski i znaczenie dla praktyki: Przeprowadzone analizy obliczeniowe i zaproponowany sposób rozumowania mogą być wykorzystane przy ocenie odporności ogniowej konstrukcji stropów o podobnych rozwiązaniach technicznych. Zamieszczony w pracy przykład obliczeniowy pokazuje, iż wbrew obiegowej opinii, zastosowanie modelu pożaru standardowego nie zawsze prowadzi do konserwatywnych oszacowań. Uzasadnia to potrzebę szczególnej wnikliwości przy ocenie warunków środowiska pożaru oraz konieczność traktowania każdego przypadku projektowego w sposób indywidualny i z dużą atencją. Autor podsumowuje artykuł, formułując kilka praktycznych wniosków.

Słowa kluczowe: pożar, bezpieczeństwo pożarowe, element konstrukcyjny, stalowa belka stropowa, strop na belkach stalowych, pożar standardowy, pożar parametryczny
Typ artykułu: artykuł przeglądowy

Abstract
Objective: The main goal of this article is to present the procedures and methodologies for assessing fire resistance of steel-beam floors.
Introduction: These technical solutions, popular many years ago, are currently experiencing a renaissance, both in case of the facilities which are currently designed, as well as those repaired or upgraded. Due to its simplicity and ease of implementation they apply perfectly just as ideal technology for repairs or even complete replacement of the existing floor structures. This type of floors was very often used in old houses and detached residential buildings constructed before World War II or shortly after its completion which, relatively frequently in the past few years, underwent fires. Also a considerable part of these solutions can be met in industrial buildings,

[1] Politechnika Warszawska, Wydział Inżynierii Lądowej, Instytut Inżynierii Budowlanej, Zespół Konstrukcji Metalowych, Al. Armii Ludowej 16, 00-637 Warszawa; p.krol@il.pw.edu.pl (obecnie: Auburn University, Samuel Ginn College of Engineering, Dept. of Civil Engineering, 213A Ramsay Hall, 261 W. Magnolia Ave., Auburn, AL 36849, USA w ramach stypendium Polsko-Amerykańskiej Komisji Fulbrighta);
[2] Artykuł wyróżniony przez komitet redakcyjny / Article recognised by the editorial committee;

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

built yet in the era of socialism. These arguments justify the need to take the subject of proper safety assessment of these technical solutions in respect of the legal provisions introduced after the Polish accession to the European Union and on the basis of the design provisions of the latest European package of structural design standards.
Methodology: The author introduces the reader to the concept of fire resistance evaluation of steel-beam floors, giving basic legal requirements in this regard, resulting from the necessity to satisfy the essential rules of European Directive 89/106/EEC, implemented to Polish building regulations. Then he specifies the procedures and methods of treatment, based on the provisions of the Eurocodes. A significant part of the study consists of suggestive calculation example, which may serve as a guide-book, in which the author, leading step-by-step detailed calculations, produces the ready-to-use template, intended for multiple use.
Conclusions and relevance for practice: The carried out calculation analyzes and proposed method of reasoning can be also used to evaluate the fire resistance of slabs with similar technical solutions. The calculation example posted in the paper shows that, contrary to popular opinion, the use of standard fire model does not always lead to conservative estimates. This justifies the need for a special insight when assessing the environmental conditions of fire and the need to treat each design case very individually and with great attendance. The author concludes the article by formulating the set of some practical and applicable conclusions.

Keywords: fire, fire safety, structural element, steel joist, steel-beam floor, standard temperature-time fire scenario, parametric temperature-time fire scenario
Type of article: review article

Аннотация
Цель: Целью данной статьи является представление процедур и методологий проведения действий во время оценки огнестойкости перекрытий на стальных балках.
Введение: Эти популярные много лет назад технологические решения в настоящее время переживают период возрождения, как в случае современных (проектированных) объектов, так и в случае ремонтируемых или модернизируемых. Благодаря своей простоте и легкости исполнения перекрытия такого рода идеально подходят для ремонтов либо даже в случае необходимости полной замены существующего перекрытия на новое. Очень часто они встречаются на объектах, в которых статистически довольно часто за последние несколько лет происходили пожары, например, в старых домах и частных жилых домах, построенных ещё до Второй мировой войны или вскоре после ее завершения. Таких решений есть также немало среди промышленных зданий, построенных во времена социалистической экономики. Эти аргументы обосновывают необходимость рассмотрения вопроса о соответственной оценке безопасности этих перекрытий относительно к правилам и требованиям, введённым после вступления Польши в Европейский Союз и согласно положениям новейших стандартов проектирования конструкций.
Методология: Автор знакомит читателя с концепцией, связанной с оценкой огнестойкости перекрытий на стальных балках, представляя основные правовые требования в этой области, вытекающие из содержимого технических и -строительных регламентов. Далее также указывает процедуры и методы их проведения, основанные на положениях Еврокодов. Значительную часть исследования занимает приведённый расчётный пример, являющийся своего рода инструкцией, в которой автор проводит пошаговые подробные расчеты, создаёт готовый образец поведения, предназначенный для многократного использования.
Выводы и значение для практики: Проведённые вычислительные анализы и предложенный метод обоснования могут быть использованы при оценке огнестойкости конструкции перекрытий с аналогичными техническими решениями. Опубликованный в работе пример расчетов показывает, что вопреки распространенному мнению, использование стандартной модели пожара не всегда приводит к типичным подсчетам. Это обосновывает необходимость особого понимания при оценке условий пожарной среды и необходимость индивидуального, специального подхода к каждому проектному случаю. Автор делает заключение, формулируя несколько практических выводов.

Ключевые слова: пожар, пожарная безопасность, конструкционный элемент, стальная балка перекрытия, перекрытие на стальных балках, стандартный пожар, параметрический пожар
Вид статьи: обзорная статья

1. Wprowadzenie

Inspirację do napisania niniejszego artykułu stanowią własne doświadczenia zawodowe autora, związane zarówno z projektowaniem stropów na belkach stalowych w ramach nowo planowanych inwestycji, jak i oceną istniejących konstrukcji tychże stropów, po wieloletniej eksploatacji lub po pożarze. W ostatnich latach bardzo często media podawały informacje o wybuchających w nocy pożarach starych, przedwojennych kamienic w Warszawie. Znaczący w tym zakresie był rok 2011, kiedy to wg doniesień medialnych na warszawskiej Pradze odnotowano ponad 30 pożarów w budynkach zwanych „ostańcami" – czyli w starych kamienicach, które jako nieliczne w stolicy przetrwały II wojnę światową. Bardzo często również, szczególnie w tzw. okresie „grzewczym", środki masowego przekazu donoszą o pożarach starych budynków, w których dochodzi albo do zwarcia w instalacji elektrycznej, albo też za bezpośrednią przyczynę pożaru uznaje się nieszczelny komin, piec lub kuchnię opalaną paliwem stałym czy wreszcie niedopałek papierosa, nieumyślnie rzucony na podłogę po libacji alkoholowej. Niezależnie od przyczyny następstwa tego typu wydarzeń są z reguły podobne: budynek zostaje zamknięty, lokatorzy ewakuowani, a kolejnym krokiem jest konieczność sporządzenia ekspertyzy technicznej dotyczącej możliwości i bezpieczeństwa dalszego użytkowania obiektu, wynikającej z obowiązku nałożonego na właściciela decyzją właściwego, powiatowego inspektora nadzoru budowlanego. Często konieczność sporządzenia opinii technicznej rodzi się i bez pożaru jako czynnika sprawczego. Przy zmianie funkcji budynku, czy sposobu jego użytkowania zachodzi konieczność wykazania, iż przyjęte rozwiązania kon-

strukcyjno-materiałowe są bezpieczne przy uwzględnieniu warunków wynikających z nowego sposobu użytkowania i czy spełniają wymagania odpowiednich przepisów techniczno-budowlanych, ze szczególnym uwzględnieniem ustawy z dnia 7 lipca 1994 r. Prawo Budowlane [1] oraz Rozporządzenia Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. [2] w zakresie, m.in. odporności ogniowej.

Niniejszy artykuł ma służyć pomocą projektantom, rzeczoznawcom, ekspertom ochrony przeciwpożarowej, inspektorom państwowego nadzoru budowlanego, pracownikom administracji architektoniczno-budowlanej i służb ochrony zabytków, którzy w swojej praktyce zawodowej spotkają się z koniecznością przeprowadzenia podobnych analiz dla stropów opartych na belkach stalowych. Ma też wskazać trudności i wyjaśnić niejasności, na jakie może się natknąć osoba oceniająca podczas prowadzonych czynności.

2. Rozwiązania konstrukcyjno-materiałowe stropów na belkach stalowych

Do najbardziej popularnych rozwiązań systemowych należących do tej grupy stropów można zaliczyć przede wszystkim: stropy Kleina, sklepienia odcinkowe z cegły, czy stropy z płyt żelbetowych typu PS 170, PSW 170 i WPS (Wrocławska Płyta Stropowa). Do grupy tej można również zaliczyć stropy z płytą żelbetową monolityczną, choć tego typu technologia była najczęściej stosowana w rozwiązaniach „chałupniczych", zwykle w budynkach zagrodowych, wznoszonych systemem gospodarczym. O ile w praktyce stropy z ceglaną płytą stropową były realizowane mniej więcej do końca lat 50. ubiegłego stulecia, o tyle technologia wykorzystująca żelbetowe płyty prefabrykowane znajdowała zastosowanie praktycznie do końca istnienia państwowych zakładów prefabrykacji betonu. W rzeczywistości jednak stropy Kleina były wykonywane z powodzeniem, szczególnie na terenach wiejskich i w małych miejscowościach, nawet do końca lat 80. XX wieku. Grupa budynków, w których mamy do czynienia ze stropami ceglanymi na belkach stalowych, jest wciąż bardzo duża. Do budynków tych możemy zaliczyć przede wszystkim stare kamienice w zabudowie miejskiej, ale też mniejsze – indywidualne budynki mieszkalne w zabudowie podmiejskiej i zagrodowej.

Podobnie jeśli przyjrzymy się zastosowaniu stropów typu WPS, to znajdowały one szerokie zastosowanie w tzw. budownictwie przemysłowym i były ulubioną technologią wznoszenia obiektów spółdzielni rolniczych, Gminnych Spółdzielni „Samopomoc Chłopska" czy popularnych stacji Państwowych Ośrodków Maszynowych (POM). Wiele z tych budynków przetrwało okres przemian ustrojowych, po okresie częściowej dewastacji zmieniło właściciela, by zacząć swoje drugie życie w nowej rzeczywistości społeczno-ekonomicznej. Część z nich przekształciła się w budynki biurowe, część z nich została zaadaptowana na sale weselne i bankietowe, czy wreszcie hotele robotnicze. Znaczna część z nich przechodzi właśnie prace adaptacyjno-remontowe, a część wciąż czeka na swoją drugą szansę, zanim ulegną kompletnej dewastacji.

W ostatnich latach technologia wykonywania stropów na belkach stalowych, pozornie zapomniana i uznana za archaiczną, zaczęła przezywać swój renesans. Wiele pracowni architektonicznych specjalizujących się w projektach budynków stylizowanych na art déco stosuje obecnie stropy typu Kleina w swoich rozwiązaniach projektowych. Bardzo często stropy na belkach stalowych są projektowane i realizowane współcześnie na potrzeby remontów i modernizacji istniejących budynków ze stropami drewnianymi, w których utraciły one swoje funkcje nośne – bądź na skutek naturalnej degradacji, bądź na przykład w następstwie pożaru. Jest to technologia, która znakomicie nadaje się do tego celu.

Wszystkie te argumenty uzasadniają potrzebę podjęcia tematyki oceny bezpieczeństwa pożarowego stropów na belkach stalowych i poświęcenia im niniejszego opracowania.

3. Wymagania w zakresie odporności ogniowej stropów i sposób oceny zgodności konstrukcji z owymi wymaganiami

Zgodnie z treścią §207, ust.1 przywołanego już wcześniej Rozporządzenia Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. [2]: „Budynek i urządzenia z nim związane powinny być zaprojektowane i wykonane w sposób zapewniający w razie pożaru:

1. nośność konstrukcji przez czas wynikający z rozporządzenia,
2. ograniczenie rozprzestrzeniania się ognia i dymu w budynku,
3. ograniczenie rozprzestrzeniania się pożaru na sąsiednie budynki,
4. możliwość ewakuacji ludzi,

a także uwzględniający bezpieczeństwo ekip ratowniczych."

W praktyce dochowanie tych zasad ogólnych sprowadza się do spełnienia przez elementy budynku określonych kryteriów w zakresie nośności (R), szczelności (E) i izolacyjności (I) ogniowej, przez wskazany w przepisach czas, wynikający z klasy odporności pożarowej budynku oraz typu elementu i jego funkcji.

Klasyfikacja budynków warunkująca wymagania w zakresie bezpieczeństwa pożarowego w Polsce opiera się na podziale ze względu na wysokość oraz na sposób użytkowania.

Podział w zakresie wysokości obejmuje pięć grup budynków: niskie (nie wyższe niż 12 m), średniowysokie (powyżej 12 m do 25 m), wysokie (powyżej 25 m do 55 m) i wysokościowe (powyżej 55 m).

Po ustaleniu podstawowego przeznaczenia czy też funkcji budynku można go przyporządkować do jednej z trzech kategorii: zagrożenia ludzi – ZL (do kategorii tej zalicza się obiekty, których podstawowa funkcja jest ściśle związana z przebywaniem ludzi), obiektów produkcyjno-magazynowych – PM (w których podstawową

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

funkcją jest produkcja i/lub magazynowanie) lub inwentarskich – oznaczonych symbolem IN (przeznaczonych do hodowli zwierząt lub uprawy roślin).

Dysponując informacjami nt. wysokości budynku, gęstości obciążenia ogniowego budynku bądź jego kategorii, zgodnie z projektowanym przeznaczeniem określa się dla niego tak zwaną „klasę odporności pożarowej" (jedną z pięciu oznaczaną kolejnymi literami alfabetu: od najwyższej A do najniższej E). Przyporządkowania dokonuje się na podstawie [2]. W przepisach zawarto szereg przypadków, w których wymaganą klasę odporności pożarowej można obniżyć, bądź kiedy należy ją podnieść. Bezpośrednio z ustalonej klasy odporności pożarowej wynikają wymagania w zakresie odporności ogniowej elementów budynku, co przedstawiono w tabeli 1.

Oceny zgodności elementów konstrukcji z powyższymi wymaganiami (w szczególności w zakresie kryterium nośności – R) można dokonać na kilka sposobów, ale najlepszym rozwiązaniem jest wykorzystanie do tego celu procedur zawartych w nowych normach projektowania konstrukcji wchodzących w skład pakietu Eurokodów. I choć z formalnego punktu widzenia normy projektowania nie są dokumentami do tzw. obowiązkowego stosowania, stanowią jedynie dokumenty doradcze w doborze rozwiązań, jednakże zgodnie z polskim prawem i treścią §204, ust. 4. Rozporządzenia Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. [2], „warunki bezpieczeństwa konstrukcji […] uznaje się za spełnione, jeżeli konstrukcja ta odpowiada Polskim Normom dotyczącym projektowania i obliczania konstrukcji".

Zgodnie z treścią preambuły do pakietu najnowszych europejskich norm projektowania konstrukcji: „Państwa członkowskie UE i EFTA uznają, że Eurokody stanowią dokumenty odniesienia: – do wykazania zgodności budynków i obiektów inżynierskich z wymaganiami podstawowymi dyrektywy Rady 89/106/EWG, szczególnie wymagania podstawowego nr 1 (Nośność i stateczność) oraz wymagania podstawowego nr 2 (Bezpieczeństwo pożarowe); – jako podstawa do zawierania umów dotyczących obiektów budowlanych i związanych z nimi usług inżynierskich; – jako dokument ramowy do opracowania zharmonizowanych specyfikacji technicznych dotyczących wyrobów budowlanych (norm europejskich – EN i europejskich aprobat technicznych – ETA)".

Do najważniejszych z nich, znajdujących zastosowanie przy ocenie bezpieczeństwa konstrukcji stalowych, należy zaliczyć normy: PN-EN 1990 [3], PN-EN 1991-1-2 [4] oraz PN-EN 1993-1-2 [5].

Norma PN-EN 1990 [3], zwana także potocznie Eurokodem 0 (zero), definiująca podstawowe założenia projektowania oraz główne wymagania dotyczące zapewnienia bezpieczeństwa, użytkowania i trwałości konstrukcji, pełni w całym zbiorze funkcję nadrzędną, a zawarte w niej postanowienia muszą być respektowane w pozostałych częściach zbioru norm. Zasady w niej podane oparte są na koncepcji stanów granicznych posługującej się w projektowaniu tzw. metodą częściowych współczynników bezpieczeństwa.

Zgodnie z przyjętym programem Eurokodów, oddziaływania termiczne i mechaniczne na konstrukcje poddane

Tabela 1.

Klasy odporności ogniowej elementów budynku, wg [2]

Klasa odporności pożarowej budynku	**Klasa odporności ogniowej elementów budynku**					
	główna konstrukcja nośna	konstrukcja dachu	strop	ściana zewnętrzna	ściana wewnętrzna	przekrycie dachu
"A"	R 240	R 30	R E I 120	E I 120 (o-i)	E I 60	R E 30
"B"	R 120	R 30	R E I 60	E I 60 (o-i)	E I 30	R E 30
"C"	R 60	R 15	R E I 60	E I 30 (o-i)	E I 15	R E 15
"D"	R 30	(-)	R E I 30	E I 30 (o-i)	(-)	(-)
"E"	(-)	(-)	(-)	(-)	(-)	(-)

Table 1.

Fire protection requirements for major structural elements of buildings (rates in minutes), according to [2]

Specified Fire Resistant Class of a Building	**Fire Protection Requirements for Major Structural Elements of Buildings**					
	Main supporting structural members (colemns, walls)	Structure of the roof	Floor structure	External wall	Internal wall	Roof finishing layers
"A"	R 240	R 30	R E I 120	E I 120 (o-i)	E I 60	R E 30
"B"	R 120	R 30	R E I 60	E I 60 (o-i)	E I 30	R E 30
"C"	R 60	R 15	R E I 60	E I 30 (o-i)	E I 15	R E 15
"D"	R 30	(-)	R E I 30	E I 30 (o-i)	(-)	(-)
"E"	(-)	(-)	(-)	(-)	(-)	(-)

wpływom temperatur pożarowych należy ustalać na podstawie normy PN-EN 1991-1-2 [4]. W normie podano kilka możliwych wariantów określania obliczeniowych oddziaływań pożarowych, podzielonych na modele nominalne (krzywa standardowa temperatura-czas, krzywa pożaru zewnętrznego, krzywa węglowodorowa), uproszczone modele naturalne (pożary lokalne, pożary strefowe) i zaawansowane modele naturalne pożaru (modele jednostrefowe, dwustrefowe i modele CFD).

Zagadnienia dotyczące procedur sprawdzania nośności konstrukcji stalowych poddanych oddziaływaniu temperatur pożarowych są przedmiotem normy PN-EN 1993-1-2 [5]. W normie podano m.in. sposoby obliczania temperatury stalowych elementów konstrukcji poddanych oddziaływaniom pożarowym, zarówno tych niechronionych, jak i tych osłoniętych za pomocą materiałów izolacyjnych. Ponadto norma podaje również sposób obliczania temperatury krytycznej elementu stalowego konstrukcji, tj. takiej temperatury, po osiągnięciu której przyjmuje się, że element przestaje pełnić swoje funkcje nośne oraz najistotniejsze informacje dotyczące właściwości mechanicznych i termicznych stali konstrukcyjnych oraz sposobu ich zmienności, w zależności od temperatury.

4. Procedury oceny nośności konstrukcji w warunkach pożaru

4.1. Ustalanie wielkości oddziaływań

Przy sprawdzaniu stanu granicznego zniszczenia lub nadmiernego odkształcenia przekroju, elementu konstrukcji lub połączenia należy wykazać, że w żadnej z przewidywanych sytuacji projektowych wartości obliczeniowe efektów oddziaływań nie przekroczą wartości obliczeniowej odpowiedniej nośności, co można w sposób uproszczony wyrazić wzorem:

$$E_d \le R_d , \tag{1}$$

Według [3] w przypadku trwałych i przejściowych sytuacji projektowych, obliczeniowe efekty oddziaływań na konstrukcje należy ustalać na podstawie tzw. kombinacji podstawowej, opisanej zależnością:

$$\sum_{j\ge 1}\gamma_{G,j}G_{k,j}"+"\gamma_P P"+"\gamma_{Q,1}Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i} \tag{2}$$

gdzie znak „+” oznacza w ogólnym rozumieniu, iż dany składnik „należy uwzględnić w kombinacji z”.

Jako że stosowanie wzoru (2) z reguły prowadzi do nieco wyższych oszacowań, co w efekcie skutkuje większym zużyciem materiałów, załącznik krajowy do normy [3] zaleca, aby w trwałej i przejściowej sytuacji obliczeniowej przyjmować jako miarodajną tzw. kombinację alternatywną, rozumianą jako mniej korzystne wyrażenie z dwóch podanych poniżej, opisanych wzorami (3a) lub (3b):

$$\sum_{j\ge 1}\gamma_{G,j}G_{k,j}"+"\gamma_P P"+"\gamma_{Q,1}\psi_{0,1}Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i} \tag{3a}$$

$$\sum_{j\ge 1}\xi_j\gamma_{G,j}G_{k,j}"+"\gamma_P P"+"\gamma_{Q,1}Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i} \tag{3b}$$

W przypadku wyjątkowych sytuacji obliczeniowych, do których należy zaliczyć pożar, kombinacja oddziaływań dla stanów granicznych nośności konstrukcji przyjmuje postać:

$$\sum_{j\ge 1}G_{k,j}"+"P"+"A_d"+"\left(\psi_{1,1}\text{ lub }\psi_{2,1}\right)Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\psi_{2,i}Q_{k,i} \tag{4}$$

Zaleca się, aby w sytuacjach pożarowych, niezależnie od wpływu temperatury na właściwości materiału, wartość A_d wyrażała wartość obliczeniową pośredniego oddziaływania wywołanego pożarem, ustalaną indywidualnie dla każdego projektu. W praktycznych zastosowaniach, w przypadku konstrukcji stalowych, składnik A_d z reguły nie jest uwzględniany, ponieważ wartości rzeczywiste ewentualnych dodatkowych sił osiowych wynikających z termicznego wydłużenia elementu są trudne do ustalenia z uwagi na brak znajomości faktycznej podatności podpór. Ponadto odkształcenia poprzeczne wynikające z dość gwałtownego spadku wielkości modułu sprężystości poprzecznej Younga w warunkach podwyższonych temperatur pożarowych redukują wpływ sił podłużnych wynikających z wydłużenia.

Norma zaleca także, aby siłę sprężającą P uważać za oddziaływanie stałe, wywołane przez kontrolowane siły lub też kontrolowane odkształcenia wymuszone konstrukcji. Wskazuje się na potrzebę odróżniania tego rodzaju sprężenia od innych, np. sprężenia cięgnami czy wstępnie wymuszonymi odkształceniami. Ponieważ trudno jest mówić o kontrolowanym sprężeniu konstrukcji w warunkach pożaru, również składnik P, uwzględniający wpływ sił sprężających, nie znajduje praktycznego zastosowania, dzięki czemu wzór (4) upraszcza się do postaci:

$$E_d = \sum_{j\ge 1}G_{k,j}"+"\left(\psi_{1,1}\text{ lub }\psi_{2,1}\right)Q_{k,1}"+"\sum_{i>1}\psi_{2,i}Q_{k,i} \tag{5}$$

Jako że w większości sytuacji pożarowych nie mamy do czynienia z więcej niż jednym istotnym składnikiem oddziaływań zmiennych, powyższy wzór, w praktycznych zastosowaniach, zwykle upraszcza się jeszcze bardziej i przyjmuje on postać:

$$E_d = \sum_{j\ge 1}G_{k,j}"+"\left(\psi_{1,1}\text{ lub }\psi_{2,1}\right)Q_{k,1} \tag{6}$$

Biorąc pod uwagę zalecenia załącznika krajowego do normy PN-EN 1991-1-2 [4] dotyczące stosowania w obliczeniach wartości prawie stałej wiodących oddziaływań zmiennych, formuła powyższa faktycznie upraszcza się jeszcze bardziej, przyjmując w warunkach polskich ostateczną postać ogólną:

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

$$E_d = \sum_{j\geq 1} G_{k,j} "+" \psi_{2,1} Q_{k,1} \quad (7)$$

Kombinację charakterystyczną oddziaływań, którą należy stosować do oceny nieodwracalnych stanów granicznych użytkowalności konstrukcji, wyraża się wzorem:

$$\sum_{j\geq 1} G_{k,j} "+" P "+" Q_{k,1} "+" \sum_{i>1} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (8)$$

gdzie poszczególne symbole, występujące we wzorach (2)-(8) oznaczają odpowiednio:
$G_{k,j}$ – wartość charakterystyczną oddziaływania stałego j,
P – miarodajną wartość reprezentatywną oddziaływania sprężającego,
A_d – wartość obliczeniową oddziaływania wyjątkowego,
$Q_{k,1}$ – wartość charakterystyczną głównego (wiodącego) oddziaływania zmiennego,
$Q_{k,i}$ – wartości charakterystyczne towarzyszących oddziaływań zmiennych i,
$\psi_{0,1}$ – współczynnik dla wartości kombinacyjnej wiodącego oddziaływania zmiennego,
$\psi_{0,i}$ – współczynnik dla wartości kombinacyjnej towarzyszących oddziaływań zmiennych i,
$\psi_{1,1}$ – współczynnik kombinacyjny dla wartości częstej wiodącego oddziaływania zmiennego,
$\psi_{2,1}$ – współczynnik kombinacyjny dla wartości prawie stałej wiodącego oddziaływania zmiennego,
$\psi_{2,i}$ – współczynnik kombinacyjny dla wartości prawie stałej towarzyszącego oddziaływania zmiennego i,
$\gamma_{G,j}$ – współczynnik częściowy do oddziaływania stałego j,
$\gamma_{Q,1}$ – współczynnik częściowy do wiodącego oddziaływania zmiennego,
$\gamma_{Q,i}$ – współczynnik częściowy do towarzyszących oddziaływań zmiennych i,
γ_P – współczynnik częściowy do oddziaływań zmiennych,
ξ_j – współczynnik redukcyjny do oddziaływań stałych j.

4.2. Ustalanie wartości temperatury krytycznej

Najprostszym sposobem oceny nośności konstrukcji wykonanej ze stali węglowej, nienarażonej na zjawiska niestateczności, przy założeniu równomiernego rozkładu temperatury na wysokości przekroju oraz na długości elementu jest ocena w domenie czasowej, polegająca – w najprostszym rozumieniu – na określeniu czasu, w ciągu którego element nagrzewa się do poziomu tzw. temperatury krytycznej. Przez temperaturę krytyczną należy rozumieć taką wartość temperatury konstrukcji, którą utożsamia się z chwilą całkowitej utraty nośności przez element o danym stopniu wytężenia odniesionym do warunków normalnych. Bezpośrednie porównanie czasu, w jakim nagrzewany element osiąga poziom temperatury krytycznej, z wymaganiami określonymi w przepisach techniczno-budowlanych daje odpowiedź na pytanie, czy element posiada wystarczającą nośność w rozumieniu wymagań bezpieczeństwa pożarowego.

Wartość temperatury krytycznej można z pewnym przybliżeniem ustalić na podstawie wzoru (9). Zależność opisana wzorem jak niżej została jedynie podana w formie funkcji jednej zmiennej – wskaźnika wykorzystania nośności μ_0 w czasie t=0, czyli w chwili wybuchu pożaru,

$$\theta_{a,cr} = 39{,}19 \ln\left[\frac{1}{0{,}9674\,\mu_0^{3{,}833}} - 1\right] + 482 \quad (9)$$

gdzie μ_0 przyjmuje się o wartości nie mniejszej niż 0,013.

4.3. Ocena temperatury gazów pożarowych (ocena nośności konstrukcji w domenie termicznej)

Ocena na podstawie krzywej standardowej temperatura-czas

Krzywa standardowa (zwana też krzywą ISO 834) jest umowną funkcją stosowaną w badaniach naukowych do oceny odporności ogniowej elementów konstrukcyjnych oraz wydzielonych podukładów. Jej przebieg ma symulować warunki w pełni rozwiniętego pożaru w pomieszczeniach. Przyjęty model ma charakter uproszczony, ponieważ temperatura gazów jest tu jedynie funkcją jednej zmiennej – czasu, zupełnie niezależną od innych istotnych parametrów determinujących rzeczywisty przebieg pożaru, takich jak choćby rodzaj i rozmieszczenie nagromadzonych materiałów palnych, wielkość strefy pożarowej czy warunki wentylacji. Temperatura gazów pożarowych, opisana krzywą standardową, rośnie monotonicznie i nie uwzględnia fazy stygnięcia, co jest niezgodne z naturą realnego pożaru. Krzywa ta ma znaczenie historyczne – stosowana przez szereg lat do oceny zachowania się konstrukcji poddanych silnym oddziaływaniom termicznym, została przyjęta jako element odniesienia, do którego odwołują się parametry odporności ogniowej (w szczególności kryterium nośności „R"), podawane współcześnie w przepisach techniczno-budowlanych [2]. Pomimo pewnych niedoskonałości tego modelu pożaru, nadal stanowi on podstawowe narzędzie służące do analizy bezpieczeństwa pożarowego elementów konstrukcyjnych budynków. Panuje powszechne przekonanie, iż szacowanie bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji w oparciu o standardowy opis pożaru prowadzi do rozwiązań konserwatywnych, nieuzasadnionych pod względem ekonomicznym, co nie zawsze jest prawdą.

Standardowa krzywa temperatura-czas opisana jest wzorem:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (10)$$

gdzie:
θ_g – oznacza temperaturę gazów pożarowych, [°C];
T^g – czas trwania rozwiniętego pożaru, od momentu jego rozgorzenia, [minuty].

Ocena na podstawie krzywej parametrycznej temperatura-czas

Model pożaru opisanego krzywą parametryczną temperatura-czas, scharakteryzowaną szerzej w Załączniku A normy [4], stanowi odejście od wspomnianych wcześniej uproszczeń. Funkcja opisująca przebieg pożaru parametrycznego jest nadal funkcją jednej zmiennej czasowej, w tym jednak przypadku owa funkcja czasowa jest zależna od trzech istotnych parametrów fizycznych takich jak: gęstość obciążenia ogniowego, absorpcyjność termiczna przegród wydzielających daną strefę pożarową oraz wielkość otworów wentylacyjnych w ścianach. Krzywe parametryczne znajdują zastosowanie w przypadku stref pożarowych o powierzchni podłogi nieprzekraczającej 500 m^2, bez otworów w przegrodach poziomych i o maksymalnej wysokości strefy wynoszącej 4,0 m. W wielu sytuacjach szczególnie te dwa pierwsze ograniczenia mogą stanowić istotną przeszkodę w wykorzystaniu opisu parametrycznego do analizy bezpieczeństwa pożarowego elementów konstrukcyjnych np. w przypadku obiektów wielkopowierzchniowych.

Krzywa parametryczna składa się z dwóch fragmentów, z których jeden obejmuje fazę nagrzewania, drugi zaś fazę chłodzenia. W fazie nagrzewania krzywa parametryczna temperatura-czas jest określona wzorem:

$$\theta_g = 20 + 1325\left(1 - 0{,}324e^{-0{,}2t^*} - 0{,}204e^{-1{,}7t^*} - 0{,}472e^{-19t^*}\right) \quad (11)$$

zaś w fazie chłodzenia wzorami:

a) w przypadku pożaru kontrolowanego przez wentylację:

$$\theta_g = \theta_{max} - 625\left(t^* - t^*_{max}\right) \text{ dla } t^*_{max} \le 0{,}5 \quad (12a)$$

$$\theta_g = \theta_{max} - 250\left(3 - t^*_{max}\right)\left(t^* - t^*_{max}\right) \text{ dla } 0{,}5 < t^*_{max} < 2 \quad (12b)$$

$$\theta_g = \theta_{max} - 250\left(t^* - t^*_{max}\right) \text{ dla } t^*_{max} \ge 2 \quad (12c)$$

b) w przypadku pożaru kontrolowanego podażą paliwa:

$$\theta_g = \theta_{max} - 625\left(t^* - \Gamma t_{lim}\right) \text{ dla } t^*_{max} \le 0{,}5 \quad (13a)$$

$$\theta_g = \theta_{max} - 250\left(3 - t^*_{max}\right)\left(t^* - \Gamma t_{lim}\right) \text{ dla } 0{,}5 < t^*_{max} < 2 \quad (13b)$$

$$\theta_g = \theta_{max} - 250\left(t^* - \Gamma t_{lim}\right) \text{ dla } t^*_{max} \ge 2 \quad (13c)$$

Wielkości podane w powyższych wzorach oznaczają odpowiednio:

θ_g – oznacza temperaturę gazów pożarowych, [°C];

t – czas trwania pożaru, [h];

$t^* = t \cdot \Gamma$, [h];

$$\Gamma = \left(\frac{O/0{,}04}{b/1160}\right)^2, \text{ [-]};$$

b – współczynnik absorpcyjności termicznej przegrody: $b = \sqrt{(bc\lambda)}$, przy jednoczesnym ograniczeniu: $100 \le b \le 2200$, [J/m^{2}s$^{1/2}$K];

ρ – ciężar objętościowy elementów ograniczających, [kg/m^3];

c – ciepło właściwe elementów ograniczających, [J/kgK];

λ – przewodność cieplna elementów ograniczających, [W/mK];

O – wskaźnik otworów: $O = \dfrac{A_V\sqrt{h_{eq}}}{A_t}$, przy jednoczesnym ograniczeniu: $0{,}02 \le b \le 0{,}02$, [m$^{1/2}$];

A_V – całkowita powierzchnia pionowych otworów we wszystkich ścianach, [m^2];

h_{eq} – średnia ważona wysokości okien we wszystkich ścianach, [m];

A_t – całkowita powierzchnia elementów ograniczających (ścian, sufitu i podłogi, łącznie z otworami), [m^2]

$t^*_{max} = \left(0{,}0002 \cdot q_{t,d} / O\right) \cdot \Gamma$, [h];

$q_{t,d}$ – obliczeniowa wartość gęstości obciążenia ogniowego, odniesiona do całkowitego pola powierzchni ograniczających A_t: $q_{t,d} = q_{f,d} \cdot A_f / A_t$, przy jednoczesnym ograniczeniu: $50 \le q_{t,d} \le 1000$, [MJ/m^2];

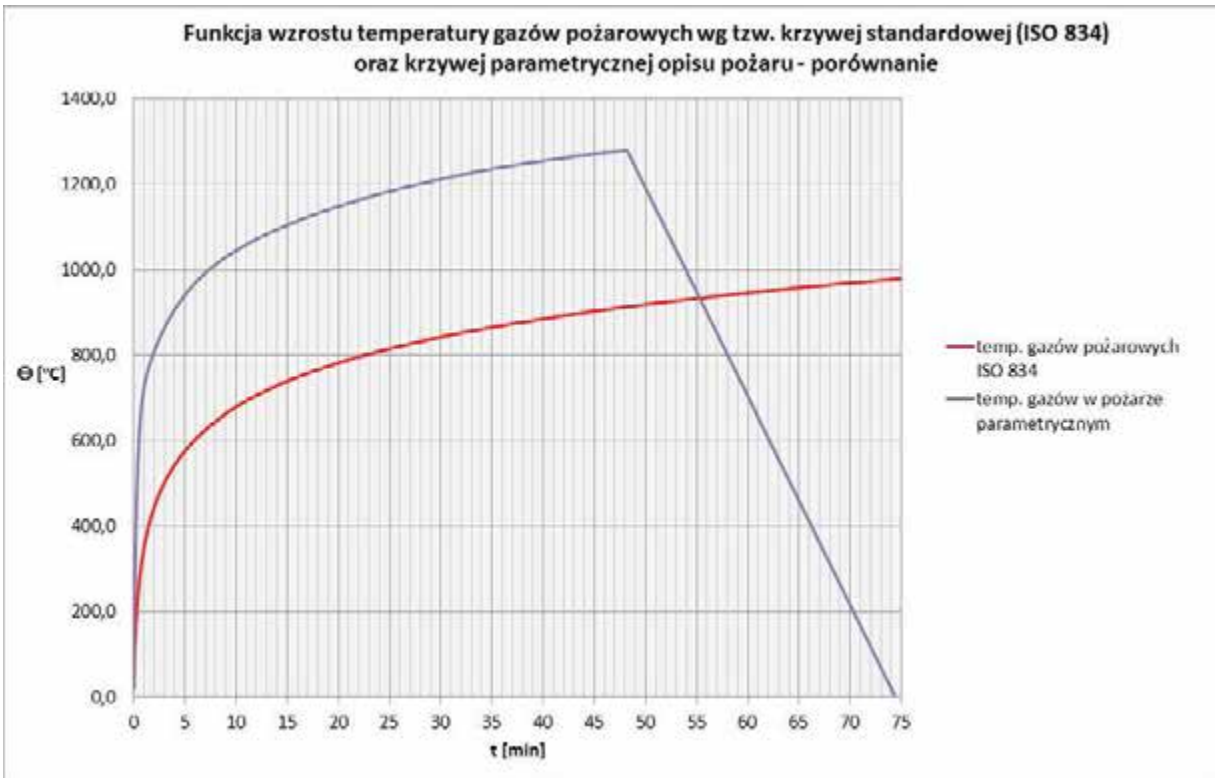
$q_{f,d}$ – obliczeniowa wartość gęstości obciążenia ogniowego, odniesiona do pola powierzchni podłogi A_f, [MJ/m^2];

Szczegółowe zasady ustalania wartości parametrów b, $q_{f,d}$ i t_{lim} podano w treści Załącznika A do normy [4].

Na ryc. 1 przedstawiono dla porównania dwie krzywe opisujące zależność temperatura-czas (standardową oraz parametryczną), wyznaczone dla tych samych specyficznych warunków strefy pożarowej przyjętych w przykładzie obliczeniowym. Analiza wykreślonych funkcji przeczy obiegowej opinii, propagowanej z resztą dość powszechnie w wielu pozycjach literaturowych, iż model pożaru standardowego stanowi w każdym przypadku podejście bardziej konserwatywne, skutkujące nadmiernie bezpiecznymi oszacowaniami bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji. Specyficzna konfiguracja strefy pożarowej wynikająca z dużej podaży paliwa przy równocześnie sprzyjającej zdolności do wentylacji może w określonych sytuacjach skutkować warunkami znacznie gorszymi w rozumieniu oddziaływań środowiskowych, niż wynikają one z opisu za pomocą krzywej nominalnej ISO 834.

Warto na ten fakt zwrócić szczególną uwagę i zachować daleko idącą powściągliwość oraz pokorę w kwestii oceny potencjalnych warunków środowiska pożaru.

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7



Ryc. 1. Porównanie funkcji wzrostu temperatury gazów pożarowych: standardowej i parametrycznej, Źródło: Opracowanie własne.

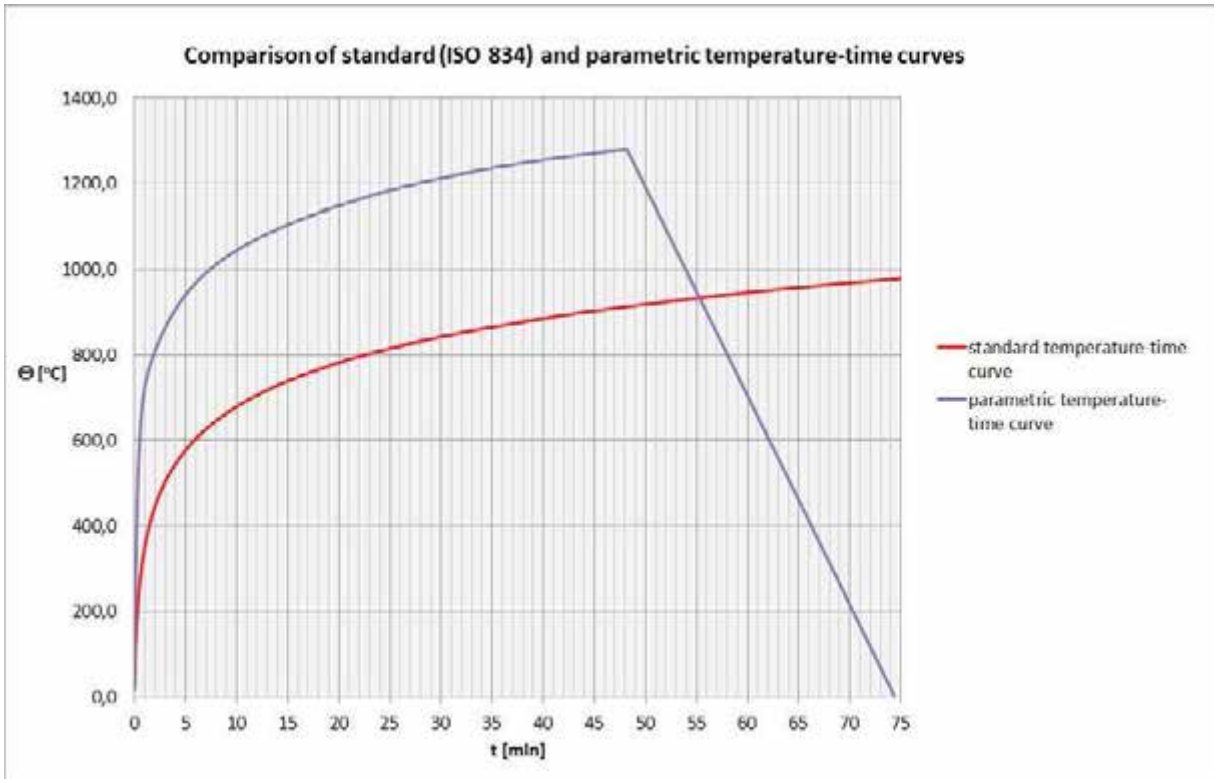


Fig. 1. Comparison of standard temperature-time and parametric temperature-time curves, Source: Own elaboration.

4.4. Wyznaczanie wskaźnika ekspozycji przekroju

Wzory pozwalające na wyznaczenie wartości obliczeniowych wskaźnika ekspozycji przekroju A_m/V niektórych nieosłoniętych elementów stalowych podano w Tablicy 4.2 normy [5]. Analogicznie, podobne formuły, ale odnoszące się do niektórych osłoniętych elementów stalowych, pozwalające na wyznaczenie wartości oblicze-

niowych wskaźnika ekspozycji A_p/V, zamieszczono w Tablicy 4.3 tejże samej normy.

4.5. Obliczanie temperatury elementu stalowego

Obliczenia temperatury elementu stalowego konstrukcji, poddanego nagrzewaniu w warunkach pożaru, można przeprowadzić z wykorzystaniem procedur przyrostowych różniących się nieco od siebie w zależności od tego, czy odnoszą się one do elementów nieosłoniętych, czy też elementów zabezpieczonych za pomocą dowolnej izolacji ogniochronnej.

Elementy nieosłonięte przed nagrzewaniem

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

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh}\frac{A_m/V}{c_a\rho_a}\dot{h}_{net,d}\Delta t \tag{14}$$

gdzie:
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, [m²/m];
V – objętość elementu na jednostkę długości, [m³/m];
c_a – zależne od temperatury ciepło właściwe stali, [J/kgK];
$\dot{h}_{net,d}$ – wartość obliczeniowa przejętego strumienia ciepła netto, określona na jednostkę powierzchni, [W/m²];
Δt – przedział czasu, [sekundy];
ρ_a – gęstość masy stali, [kg/m³].

Aby obliczenia osiągnęły wymagany poziom precyzji, krok czasowy Δt nie może być większy niż 5 sekund.

Wskaźnik ekspozycji przekroju A_m/V oznacza stosunek powierzchni ogarniętej pożarem (powierzchni nagrzewanej) do jednostkowej objętości przekroju nagrzewanego, co w efekcie sprowadza się do stosunku długości obwodu przekroju ogrzewanego elementu do jego pola przekroju poprzecznego.

Wielkość wyrażającą łączną moc oddziaływań termicznych przypadającą na powierzchnie elementu wyeksponowane na działanie ognia określa strumień ciepła netto $\dot{h}_{net,d}$. Jego wielkość należy ustalać z uwzględnieniem przepływu ciepła przez konwekcję i przez radiację, zgodnie z równaniem:

$$\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r} \tag{15}$$

gdzie:
$\dot{h}_{net,c}$ – oznacza konwekcyjny strumień ciepła netto, zaś
$\dot{h}_{net,r}$ – radiacyjny strumień ciepła netto.

Wielkość konwekcyjnego strumienia ciepła netto można ustalić na podstawie zależności:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \cdot \left(\theta_g - \theta_m\right) \tag{16}$$

w której:
α_c – oznacza współczynnik przejmowania ciepła przez konwekcję, [W/m²K];
θ_g – temperaturę gazu w otoczeniu elementu poddanego działaniu pożaru, (na podstawie przyjętego modelu opisu pożaru), [°C];
θ_m – temperaturę powierzchni elementu stalowego, [°C].

Radiacyjny strumień ciepła netto przypadający na jednostkę powierzchni elementu określa się ze wzoru:

$$\dot{h}_{net,r} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot \left[\left(\theta_r + 273\right)^4 - \left(\theta_m + 273\right)^4\right] \tag{17}$$

gdzie:
Φ – współczynnik konfiguracji, zwykle przyjmujący wartość 1,0;
ε_m – emisyjność powierzchni elementu;
ε_f – emisyjność ognia;
σ – stała Stefana Boltzmanna ($5{,}67\cdot10^{-8}$ W/m²K⁴)
θ_r – efektywna temperatura promieniowania środowiska pożaru, (w praktyce można przyjąć, że $\theta_r=\theta_g$), [°C];
θ_m – temperatura powierzchni elementu, [°C].

Elementy osłonięte za pomocą izolacji ogniochronnej

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

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

(lecz $\Delta\theta_{a,t} \geq 0$ gdy $\Delta\theta_{g,t} \geq 0$), (18)

przy czym:

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

gdzie:
A_p/V – wskaźnik ekspozycji przekroju elementów stalowych chronionych przez materiał izolacji ogniochronnej;
A_p – odpowiednie pole powierzchni materiału izolacji ogniochronnej na jednostkę długości elementu, [m²/m];
V – objętość elementu na jednostkę długości, [m³/m];
c_a – zależne od temperatury ciepło właściwe stali, [J/kgK], opisane następującymi zależnościami:

$$c_a = 425 + 7{,}73\cdot10^{-1}\cdot\theta_a - 1{,}69\cdot10^{-3}\cdot\theta_a^2 + 2{,}22\cdot10^{-6}\cdot\theta_a^3$$

dla $20°C \leq \theta_a < 600°C$ (19a)

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

$$c_a = 666 + \frac{13022}{738 - \theta_a} \quad \text{dla} \quad 600°C \le \theta_a < 735°C \quad (19b)$$

$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \quad \text{dla} \quad 735°C \le \theta_a < 900°C \quad (19c)$$

$$c_a = 650, \quad \text{dla} \quad 900°C \le \theta_a \le 1200°C \quad (19d)$$

c_p – niezależne od temperatury ciepło właściwe materiału izolacji ogniochronnej, [J/kgK];
d_p – grubość warstwy materiału izolacji ogniochronnej, [m];
Δt – przedział czasu, [sekundy];
$\theta_{a,t}$ – temperatura stali w czasie t trwania pożaru, [°C];
$\theta_{g,t}$ – temperatura otaczających gazów w czasie t trwania pożaru, [°C];
$\Delta\theta_{g,t}$ – przyrost temperatury otaczających gazów w przedziale czasu Δt, [K];
λ_p – przewodność cieplna zabezpieczenia ogniochronnego, [W/mK];
ρ_a – gęstość masy stali, [kg/m^3];
ρ_p – gęstość masy materiału izolacji ogniochronnej, [kg/m^3]

Aby obliczenia osiągnęły wymagany poziom precyzji, w przypadku elementów stalowych osłoniętych izolacją ogniochronną krok czasowy Δt nie może być większy niż 30 sekund. Tak istotna różnica w wielkości kroku czasowego pomiędzy elementami nieosłoniętymi i osłoniętymi wynika z większej bezwładności termicznej tych ostatnich. W przykładzie obliczeniowym opracowanym na potrzeby niniejszego artykułu zastosowano identyczny krok czasowy, równy 5 sekund, w obu przypadkach.

Uproszczone procedury obliczania temperatury elementu stalowego poddanego oddziaływaniom termicznym pożaru

W literaturze przedmiotu, np. [6], można doszukać się także wzorów uproszczonych, pozwalających na oszacowanie relacji pomiędzy temperaturą analizowanego elementu stalowego (wyrażoną w °C), czasem ekspozycji na działanie pożaru (wyrażonym w minutach) oraz właściwościami ewentualnej otuliny ogniochronnej. Wzory te, podane za pracą [7], umożliwiają m.in. określenie czasu potrzebnego do nagrzania stalowego elementu konstrukcyjnego do określonej temperatury. Czas nagrzania do temperatury θ_a ogarniętego pożarem elementu stalowego, osłoniętego za pomocą otuliny z lekkiego materiału izolacyjnego o grubości d_p, określa wzór:

$$t = 40(\theta_a - 140)\left[\frac{d_p}{\lambda_p} \cdot \frac{V_m}{A_m}\right]^{0,77} \quad (20)$$

Czas ten jest dłuższy od czasu nagrzewania do temperatury θ_a ogarniętego pożarem elementu stalowego niechronionego izolacją, który można oszacować za pomocą wzoru:

$$t = 0{,}54(\theta_a - 50)\left[\frac{A_m}{V_m}\right]^{-0,60} \quad (21)$$

Przekształcając te wzory względem temperatury, dla zachowania analogicznej konwencji, jak przyjęto w normie [4], otrzymujemy odpowiednio

- dla konstrukcji osłoniętych:

$$\theta_a = 140 + \frac{t}{40\left[\frac{d_p}{\lambda_p}\frac{V_m}{A_m}\right]^{0,77}}, \text{ oraz} \quad (22)$$

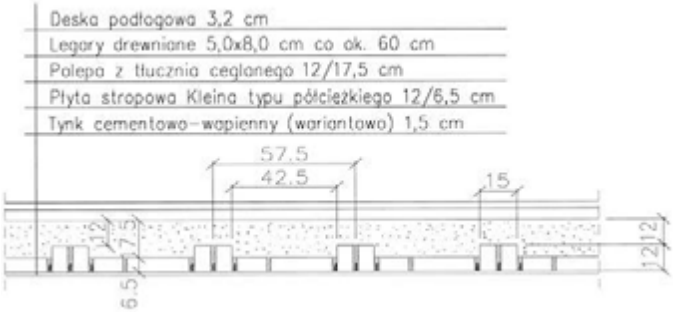
- dla konstrukcji niechronionej:

$$\theta_a = 50 + \frac{t}{0{,}54\left[\frac{A_m}{V_m}\right]^{-0,60}} \quad (23)$$

Niestety autor publikacji [6] nie podał za oryginalnym źródłem ograniczeń dotyczących stosowania powyższych zależności, co zmniejsza ich możliwości praktycznego zastosowania, szczególnie że nie dają one wystarczająco precyzyjnych oszacowań w całym możliwym zakresie temperatur pożarowych objętych postanowieniami norm [4] i [5]. Nie zostało też podane, dla jakiego modelu pożaru podane wyżej zależności miałyby przybliżać odpowiedź konstrukcji stalowej na działanie pola temperatury z największa precyzją.

Dla celów porównawczych linie odzwierciedlające przebieg funkcji opisanych wzorami (22) i (23) naniesiono na ryc. 5 i na ryc. 6. Analiza rysunków potwierdza małą dokładność proponowanego podejścia, szczególnie w odniesieniu do krzywych nagrzewania elementu poddanego oddziaływaniom pożaru parametrycznego.

5. Przykład obliczeniowy poświęcony ocenie odporności ogniowej stropu typu Kleina z płytą półcięższą



Ryc. 2. Przekrój przez płytę stalowo-ceramiczną stropu
Źródło: Opracowanie własne.

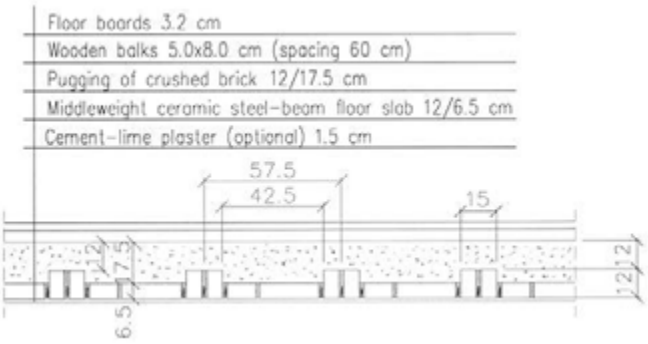


Fig. 2. Cross section through the ceramic slab of a steel-beam floor
Source: Own elaboration

Zestawienie oddziaływań mechanicznych, przypadających na 1 m^2 rzutu stropu:

Obciążenia stałe

Lp.	Opis oddziaływania	Wartość char. [kN/m^2]
1.	Deski podłogowe o gr. 3,2 cm - 0,032·5,5=0,180kN/m^2	0,18
2.	Legary podłogowe drewniane 5x8 cm co ok. 60 cm 0,05·0,08·5,5/0,60=0,040 kN/m^2	0,04
3.	Polepa z tłucznia ceglanego (0,15·0,12+(0,575-0,15)·0,175)·18,0/0,575=2,890 kN/m^2	2,89
4.	Płyta stropowa Kleina (typu półciężkiego) (0,15·0,12+(0,575-0,15)·0,065)·18,0/0,575=1,430 kN/m^2	1,43
5.	Siatka Rabitza na stopkach belek stropowych (pominięto)	0,00
6.	Tynk cementowo-wapienny gr. 1,5 cm (przyjęto z zapasem zamiast ciężaru tynku ogniochronnego) 0,015·19,0=0,280 kN/m^2	0,28
	Σ	**4,82**

Obciążenia zmienne

Lp.	Opis oddziaływania	Wartość char. [kN/m^2]
1.	Równomiernie rozłożone obciążenie użytkowe – powierzchnia kategorii A (mieszkalna) – Stropy [2,000 kN/m^2]	2,00
	Σ:	**2,00**

Ryc. 3. Przekrój prostopadły przez strop
Źródło: Opracowanie własne.

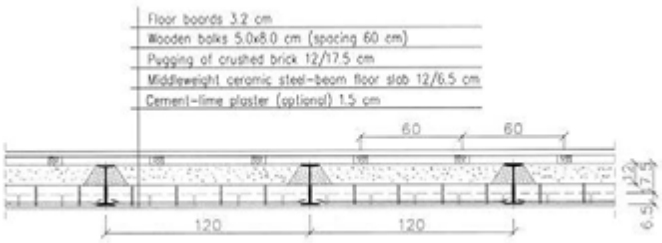


Fig. 3. Cross section through the floor, perpendicular to the direction of steel beams
Source: Own elaboration.

Obciążenia stałe przypadające na pojedynczą belkę stropową (przy rozstawie belek 1,20 m):

Lp.	Opis oddziaływania	Wartość char. [kN/m]
1.	Obciążenia stałe z płyty stropowej 4,82·1,20=5,780 kN/m	5,78
2.	Ciężar własny belki stropowej IPN240 36,2·9,81/1000=0,360 kN/m	0,36
3.	Ciężar obetonowania górnej części przekroju belki (pominięto) [0,000 kN/m]	0,00
	Σ:	**6,14**

Obciążenia zmienne przypadające na pojedynczą belkę stropową (przy rozstawie, jak wyżej):

L.p.	Opis oddziaływania	Wartość char. [kN/m]
1.	Równomiernie rozłożone obciążenie użytkowe – powierzchnia kategorii A (mieszkalna) – Stropy obciążenia z płyty o szer. 120 cm 2,000·1,20=2,400 kN/m	2,40
	Σ:	**2,40**

Przyjęto następujące dane podstawowe:
Gatunek stali: S235
Granica plastyczności stali: f_y=235 N/mm^2
Gęstość stali: ρ_a=7850 kg/m^3
Wartość charakterystyczna obciążeń stałych: g=6,14 kN/m
Wartość charakterystyczna obciążeń zmiennych: q=2,40 kN/m
Wartość współczynnika częściowego do obciążeń stałych: γ_G = 1,35
Wartość współczynnika częściowego do obciążeń zmiennych: γ_Q = 1,50
Wartość współczynnika dla wartości kombinacyjnej wiodącego oddziaływania zmiennego: $\psi_{0,1}$ = 0,7
Wartość współczynnika redukcyjnego do oddziaływań stałych: ξ = 0,85

Wartość współczynnika kombinacyjnego dla wartości prawie stałej wiodącego oddziaływania zmiennego w wyjątkowej sytuacji obliczeniowej: $\psi_{2,1}$ = 0,3 (jak dla powierzchni mieszkalnych).

Oddziaływania mechaniczne w temperaturze otoczenia:

- wartość charakterystyczna (dla sprawdzenia stanów granicznych użytkowalności)

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

$$p_k = g_k + q_k = 6{,}14 + 2{,}40 = 8{,}54 \text{ kN/m}$$

- wartość obliczeniowa (dla sprawdzenia stanów granicznych nośności w warunkach normalnych) określona wg zasad ogólnych, na podstawie wzoru (2):

$$p_d = \gamma_G g_k + \gamma_Q q_k = 1{,}35 \cdot 6{,}14 + 1{,}50 \cdot 2{,}40 = 11{,}89 \text{ kN/m}$$

- wartości obliczeniowe (dla sprawdzenia stanów granicznych nośności w warunkach normalnych) określona wg zaleceń załącznika krajowego, na podstawie wzorów (3a) i (3b):

$$p_d = \gamma_G g_k + \gamma_Q \psi_{0,1} q_k = 1{,}35 \cdot 6{,}14 + 1{,}50 \cdot 0{,}7 \cdot 2{,}40 = 10{,}81 \text{ kN/m}$$

$$p_d = \xi \gamma_G g_k + \gamma_Q \psi_{0,1} q_k = 0{,}85 \cdot 1{,}35 \cdot 6{,}14 + 1{,}50 \cdot 2{,}40 = 10{,}65 \text{ kN/m}$$

Zgodnie z zaleceniami załącznika krajowego do normy [3], na potrzeby dalszych obliczeń przyjęto wartość mniej korzystną z dwóch wyliczonych powyżej, czyli:

p_d = 10,81 kN/m.

Chcąc być bardziej konserwatywnym, można było przyjąć wartość określoną wg zasad ogólnych, która jest przy okazji maksymalną z trzech opcjonalnie określonych obliczeniowych wartości kombinacyjnych obciążeń: p_d = 11,89 kN/m. Ostateczną decyzję w tym zakresie pozostawia się projektantowi.

Oddziaływania mechaniczne w warunkach pożaru (wartość obliczeniowa):

$$p_{fi} = g_k + \psi_{2,1} q_k = 6{,}14 + 0{,}3 \cdot 2{,}40 = 6{,}86 \text{ kN/m}$$

Na ryc. 4 przedstawiono konfigurację pomieszczeń na rzucie kondygnacji powtarzalnej przykładowego budynku mieszkalnego. Obliczenia przeprowadzono dla pomieszczenia ograniczonego osiami konstrukcyjnymi 1-3 i B-C, uznając je za reprezentatywne i miarodajne, zarówno w przypadku tzw. normalnej sytuacji projektowej, jak i w przypadku wyjątkowej sytuacji obliczeniowej w warunkach pożaru.

Długość obliczeniowa belki:

$$l_o = l_s + c, \text{ dla } c \le 15 + \frac{h}{3},$$

gdzie:
l_s – rozpiętość belki w świetle podpór (ścian),
h – wysokość przekroju belki.

Zatem w naszym przedmiotowym przypadku:

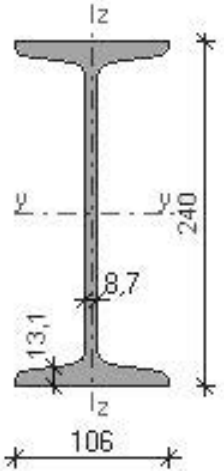
$$l_o = l_s + c = 576 + \left(15 + \frac{24}{3}\right) = 576 + 23 = 599 \text{ cm}$$

→ przyjęto l_o=6,0 m.

Przyjęto przekrój belki IPN240, o następujących parametrach charakterystycznych:

Wymiary przekroju I 240:
h=240,0 mm, t_w=8,7 mm,
b_f=106,0 mm, t_f=13,1 mm
r=8,7 mm.

Charakterystyki geometryczne przekroju:
J_y=4250,0 cm^4, J_z=221,0 cm^4,
A=46,10 cm^2, i_y=9,590 cm,
i_z=2,200 cm, W_y=354,0 cm^3,
W_z =41,70 cm^3, $W_{pl,y}$=412,0 cm^3,
$W_{pl,z}$=70,00 cm^3



Sprawdzenie nośności w temperaturze normalnej (otoczenia)

Maksymalna wartość obliczeniowa momentu zginającego:

$$M_{Ed} = \frac{p_d \cdot l_o^2}{8} = \frac{10{,}81 \cdot 6{,}0^2}{8} = 48{,}65 \text{ kNm}$$

Maksymalna wartość obliczeniowa siły poprzecznej:

$$V_{Ed} = \frac{p_d \cdot l_o}{2} = \frac{10{,}81 \cdot 6{,}0}{2} = 32{,}43 \text{ kN}$$

Sprawdzenie klasy przekroju:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} = \sqrt{\frac{235}{235}} = 1{,}0$$

Półka:

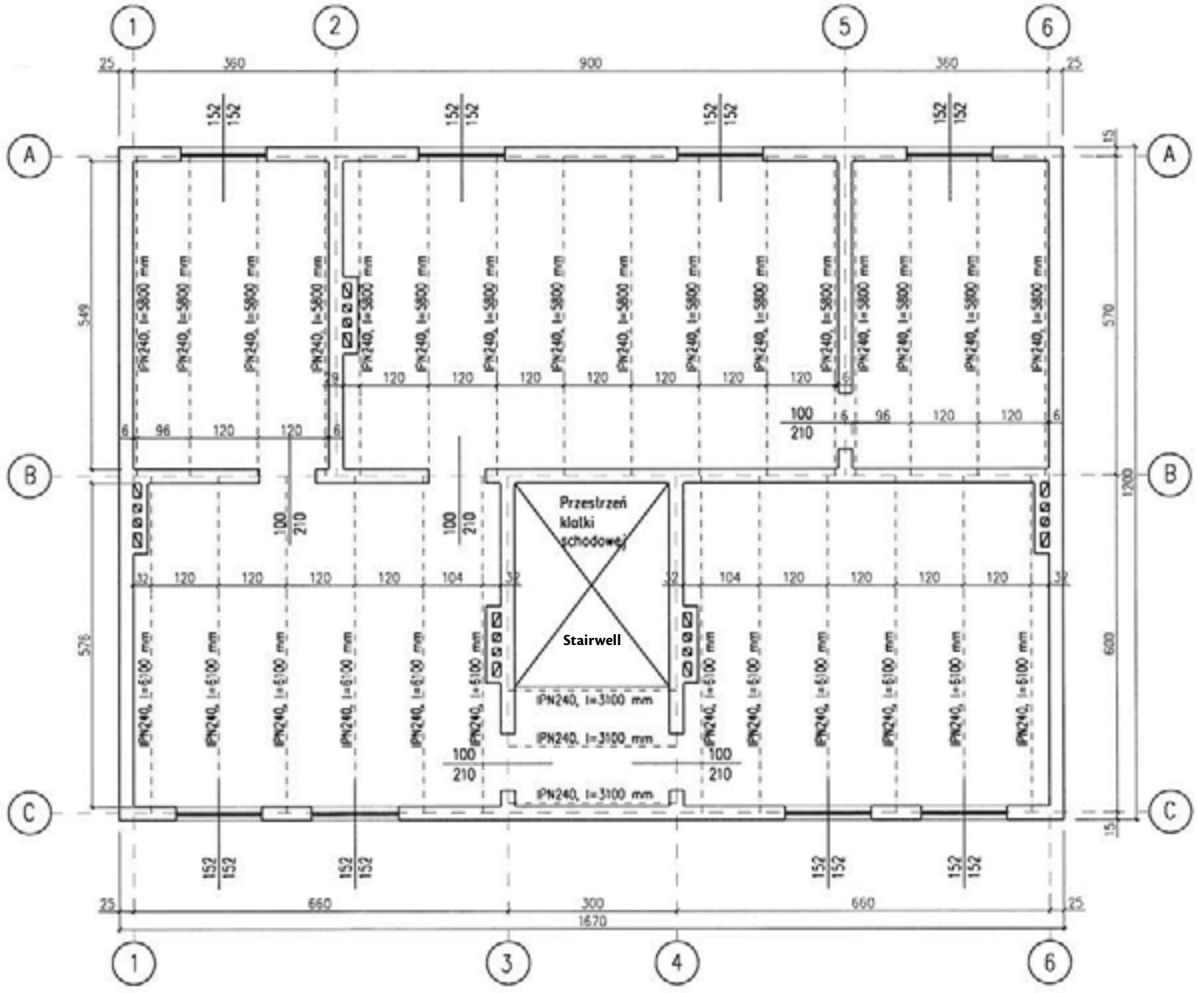
$$\frac{c}{t} = \frac{(106 - 8{,}7 - 2 \cdot 8{,}7)}{2 \cdot 13{,}1} = 3{,}05 < 9\varepsilon = 9 \rightarrow \text{klasa 1}$$

Środnik:

$$\frac{c}{t} = \frac{240 - 2 \cdot 13{,}1 - 2 \cdot 8{,}7}{8{,}7} = 22{,}57 < 72\varepsilon = 72 \rightarrow \text{klasa 1}$$

Wobec powyższego cały przekrój spełnia warunki przekroju klasy 1.

Przyjęto, że z uwagi na obetonowanie górnych fragmentów przekroju stalowej belki stropowej, jest ona zabezpieczona przed zwichrzeniem poprzez ciągłe stężenie boczne pasa ściskanego.



Ryc. 4. Przykładowy rzut kondygnacji powtarzalnej budynku mieszkalnego
Fig. 4. An example of a repeatable story of a residential building
Źródło: Opracowanie własne.
Source: Own elaboration.

Nośność przekroju na zginanie:

$$M_{pl,Rd} = \frac{W_{pl,y} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{412 \cdot 23{,}5}{1{,}0} = 9682 \text{ kNcm} = 96{,}82 \text{ kNm}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} = \frac{48{,}65}{96{,}82} = 0{,}50 < 1{,}0 \rightarrow \text{ warunek nośności spełniony}$$

Nośność przekroju na ścinanie:

$$A_{V,z} = A - 2bt_f + (t_w + 2r) \cdot t_f = 46{,}1 - 2 \cdot 10{,}6 \cdot 1{,}31 + (0{,}87 + 2 \cdot 0{,}87) \cdot 1{,}31 = 21{,}75 \text{ cm}^2$$

lecz nie mniej niż:

$$\eta h_w t_w = 1{,}0 \cdot (24 - 2 \cdot 1{,}31 - 2 \cdot 0{,}87) \cdot 0{,}87 = 17{,}09 \text{ cm}^2$$

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_{V,z} \cdot f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} = \frac{21{,}75 \cdot 23{,}5}{\sqrt{3} \cdot 1{,}0} = 295{,}10 \text{ kN}$$

$$\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} = \frac{32{,}43}{295{,}10} = 0{,}11 < 1{,}0 \rightarrow \text{ warunek nośności spełniony}$$

Warunek stanu granicznego użytkowalności:

$$u = \frac{5}{384} \frac{p_k l_o^4}{EI_y} = \frac{5}{384} \frac{8{,}54 \cdot 6{,}0^4}{210 \cdot 10^6 \cdot 4250 \cdot 10^{-8}} = 0{,}016 \text{m} = 1{,}6 \text{ cm}$$

$$u_{dop} = \frac{l_o}{250} = \frac{600}{250} = 2{,}4 \text{ cm}$$

$$\frac{u}{u_{dop}} = \frac{1{,}6}{2{,}4} = 0{,}67 < 1{,}0 \rightarrow \text{ warunek SGU spełniony.}$$

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

Sprawdzenie nośności w warunkach pożaru

Maksymalna wartość obliczeniowa momentu zginającego:

$$M_{fi,Ed} = \frac{p_{fi} \cdot l_o^2}{8} = \frac{6{,}86 \cdot 6{,}0^2}{8} = 30{,}87\,\text{kNm}$$

Maksymalna wartość obliczeniowa siły poprzecznej:

$$V_{fi,Ed} = \frac{p_{fi} \cdot l_o}{2} = \frac{6{,}86 \cdot 6{,}0}{2} = 20{,}58\ \text{kN}$$

Sprawdzenie klasy przekroju w sytuacji pożarowej:

$$\varepsilon = 0{,}85\sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0{,}85\sqrt{\frac{235}{235}} = 0{,}85$$

Półka:

$$\frac{c}{t} = \frac{(106 - 8{,}7 - 2 \cdot 8{,}7)}{2 \cdot 13{,}1} = 3{,}05 < 9\varepsilon = 9 \cdot 0{,}85 = 7{,}65 \rightarrow \text{klasa 1}$$

Środnik:

$$\frac{c}{t} = \frac{240 - 2 \cdot 13{,}1 - 2 \cdot 8{,}7}{8{,}7} = 22{,}57 < 72\varepsilon = 72 \cdot 0{,}85 = 61{,}2 \rightarrow \text{klasa 1}$$

Wobec powyższego cały przekrój spełnia warunki przekroju klasy 1.

Określenie wartości współczynnika wykorzystania nośności przekroju w chwili t=0 trwania pożaru:

$$\mu_0 = \frac{E_{fi,d}}{R_{fi,d,0}} = \frac{M_{fi,Ed}}{M_{fi,\theta,Rd(t=0)}}$$

$$M_{fi,\theta,Rd(t=0)} = k_{y,\theta}\left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}}\right) \cdot M_{Rd} = k_{y,\theta}\left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}}\right) \cdot W_{y,pl} \cdot f_y$$

gdzie:
$\gamma_{M,0}$ – współczynnik częściowy odnoszący się do właściwości materiałowych w temperaturze otoczenia; $\gamma_{M,0} = 1{,}0$,
$\gamma_{M,fi}$ – współczynnik częściowy odnoszący się do właściwości materiałowych w podwyższonej temperaturze; $\gamma_{M,fi} = 1{,}0$,
$k_{y,\theta}$ – współczynnik redukcyjny efektywnej granicy plastyczności

$$M_{fi,\theta,Rd(t=0)} = k_{y,\theta}\left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}}\right) \cdot W_{pl,y} \cdot f_y = 1{,}0\left(\frac{1{,}0}{1{,}0}\right) \cdot 412 \cdot 23{,}5 = 9682 kNcm = 96{,}82 kNm$$

$$\mu_0 = \frac{M_{fi,Ed}}{M_{fi,\theta,Rd(t=0)}} = \frac{30{,}87}{96{,}82} = 0{,}319$$

Zatem:

$$\theta_{a,cr} = 39{,}19 \ln\left[\frac{1}{0{,}9674\,\mu_0^{3{,}833}} - 1\right] + 482 = 39{,}19 \ln\left[\frac{1}{0{,}9674 \cdot 0{,}319^{3{,}833}} - 1\right] + 482 = 654{,}45°C$$

Sprawdzenie nośności przekroju w warunkach oszacowanej temperatury krytycznej:

Obliczenia wykonano, przyjmując $\theta_{a,cr} = 655°C$

Wartość współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności w temperaturze 655°C wynosi:

$$k_{y,\theta} = 0{,}230 + \frac{0{,}470 - 0{,}230}{100}(700 - 655) = 0{,}338$$

Zatem:

$$M_{fi,\theta,Rd(\theta=655°C)} = k_{y,\theta}\left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}}\right) \cdot W_{pl,y} \cdot f_y = 0{,}338\left(\frac{1{,}0}{1{,}0}\right) \cdot 412 \cdot 23{,}5 = 3273 kNcm = 32{,}73 kNm$$

zaś warunek nośności:

$$\frac{M_{fi,Ed}}{M_{fi,\theta,Rd(\theta=655°C)}} = \frac{30{,}87}{32{,}73} = 0{,}943 < 1{,}0$$

Z powyższego wynika, że wartość temperatury krytycznej oszacowana na podstawie wzoru normowego (8) została wyliczona z pewnym przybliżeniem, zaś bezpośrednie sprawdzenie warunku nośności wykazało jeszcze prawie 6-proc. rezerwę.

W nieco bardziej precyzyjny sposób można określić wartość temperatury krytycznej w sposób iteracyjny, określając wartość współczynnika redukcyjnego efektywnej granicy plastyczności dla kolejnych przybliżeń wartości temperatury elementu, prowadząc obliczenia aż do chwili, gdy wskaźnik wykorzystania przekroju $\frac{M_{fi,Ed}}{M_{fi,\theta,Rd}}$ osiągnie wartość możliwie bliską 1,0.

Stosując procedurę iteracyjną, określono wartość temperatury krytycznej na poziomie 663°C, dla której wartość współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności wynosi:

$$k_{y,\theta} = 0{,}230 + \frac{0{,}470 - 0{,}230}{100}(700 - 663) = 0{,}319$$

Zatem:

$$M_{fi,\theta,Rd(\theta=663°C)} = k_{y,\theta}\left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}}\right) \cdot W_{pl,y} \cdot f_y = 0{,}319\left(\frac{1{,}0}{1{,}0}\right) \cdot 412 \cdot 23{,}5 = 3089 kNcm = 30{,}89 kNm$$

zaś warunek nośności:

$$\frac{M_{fi,Ed}}{M_{fi,\theta,Rd(\theta=663°C)}} = \frac{30{,}87}{30{,}89} = 0{,}999 \approx 1{,}0$$

W rzeczywistości nie ma uzasadnionej potrzeby prowadzenia obliczeń z aż tak znaczącą precyzją, ponieważ sama procedura określania wartości współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności $k_{y,\theta}$ jest obarczona błędem aproksymacji. Stąd zamieszczony wyżej przykład należy traktować jedynie w kategoriach poglądowych,

jako że różnica w szacowaniu wartości temperatury krytycznej na poziomie 8°C, z technicznego punktu widzenia, nie ma większego znaczenia w sytuacji oceny odporności konstrukcji na czynniki pożarowe w rozumieniu czasowym.

W niniejszym przykładzie obliczeniowym przyjęto następujące wartości poszczególnych wielkości charakterystycznych, wymienionych wcześniej, w części teoretyczno-opisowej:
α_c = 25,0 W/m^{2}K – w przypadku obliczeń dla standardowej krzywej temperatura-czas (na podstawie [4], §3.2.1(2))
α_c = 35,0 W/m^{2}K – w przypadku obliczeń dla standardowej krzywej temperatura-czas (na podstawie [4], §3.3.1.1(3))
ε_m = 0,7 (na podstawie [5], §2.2(2))
ε_f = 1,0 (na podstawie [4], §3.1(6))
Φ = 1,0 (na podstawie [4], §3.1(7))
σ = 5,67·10^{-8} W/m^{2}K^4 (na podstawie [4], §3.1(6))
k_{sh} = 1,0
ρ_a = 7850 kg/m^3
Właściwości materiału osłonowego (przyjęto natrysk zaprawy cementowej z wermikulitem):
ρ_p = 550 kg/m^3
c_p = 1100 J/kgK
d_p = 0,008 m = 8 mm
λ_p = 0,12 W/mK

5.1. Ocena temperatury gazów pożarowych (ocena nośności konstrukcji w domenie termicznej)

W niniejszym przykładzie zastosowano podejście alternatywne, przyjmując ze względów porównawczych opis temperatury gazów pożarowych według:
a) krzywej standardowej temperatura-czas (ISO 864)
b) krzywej pożaru parametrycznego.

W każdym z przypadków przeprowadzono obliczenia dla dwóch wariantów:
1) przy założeniu, iż belka stalowa nie jest zabezpieczona przed nagrzewaniem za pomocą zapraw ogniochronnych (z sytuacją taką mamy faktycznie do czynienia w przypadku stropów nieotynkowanych, czyli np. stropów piwnic lub pomieszczeń w budynkach przemysłowych lub zabudowy zagrodowej),
2) przy założeniu, iż stopka belki (czyli spodnia powierzchnia stropu) jest otynkowana w sposób szczelny za pomocą lekkiej ogniochronnej zaprawy cementowej z dodatkiem wermikulitu, a wyprawa tynkarska dobrze przylega do podłoża.

5.2. Wyznaczenie wskaźnika ekspozycji przekroju

Dla przypadku analizowanego w rozpatrywanym przykładzie obliczeniowym można, w zależności od jakości i sposobu wykonania stropu, spotkać się z jednym z czterech przypadków, które rozważymy niezależnie, zaś do dalszych obliczeń przyjmiemy konserwatywnie wartość najmniej korzystną. Każdorazowo określając wartość wskaźnika masywności przekroju, należy pamiętać, iż w ogólności jest to stosunek powierzchni ogrzewanej do pola przekroju poprzecznego nagrzewanej części elementu nośnego.

Przypadek 1
Strop jest nieotynkowany, zaś dolna stopka belki została zlicowana z dolną płaszczyzną płyty stropowej, przez co jest ona wyeksponowana na działanie temperatur pożarowych jedynie od spodu.

$$\frac{A_m}{V} = \frac{b}{bt_f} = \frac{1}{t_f} = \frac{1}{13{,}1} = 0{,}076\frac{1}{mm} = 76{,}34\frac{1}{m}$$

Przypadek 2
Strop jest nieotynkowany, zaś dolna stopka belki wystaje w całości poniżej płaszczyzny płyty stropowej, przez co jest ona wyeksponowana na działanie temperatur pożarowych z trzech stron – z boków i od spodu.

$$\frac{A_m}{V} = \frac{b+2t_f}{bt_f} = \frac{106+2\cdot 13{,}1}{106\cdot 13{,}1} = \frac{132{,}2}{1388{,}6} = 0{,}095\frac{1}{mm} = 95{,}20\frac{1}{m}$$

Przypadek 3
Strop jest otynkowany z wykorzystaniem wyprawy tynkarskiej ogniochronnej, zaś dolna stopka belki została zlicowana z dolną płaszczyzną płyty stropowej, przez co jest ona wyeksponowana na działanie temperatur pożarowych jedynie od spodu.

$$\frac{A_p}{V} = \frac{b}{bt_f} = \frac{1}{t_f} = \frac{1}{13{,}1} = 0{,}076\frac{1}{mm} = 76{,}34\frac{1}{m}$$

Przypadek 4
Strop jest otynkowany z wykorzystaniem wyprawy tynkarskiej ogniochronnej, zaś dolna stopka belki wystaje w całości poniżej płaszczyzny płyty stropowej, przez co jest ona wyeksponowana na działanie temperatur pożarowych z trzech stron – z boków i od spodu.

$$\frac{A_p}{V} = \frac{b+2t_f}{bt_f} = \frac{106+2\cdot 13{,}1}{106\cdot 13{,}1} = \frac{132{,}2}{1388{,}6} = 0{,}095\frac{1}{mm} = 95{,}20\frac{1}{m}$$

Z uwagi na fakt, że im większy wskaźnik ekspozycji przekroju, tym mniejsza (w rozumieniu czasowym) odporność ogniowa konstrukcji, do dalszych obliczeń przyjęto konserwatywnie wartość mniej korzystną, która zarówno dla elementów nieosłoniętych, jak i osłoniętych wynosi $\frac{A_m}{V} = \frac{A_p}{V} = 95{,}20\frac{1}{m}$.

5.3. Czas odporności ogniowej przekroju poddanego działaniu pożaru standardowego

Z uwagi na przyrostowy charakter procedury wyznaczania temperatury stali poddanej nagrzewaniu w warunkach pożaru, obliczenia w tym zakresie zarówno dla elementów nieosłoniętych, jak i osłoniętych wykonano, wykorzystując do tego celu typowy arkusz kalkulacyjny. Wyniki obliczeń zamieszczono w tabeli 2, oraz przedstawiono w sposób graficzny na ryc. 5.

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

W przypadku elementu nieosłoniętego, belka osiąga temperaturę krytyczną – ustaloną wcześniej na poziomie 663°C – już w 20 minucie od chwili rozwinięcia się pożaru. W świetle obowiązujących przepisów prawnych odpowiada to zaledwie odporności ogniowej R15, a więc nieotynkowany strop nie spełnia wymagań stawianych przez postanowienia Rozporządzenia Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. [2].

Element zabezpieczony wyprawą ogniochronną nie osiąga temperatury krytycznej w ciągu pierwszych 60 minut od rozgorzenia pożaru, dzięki czemu spełnia on co najmniej wymagania odpowiadające odporności ogniowej R60.

Widoczne na ryc. 5 linie kreskowane odpowiadają opisanym wcześniej zaproponowanym w [6] i [7] uproszczonym procedurom obliczania temperatury elementu stalowego poddanego oddziaływaniom termicznym pożaru.

W analizowanym przypadku można je uznać za akceptowalne przybliżenie jedynie w zakresie pierwszych 25 minut trwania rozwiniętego pożaru – w przypadku elementów nieosłoniętych oraz bezpieczne przybliżenie w całym zakresie objętym niniejszymi obliczeniami – w przypadku izolowanych elementów konstrukcyjnych.

Tabela 2.

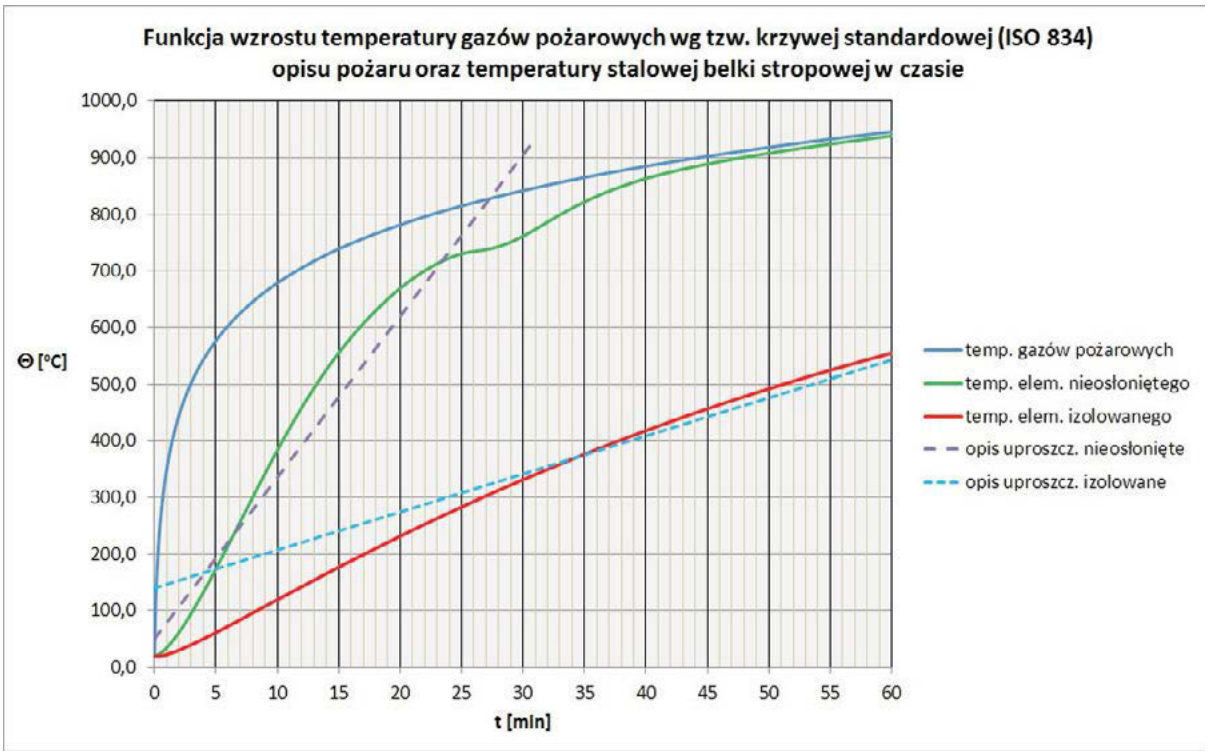
Wybrane wyniki obliczeń temperatury stalowej belki stropowej, niezabezpieczonej izolacją ogniochronną, poddanej oddziaływaniom pożaru standardowego, [opracowanie własne]

czas ekspozycji pożarowej			t	Θ_g	$\dot{h}_{net,c}$	$\dot{h}_{net,r}$	$\dot{h}_{net,d}$	c_a	$\Delta\Theta_{a,t}$ [°C]	$\Theta_{a,t}$ [°C]
[min]	[sek.]	[sek.]	[min]	[°C]	[W/m²]	[W/m²]	[W/m²]	[J/kg°C]	-	20,0
19	0	1140	19,0000	773,7	3125,3	18997,8	22123,0	811,61	1,7	650,4
	5	1145	19,0833	774,4	3100,2	18910,5	22010,7	814,36	1,6	652,0
	10	1150	19,1667	775,0	3075,5	18823,5	21899,0	817,19	1,6	653,6
	15	1155	19,2500	775,7	3051,0	18736,9	21787,9	820,10	1,6	655,2
	20	1160	19,3333	776,3	3026,8	18650,7	21677,5	823,10	1,6	656,8
	25	1165	19,4167	776,9	3002,9	18565,0	21567,9	826,19	1,6	658,4
	30	1170	19,5000	777,6	2979,2	18479,7	21459,0	829,37	1,6	660,0
	35	1175	19,5833	778,2	2955,9	18394,9	21350,8	832,66	1,6	661,5
	40	1180	19,6667	778,9	2932,8	18310,7	21243,5	836,05	1,5	663,1
	45	1185	19,7500	779,5	2910,0	18226,9	21137,0	839,55	1,5	664,6
	50	1190	19,8333	780,1	2887,5	18143,8	21031,3	843,16	1,5	666,1
	55	1195	19,9167	780,7	2865,3	18061,2	20926,6	846,88	1,5	667,6

Table 2.

Selected computational results of the temperature for unprotected steel beam, subjected to standard fire conditions, [own elaboration]

time of fire exposure			t	Θ_g	$\dot{h}_{net.c}$	$\dot{h}_{net.r}$	$\dot{h}_{net.d}$	c_a	$\Delta\Theta_{a.t}$	$\Theta_{a.t}$
									[°C]	[°C]
[min]	[sec]	[sec]	[min]	[°C]	[W/m²]	[W/m²]	[W/m²]	[J/kg°C]	-	20.0
19	0	1140	19.0000	773.7	3125.3	18997.8	22123.0	811.61	1.7	650.4
	5	1145	19.0833	774.4	3100.2	18910.5	22010.7	814.36	1.6	652.0
	10	1150	19.1667	775.0	3075.5	18823.5	21899.0	817.19	1.6	653.6
	15	1155	19.2500	775.7	3051.0	18736.9	21787.9	820.10	1.6	655.2
	20	1160	19.3333	776.3	3026.8	18650.7	21677.5	823.10	1.6	656.8
	25	1165	19.4167	776.9	3002.9	18565.0	21567.9	826.19	1.6	658.4
	30	1170	19.5000	777.6	2979.2	18479.7	21459.0	829.37	1.6	660.0
	35	1175	19.5833	778.2	2955.9	18394.9	21350.8	832.66	1.6	661.5
	40	1180	19.6667	778.9	2932.8	18310.7	21243.5	836.05	1.5	663.1
	45	1185	19.7500	779.5	2910.0	18226.9	21137.0	839.55	1.5	664.6
	50	1190	19.8333	780.1	2887.5	18143.8	21031.3	843.16	1.5	666.1
	55	1195	19.9167	780.7	2865.3	18061.2	20926.6	846.88	1.5	667.6



Ryc. 5. Funkcja wzrostu temperatury gazów pożarowych wg krzywej standardowej temperatura-czas oraz towarzyszącego wzrostu temperatury belki stalowej stropu,
Źródło: Opracowanie własne

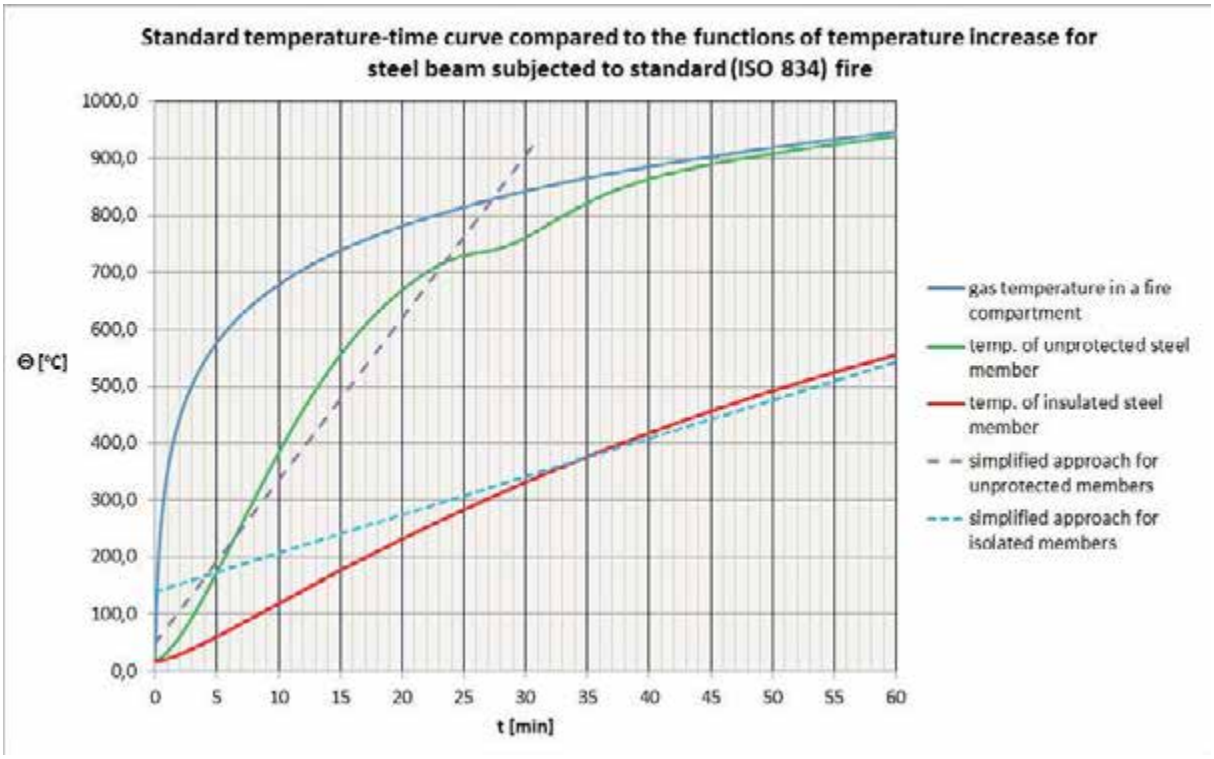


Fig. 5. Standard temperature-time curve compared to the functions of temperature increase for steel beam subjected to standard fire conditions
Source: Own elaboration

5.4. Czas odporności ogniowej przekroju poddanego działaniu pożaru parametrycznego

Zwykle w przypadku obiektów mieszkalnych strefę pożarową stanowi cały budynek, lub w wyjątkowych przypadkach – pojedyncza kondygnacja. W budynkach wielorodzinnych, w określonych sytuacjach projektowych, odrębną strefą pożarową może też być pojedynczy lokal mieszkalny. Na potrzeby niniejszego artykułu założono, celem łatwiejszego zrozumienia stosowanych procedur obliczeniowych, iż odrębną strefą pożarową jest

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

pojedyncze pomieszczenie wydzielone osiami 1-3 oraz B-C, pokazane na ryc. 4.

Przyjęto także, iż ściany i strop nad pomieszczeniem zostały wykonane z cegły pełnej, zaś podłoga z drewna o dużej gęstości, na podkładzie z betonu o średniej gęstości. W ścianach znajdują się dwa otwory okienne o wymiarach b x h=1,52 x 1,52 m każdy oraz dwoje drzwi, o wymiarach b x h=1,00 x 2,10 m. Wysokość kondygnacji w świetle wynosi h=3,00 m, zaś wymiary poziome pomieszczenia w świetle: a x b = 5,76 x 6,48 m.

5.5. Określenie danych podstawowych

Obliczenie współczynnika absorpcyjności termicznej dla ścian i sufitu z cegły pełnej

Gęstość ρ = 1600 kg/m^3
Ciepło właściwe: c = 840 J/kgK
Przewodność cieplna: λ = 0,7 W/mK
Współczynnik absorpcyjności termicznej dla ścian i sufitu wynosi: $b = \sqrt{\rho c \lambda} = 969{,}95 \approx 970 \frac{J}{m^2 s^{1/2} K}$

Uzyskana wartość mieści się w przedziale $100 \le b \le 2200$, [J/m^{2}s$^{1/2}$K], wynikającym z ograniczeń normowych.

Obliczenie współczynnika absorpcyjności termicznej dla podłogi z drewna o dużej gęstości

Gęstość ρ = 720 kg/m^3
Ciepło właściwe: c = 1880 J/kgK
Przewodność cieplna: λ = 0,2 W/mK
Współczynnik absorpcyjności termicznej dla warstwy podłogowej z drewna wynosi: $b = \sqrt{\rho c \lambda} = 520{,}31 \approx 520 \frac{J}{m^2 s^{1/2} K}$

Obliczenie współczynnika absorpcyjności termicznej dla podkładu podłogowego z betonu o średniej gęstości

Gęstość ρ = 1800 kg/m^3
Ciepło właściwe: c = 1000 J/kgK
Przewodność cieplna: λ = 1,15 W/mK
Współczynnik absorpcyjności termicznej dla podkładu z betonu wynosi: $b = \sqrt{\rho c \lambda} = 1438{,}75 \approx 1439 \frac{J}{m^2 s^{1/2} K}$

Zgodnie z Załącznikiem A uwaga (5) do normy [4], w przypadku gdy powierzchnia ograniczająca składa się z kilku warstw i wartość współczynnika b obliczonego dla warstwy dalszej w stosunku do strefy pożarowej (w tym przypadku – podkładu z betonu) jest większa niż wartość tego samego współczynnika określonego dla warstwy bliższej (w tym przypadku – podłogi z drewna), to wówczas tę głębszą warstwę w dalszych obliczeniach należy pominąć. Na tej podstawie wartość współczynnika absorpcyjności termicznej dla podłogi przyjęto: $b = \sqrt{\rho c \lambda} = 520{,}31 \approx 520 \frac{J}{m^2 s^{1/2} K}$.

Uzyskana wartość mieści się w przedziale $100 \le b \le 2200$, [J/m^{2}s$^{1/2}$K], wynikającym z ograniczeń normowych.

Określenie gęstości obciążenia ogniowego

W przypadku budynków mieszkalnych, charakterystyczna gęstość obciążenia ogniowego, odniesiona do jednostkowej powierzchni (biorąc pod uwagę fraktyl 80%) została podana w Tablicy E.4 normy [4] i wynosi: $q_{f,k}$ = 511 MJ/m^2.

Powierzchnia podłogi wynosi:
$A_f = a \cdot b = 5{,}76 \cdot 6{,}48 = 37{,}32$ m^2

Współczynnik uwzględniający niebezpieczeństwo pojawienia się pożaru, ze względu na powierzchnię strefy odczytano z Tablicy E.1 [4], korzystając z interpolacji liniowej;

$$\delta_{q1} = 1{,}10 + (1{,}5 - 1{,}1) \cdot (37{,}32 - 25)/(250 - 25) = 1{,}12$$

Współczynnik niebezpieczeństwa pożaru, uwzględniający sposób użytkowania wynosi: $\delta_{q2} = 1{,}0$

Współczynnik uwzględniający różne czynne środki ochrony przeciwpożarowej: $\delta_n = 1{,}0 \div 1{,}5$ → przyjęto: $\delta_n = 1{,}5$, zakładając, że żadne czynne środki ochrony przeciwpożarowej nie zostały przewidziane (Załącznik E, uwaga (4) [4]). Stąd obliczeniowa wartość gęstości obciążenia ogniowego, określona zależnością jak niżej wynosi:

$$q_{f,d} = q_{f,k} \delta_{q1} \delta_{q2} \delta_n = 511 \cdot 1{,}12 \cdot 1{,}0 \cdot 1{,}5 = 1592{,}64 \text{ MJ/m}^2$$

Określenie właściwości termicznych strefy pożarowej

Całkowita powierzchnia elementów ograniczających wynosi:

$$A_t = 2A_f + 2(a+b)h = 2 \cdot 37{,}32 + 2 \cdot (5{,}76 + 6{,}48) \cdot 3{,}0 = 148{,}08 m^2$$

Całkowita powierzchnia otworów pionowych wynosi:

$$A_V = \sum n h_{op} b_{op} = 2 \cdot 1{,}52 \cdot 1{,}52 + 3 \cdot 1{,}0 \cdot 2{,}10 = 10{,}92 m^2$$

Całkowita absorpcyjność termiczna przegród ograniczających strefę pożarową wynosi:

$$b = \frac{\sum_i (b_i \cdot A_i)}{A_t - A_V} = \frac{1 \cdot 520 \cdot 37{,}32 + 1 \cdot 970 \cdot 37{,}32 + [2 \cdot (5{,}76 + 6{,}48) \cdot 3{,}0 - 10{,}92] \cdot 970}{148{,}08 - 10{,}92} = 847{,}56 \frac{J}{m^2 s^{1/2} K}$$

Zdolność do wentylacji strefy pożarowej

Przeciętna ważona wysokość otworu w przegrodach pionowych wynosi:

$$h_{eq} = \frac{(2 \cdot 1{,}52 + 3 \cdot 2{,}10)}{5} = 1{,}868 m$$

Wskaźnik otworów wynosi zatem:

$$O = \frac{A_V \cdot \sqrt{h_{eq}}}{A_t} = \frac{10{,}92 \cdot \sqrt{1{,}868}}{148{,}08} = 0{,}10 m^{1/2}$$

Uzyskana wartość mieści się w przedziale $0{,}02 \le b \le 0{,}20$, [m$^{1/2}$], wynikającym z ograniczeń normowych.

Współczynnik funkcji czasu:

$$\Gamma = \left(\frac{O/0{,}04}{b/1160} \right)^2 = \left(\frac{0{,}10/0{,}04}{847{,}56/1160} \right)^2 = 3{,}422^2 = 11{,}707$$

Gęstość obciążenia ogniowego odniesiona do całkowitego pola powierzchni ograniczających:

$$q_{t,d} = \frac{q_{f,d} \cdot A_f}{A_t} = \frac{1592{,}64 \cdot 37{,}32}{148{,}08} = 401{,}39 \frac{MJ}{m^2}$$

5.6. Ocena zakresu czasu potrzebnego do osiągnięcia maksymalnej temperatury i określenie maksymalnej osiąganej temperatury gazów

Oczekiwana jest średnia prędkość rozwoju pożaru, dla której $t_{\min} = 20\,\text{min} = 0{,}333h$.

Czas t_{max} do uzyskania maksymalnej temperatury jest określony jako:

$$t_{\max} = \max\left\{\left(0{,}0002 \cdot q_{t,d}\right)/O; t_{\lim}\right\} = \max\left\{\left(0{,}0002 \cdot 401{,}39\right)/0{,}10; 0{,}333\right\} = \max\left\{0{,}803; 0{,}333\right\} = 0{,}803h$$

Z uwagi na fakt, iż t_{max} jest określone pierwszym członem powyższej zależności, równym $\frac{0{,}0002 \cdot q_{t,d}}{O}$, to zgodnie z treścią normy [4] pożar można zakwalifikować jako kontrolowany za pomocą wentylacji.

Czas $t^*_{\max}$ niezbędny do osiągnięcia maksymalnej temperatury, z uwzględnieniem otworów i absorpcyjności termicznej przegród, jest określony jako:

$$t^*_{\max} = t_{\max} \cdot \Gamma = 0{,}803 \cdot 11{,}707 = 9{,}401h$$

Maksymalna temperatura gazów pożarowych:

$$\theta_{\max} = 20 + 1325\left(1 - 0{,}324 \cdot e^{-0{,}2 \cdot 9{,}401} - 0{,}204 \cdot e^{-1{,}7 \cdot 9{,}401} - 0{,}472 \cdot e^{-19 \cdot 9{,}401}\right) = 1279{,}51°C$$

Krzywa w fazie nagrzewania

Temperatura gazów pożarowych w fazie nagrzewania jest określona zależnością:

$$\theta_{g,t} = 20 + 1325\left(1 - 0{,}324 \cdot e^{-0{,}2 \cdot t^*} - 0{,}204 \cdot e^{-1{,}7 \cdot t^*} - 0{,}472 \cdot e^{-19 \cdot t^*}\right)$$

gdzie czas t^* jest wyznaczany jako: $t^* = t \cdot \Gamma = 11{,}707 \cdot t$

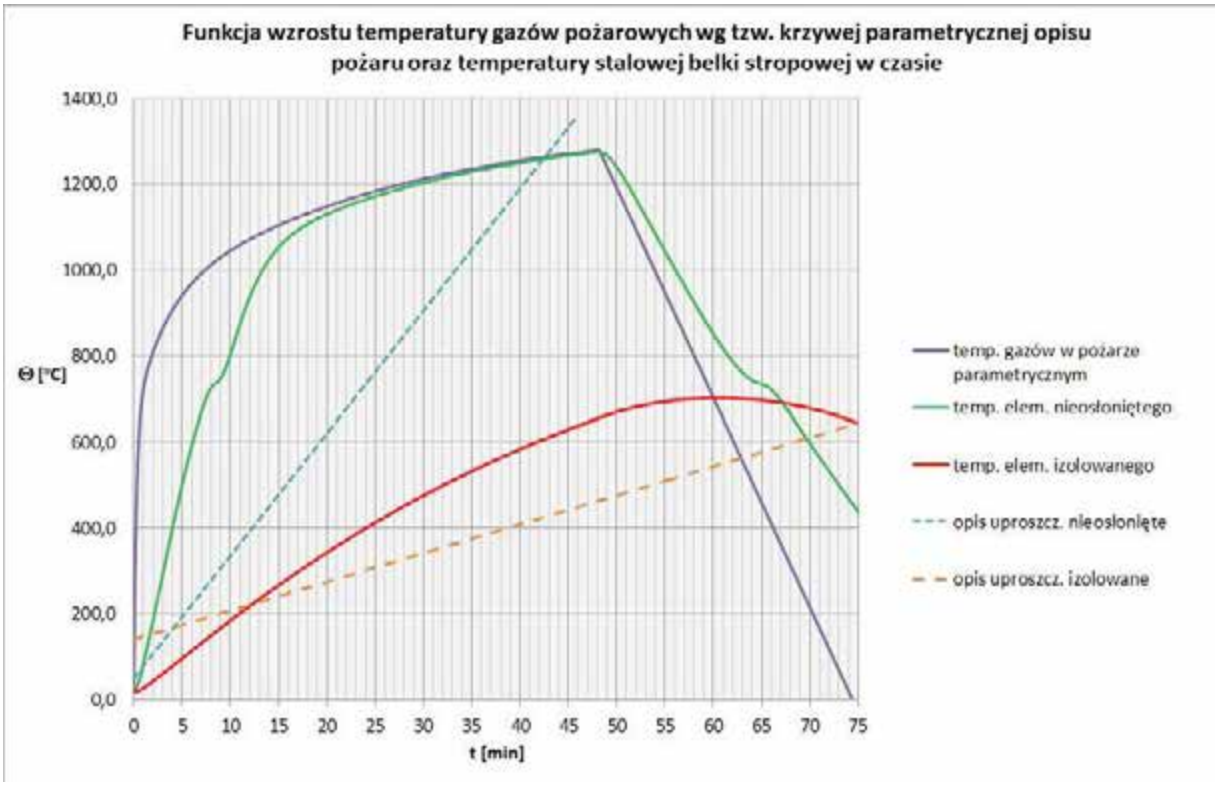
Krzywa w fazie chłodzenia

W przypadku, gdy $t^*_{\max} \geq 2\,\text{h}$, temperatura gazów w fazie chłodzenia w pożarze kontrolowanym warunkami wentylacji, jest określona zależnością:

$$\theta_{g,t} = \theta_{\max} - 250\left(t^* - t^*_{\max}\right) = 1279{,}51 - 250\left(t^* - 9{,}401\right) = 3629{,}76 - 250 \cdot t^*$$

Krzywą wynikową zaprezentowano na ryc. 6, zaś wybrane wyniki obliczeń zamieszczono w tabeli 3 dla elementu nieosłoniętego oraz w tabeli 4 dla elementu izolowanego za pomocą zaprawy ogniochronnej.

W przypadku elementu nieosłoniętego belka poddana oddziaływaniom pożaru parametrycznego osiąga temperaturę krytyczną, ustaloną na poziomie 663°C już w 7 minucie pożaru rozwiniętego, natomiast belka izolowana – po 49 minutach ekspozycji na analogiczne warunki termiczne.



Ryc. 6. Funkcja wzrostu temperatury gazów pożarowych wg krzywej parametrycznej temperatura-czas oraz towarzyszącego wzrostu temperatury belki stalowej stropu [opracowanie własne]

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

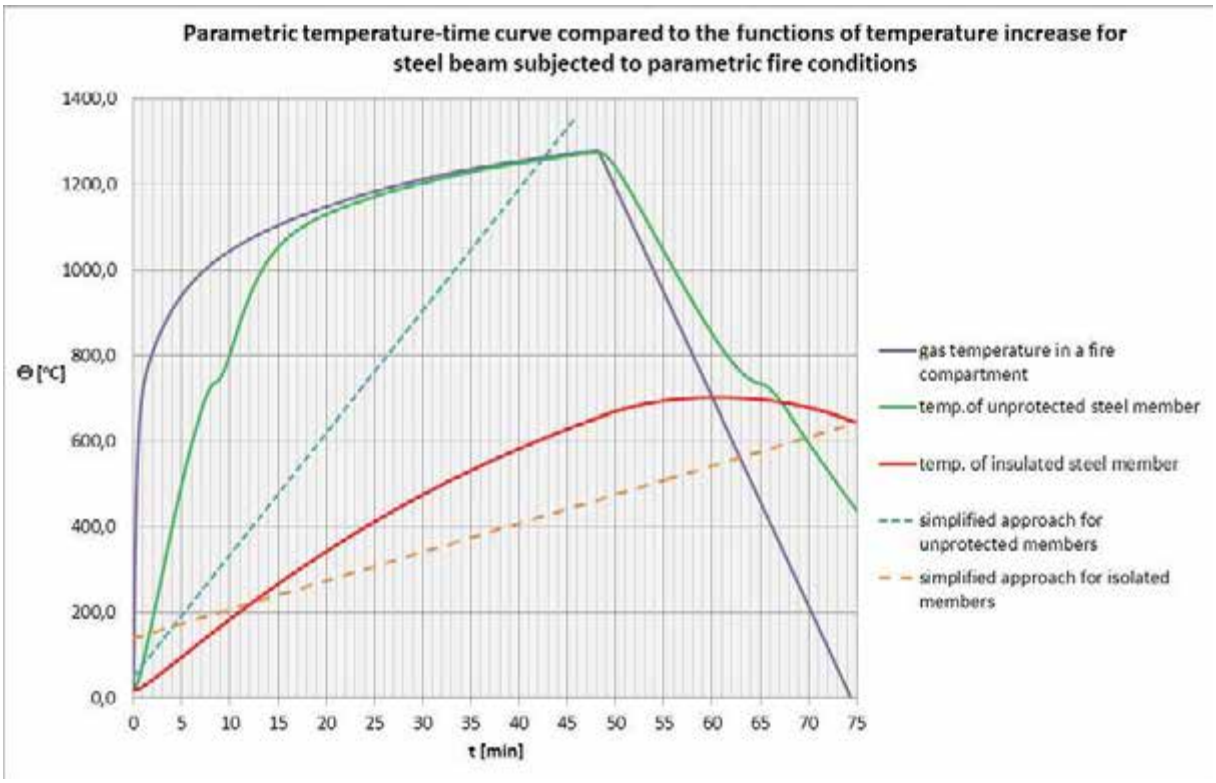


Fig. 6. Parametric temperature-time curve compared to the functions of temperature increase for steel beam subjected to parametric fire conditions [developed by author]

Tabela 3.

Wybrane wyniki obliczeń temperatury stalowej belki stropowej, niezabezpieczonej izolacją ogniochronną, poddanej oddziaływaniom pożaru parametrycznego, [opracowanie własne]

czas ekspozycji pożarowej			t	t	t*	$\Theta_{g,t}$	$\dot{h}_{net,c}$	$\dot{h}_{net,r}$	$\dot{h}_{net,d}$	c_a	$\Delta\Theta_{a,t}$ [°C]	$\Theta_{a,t}$ [°C]
[min]	[sek.]	[sek.]	[min]	[godz.]	[godz.]	[°C]	[W/m²]	[W/m²]	[W/m²]	[J/kg°C]	-	20,0
6	0	360	6,0000	0,1000	1,1707	968,4	13476,04	72908,3	86384,4	741,52	7,1	590,4
	5	365	6,0833	0,1014	1,1870	970,5	13302,7	72837,7	86140,4	749,17	7,0	597,4
	10	370	6,1667	0,1028	1,2032	972,6	13131,4	72752,8	85884,2	758,46	6,9	604,2
	15	375	6,2500	0,1042	1,2195	974,6	12962,8	72655,6	85618,3	763,21	6,8	611,0
	20	380	6,3333	0,1056	1,2357	976,6	12795,4	72542,0	85337,4	768,42	6,7	617,8
	25	385	6,4167	0,1069	1,2520	978,6	12629,3	72412,9	85042,3	774,15	6,7	624,4
	30	390	6,5000	0,1083	1,2683	980,6	12464,9	72269,3	84734,1	780,50	6,6	631,0
	35	395	6,5833	0,1097	1,2845	982,5	12302,2	72112,0	84414,2	787,55	6,5	637,5
	40	400	6,6667	0,1111	1,3008	984,4	12141,5	71942,2	84083,7	795,41	6,4	643,9
	45	405	6,7500	0,1125	1,3170	986,3	11983,0	71761,2	83744,2	804,23	6,3	650,3
	50	410	6,8333	0,1139	1,3333	988,2	11827,0	71570,2	83397,2	814,17	6,2	656,5
	55	415	6,9167	0,1153	1,3496	990,0	11673,7	71370,9	83044,5	825,46	6,1	662,6

Table 3.
Selected computational results of the temperature for unprotected steel beam, subjected to parametric fire conditions, [own elaboration]

Time of fire exposure			t	t	t*	$\Theta_{g.t}$	$\dot{h}_{net.c}$	$\dot{h}_{net.r}$	$\dot{h}_{net.d}$	c_a	$\Delta\Theta_{a.t}$ [°C]	$\Theta_{a.t}$ [°C]
[min]	[sec]	[sec]	[min]	[h]	[h]	[°C]	[W/m²]	[W/m²]	[W/m²]	[J/kg°C]	-	20.0
6	0	360	6.0000	0.1000	1.1707	968.4	13476.0	72908.3	86384.4	741.52	7.1	590.4
	5	365	6.0833	0.1014	1.1870	970.5	13302.7	72837.7	86140.4	749.17	7.0	597.4
	10	370	6.1667	0.1028	1.2032	972.6	13131.4	72752.8	85884.2	758.46	6.9	604.2
	15	375	6.2500	0.1042	1.2195	974.6	12962.8	72655.6	85618.3	763.21	6.8	611.0
	20	380	6.3333	0.1056	1.2357	976.6	12795.4	72542.0	85337.4	768.42	6.7	617.8
	25	385	6.4167	0.1069	1.2520	978.6	12629.3	72412.9	85042.3	774.15	6.7	624.4
	30	390	6.5000	0.1083	1.2683	980.6	12464.9	72269.3	84734.1	780.50	6.6	631.0
	35	395	6.5833	0.1097	1.2845	982.5	12302.2	72112.0	84414.2	787.55	6.5	637.5
	40	400	6.6667	0.1111	1.3008	984.4	12141.5	71942.2	84083.7	795.41	6.4	643.9
	45	405	6.7500	0.1125	1.3170	986.3	11983.0	71761.2	83744.2	804.23	6.3	650.3
	50	410	6.8333	0.1139	1.3333	988.2	11827.0	71570.2	83397.2	814.17	6.2	656.5
	55	415	6.9167	0.1153	1.3496	990.0	11673.7	71370.9	83044.5	825.46	6.1	662.6

Tabela 4.
Wybrane wyniki obliczeń temperatury stalowej belki stropowej, osłoniętej za pomocą izolacji ogniochronnej, poddanej oddziaływaniom pożaru parametrycznego, [opracowanie własne]

czas ekspozycji pożarowej			t	t	t*	$\Theta_{g,t}$	c_a	ϕ	$\Delta\Theta_{g.t}$ [°C]	$\Delta\Theta_{a,t}$ [°C]	$\Theta_{a,t}$ [°C]
[min]	[sek./ sec]	[sek./ sec]	[min]	[godz.]	[godz.]	[°C]	[J/kg°C]	-	-	-	20,0
49	0	2940	49,0000	0,8167	9,5607	1239,6	836,4	0,07	-4,1	0,6	662,2
	5	2945	49,0833	0,8181	9,5770	1235,5	837,9	0,07	-4,1	0,6	662,9
	10	2950	49,1667	0,8194	9,5932	1231,5	839,3	0,07	-4,1	0,6	663,5
	15	2955	49,2500	0,8208	9,6095	1227,4	840,8	0,07	-4,1	0,6	664,1
	20	2960	49,3333	0,8222	9,6258	1223,3	842,3	0,07	-4,1	0,6	664,7
	25	2965	49,4167	0,8236	9,6420	1219,3	843,8	0,07	-4,1	0,6	665,4
	30	2970	49,5000	0,8250	9,6583	1215,2	845,3	0,07	-4,1	0,6	666,0
	35	2975	49,5833	0,8264	9,6745	1211,1	846,8	0,07	-4,1	0,6	666,6
	40	2980	49,6667	0,8278	9,6908	1207,1	848,3	0,07	-4,1	0,6	667,2
	45	2985	49,7500	0,8292	9,7071	1203,0	849,8	0,07	-4,1	0,6	667,8
	50	2990	49,8333	0,8306	9,7233	1198,9	851,4	0,07	-4,1	0,6	668,3
	55	2995	49,9167	0,8319	9,7396	1194,9	852,9	0,07	-4,1	0,6	668,9

Table 4.
Selected computational results of the temperature for a steel beam insulated by fire protection material, subjected to parametric fire conditions, [own elaboration]

Time of fire exposure			t	t	t*	$\Theta_{g.t}$	c_a	ϕ	$\Delta\Theta_{g.t}$ [°C]	$\Delta\Theta_{a.t}$ [°C]	$\Theta_{a.t}$ [°C]
[min]	[sec]	[sec]	[min]	[h]	[h]	[°C]	[J/kg°C]	-	-	-	20.0
49	0	2940	49.0000	0.8167	9.5607	1239.6	836.4	0.07	-4.1	0.6	662.2
	5	2945	49.0833	0.8181	9.5770	1235.5	837.9	0.07	-4.1	0.6	662.9
	10	2950	49.1667	0.8194	9.5932	1231.5	839.3	0.07	-4.1	0.6	663.5
	15	2955	49.2500	0.8208	9.6095	1227.4	840.8	0.07	-4.1	0.6	664.1
	20	2960	49.3333	0.8222	9.6258	1223.3	842.3	0.07	-4.1	0.6	664.7
	25	2965	49.4167	0.8236	9.6420	1219.3	843.8	0.07	-4.1	0.6	665.4
	30	2970	49.5000	0.8250	9.6583	1215.2	845.3	0.07	-4.1	0.6	666.0
	35	2975	49.5833	0.8264	9.6745	1211.1	846.8	0.07	-4.1	0.6	666.6
	40	2980	49.6667	0.8278	9.6908	1207.1	848.3	0.07	-4.1	0.6	667.2
	45	2985	49.7500	0.8292	9.7071	1203.0	849.8	0.07	-4.1	0.6	667.8
	50	2990	49.8333	0.8306	9.7233	1198.9	851.4	0.07	-4.1	0.6	668.3
	55	2995	49.9167	0.8319	9.7396	1194.9	852.9	0.07	-4.1	0.6	668.9

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

5.7. Sprawdzenie nośności belki stropowej w domenie wytrzymałościowej

Sprawdzenia nośności dokonano w dwóch wariantach:

a) belki nieosłoniętej, poddanej oddziaływaniom termicznym pożaru opisanego krzywą standardową temperatura-czas. Celem sprawdzenia jest potwierdzenie nośności belki odpowiadającej klasie odporności ogniowej R15.
b) belki izolowanej natryskiem zaprawy cementowej z wermikulitem, poddanej oddziaływaniom termicznym pożaru opisanego krzywą parametryczną. Celem sprawdzenia jest potwierdzenie wymaganej odporności ogniowej belki w ciągu 45 minut trwania pożaru rozwiniętego (należy zwrócić uwagę, iż autor w sposób przemyślany nie posługuje się pojęciem odporności ogniowej, określonej symbolem R45, ponieważ przyjęto, iż jest on zarezerwowany dla pożarów opisywanych za pomocą krzywej standardowej).

W przypadku elementów o przekroju klasy 1 lub 2 i o nierównomiernym rozkładzie temperatury, zarówno na długości belki, jak i na wysokości przekroju, obliczeniową nośność przy zginaniu $M_{fi,t,Rd}$ w czasie t trwania pożaru można wyznaczyć na podstawie wzoru:

$$M_{fi,t,Rd} = \frac{M_{fi,\theta,Rd}}{\kappa_1\kappa_2} = \frac{k_{y,\theta}\cdot M_{Rd}}{\kappa_1\kappa_2}\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} = \frac{1}{\kappa_1\kappa_2}\frac{k_{y,\theta}\cdot W_{pl,y}\cdot f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad (24)$$

gdzie:

κ_1 – współczynnik przystosowania, uwzględniający nierównomierny rozkład temperatury na wysokości przekroju, na podstawie [5], pkt. 4.2.3.3.(7)

κ_2 – współczynnik przystosowania, uwzględniający nierównomierny rozkład temperatury na długości belki, na podstawie [5], pkt. 4.2.3.3.(8)

Belka nieosłonięta, wymaganie R15, według krzywej standardowej temperatura-czas

Temperatura w przekroju belki nieosłoniętej po pełnych 15 minutach trwania rozwiniętego pożaru wynosi (zgodnie z wynikami przeprowadzonych obliczeń) ok. 583°C.

Wartość współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności $k_{y,\theta}$, odpowiadająca tej temperaturze wynosi:

$$k_{y,\theta} = 0{,}470 + \frac{0{,}780-0{,}470}{100}(600-583) = 0{,}523$$

Współczynnik przystosowania κ_1 = 0,70 uwzględnia działanie pożaru na element nieosłonięty z trzech stron.

Współczynnik przystosowania κ_2 = 1,0 uwzględnia schemat statyczny belki swobodnie podpartej.

Nośność obliczeniowa przekroju na zginanie w temperaturze $\theta_a = 583°C$ wynosi:

$$M_{fi,t,Rd} = \frac{1}{\kappa_1\kappa_2}\frac{k_{y,\theta}\cdot W_{pl,y}\cdot f_y}{\gamma_{M,fi}} = \frac{1}{0{,}7\cdot 1{,}0}\frac{0{,}523\cdot 412\cdot 23{,}5}{1{,}0} = 7233{,}84kNcm = 72{,}34kNm > M_{fi,Ed} = 30{,}87kNm$$

Nośność obliczeniowa przekroju przy ścinaniu:

$$V_{fi,t,Rd} = k_{y,\theta}\frac{A_{V,z}\cdot f_y}{\sqrt{3}\cdot\gamma_{M,fi}} = 0{,}523\cdot\frac{21{,}75\cdot 23{,}5}{\sqrt{3}\cdot 1{,}0} = 154{,}34kN > V_{fi,Ed} = 20{,}58kN$$

Warunki nośności w sytuacji pożarowej dla przyjętego kryterium R15 są spełnione.

Belka izolowana natryskiem zaprawy cementowej z wermikulitem, wymaganie 45 minut, według krzywej parametrycznej temperatura-czas

Maksymalna temperatura w przekroju belki osłoniętej, osiągnięta w ciągu całego okresu pełnych 45 minut trwania rozwiniętego pożaru nie przekroczyła poziomu (zgodnie z wynikami przeprowadzonych obliczeń) 638°C.

Wartość współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności $k_{y,\theta}$, odpowiadająca tej temperaturze wynosi:

$$k_{y,\theta} = 0{,}230 + \frac{0{,}470-0{,}230}{100}(700-638) = 0{,}379$$

Współczynnik przystosowania κ_1 = 0,85 uwzględnia działanie pożaru na element osłonięty z trzech stron.

Współczynnik przystosowania κ_2 = 1,0 uwzględnia schemat statyczny belki swobodnie podpartej.

Nośność obliczeniowa przekroju na zginanie w temperaturze $\theta_a = 638°C$ wynosi:

$$M_{fi,t,Rd} = \frac{1}{\kappa_1\kappa_2}\frac{k_{y,\theta}\cdot W_{pl,y}\cdot f_y}{\gamma_{M,fi}} = \frac{1}{0{,}85\cdot 1{,}0}\frac{0{,}379\cdot 412\cdot 23{,}5}{1{,}0} = 4317{,}03kNcm = 43{,}17kNm > M_{fi,Ed} = 30{,}87kNm$$

Nośność obliczeniowa przekroju przy ścinaniu:

$$V_{fi,t,Rd} = k_{y,\theta}\frac{A_{V,z}\cdot f_y}{\sqrt{3}\cdot\gamma_{M,fi}} = 0{,}379\cdot\frac{21{,}75\cdot 23{,}5}{\sqrt{3}\cdot 1{,}0} = 111{,}84kN > V_{fi,Ed} = 20{,}58kN$$

Warunki nośności w sytuacji pożarowej, dla wymaganych 45 minut odporności ogniowej belki, są spełnione.

6. Podsumowanie i wnioski

W pracy przedstawiono procedurę oceny odporności ogniowej stropów na belkach stalowych, zilustrowaną sugestywnym przykładem obliczeniowym.

Obliczenia i analizy przeprowadzone na potrzeby niniejszego opracowania pozwalają na sformułowanie następujących wniosków i uwag ogólnych:

1. Oceny odporności ogniowej elementów konstrukcyjnych stropów na belkach stalowych można dokonywać na bazie dostępnych procedur normowych w domenie termicznej czasowej lub wytrzymałościowej.
2. Zaprezentowane procedury można z powodzeniem stosować zarówno do oceny nośności stropów Kleina, jak i rozwiązań pokrewnych: ceglanych sklepień odcinkowych, stropów z wypełnieniem z płyt prefabrykowanych WPS, stropów z płytą żelbetową monolityczną wylaną na półkach dolnych itp.

3. Proponowane w literaturze [6], [7] uproszczone procedury obliczania temperatury elementu stalowego poddanego oddziaływaniom termicznym pożaru mają ograniczoną dokładność i raczej należy ich unikać.
4. Dla określonych konfiguracji parametrów fizyko-chemicznych wydzielonych stref pożarowych stosowanie modelu pożaru standardowego może okazać się niewystarczające i prowadzić do ryzykownych, niebezpiecznych oszacowań. Zaprezentowany przykład obliczeniowy wykazał, iż wbrew obiegowej opinii model pożaru standardowego nie zawsze prowadzi do najbardziej konserwatywnych wyników.
5. Ciągły rozwój technik obliczeniowych stwarza możliwości wykorzystania w analizie konstrukcji budowlanych nowoczesnych metod i narzędzi komputerowych, wykorzystujących założenia tzw. obliczeniowej dynamiki płynów, występującej najczęściej w literaturze pod angielską nazwą CFD (*Computational Fluid Dynamics*). Metoda ta pozwala na dokładną ocenę przyrostu temperatury elementów konstrukcyjnych przy jednoczesnym uwzględnieniu realnych warunków środowiskowych strefy pożarowej, dopasowanych do specyfiki danej kategorii obiektu, jego wyposażenia itp. Na obecnym etapie stosowanie tego typu technik obliczeniowych wymaga, poza umiejętnościami obsługi skomplikowanych, komercyjnych narzędzi komputerowych, także zaawansowanej wiedzy teoretycznej, co poważnie ogranicza możliwości wykorzystania tychże metod w codziennej praktyce inżynierskiej. Z uwagi na powyższe ograniczenia metody te w przypadku prostych, statycznie wyznaczalnych układów konstrukcyjnych póki co nie znalazły szerszego zastosowania.
6. Stosowanie biernych środków ochrony przeciwpożarowej elementów stalowych w sposób efektywny zmniejsza prędkość wzrostu temperatury ustrojów nośnych. Dzięki temu zwiększa się prawdopodobieństwo skuteczności akcji ratowniczej przed wystąpieniem nieodwracalnych deformacji stalowych elementów konstrukcyjnych, a tym samym zmniejsza się ryzyko wystąpienia poważnej awarii.

Własne doświadczenie zawodowe autora oraz wyniki przeprowadzonych studiów literaturowych upoważniają ponadto do sformułowania następujących uwag, przydatnych dla właściwej oceny stanu technicznego konstrukcji, która przetrwała pożar:

7. Najczęstszą przyczyną wyeliminowania konstrukcji stalowej, która przetrwała pożar, z dalszej eksploatacji są jej trwałe odkształcenia znacznie przewyższające poziom uznany za dopuszczalny i akceptowalny.
8. O ile odkształcenia w zakresie prostoliniowości i kształtu na to pozwalają i elementy nośne zostały zachowane w stopniu wystarczającym do dalszego pełnienia swoich projektowanych funkcji, to mogą one być dalej wykorzystywane po pożarze. Pewne uwagi dotyczące kryteriów oraz możliwości ponownego wykorzystania stali po pożarze można odnaleźć np. w normie brytyjskiej [8] lub w opracowaniu książkowym wydanym pod patronatem British Steel (obecnie Corus) [9].
9. Wyniki opublikowanych badań naukowych prowadzonych w uznanych ośrodkach światowych, np. [9] i [10], w większości wykazują, iż w przypadku kształtowników stalowych walcowanych na gorąco ich parametry wytrzymałościowe po wystudzeniu wracają do poziomu wyjściowego, natomiast w przypadku elementów formowanych na zimno, spełniających tolerancje w zakresie kształtu, można założyć, że ich wytrzymałość trwała wynosi ok. 90% wartości początkowej. Należy jednak mieć na względzie, iż z uwagi na efekt zahartowania mogła ulec zmianie odporność stali na kruche pękanie. Każdorazowo szczegółowej kontroli i przeprowadzenia niezbędnych prac remontowych wymagają wszelkie połączenia i powłoki zabezpieczające.
10. Niektóre źródła literaturowe, np. [6], wskazują jednak na potrzebę przeprowadzenia uzupełniających popożarowych badań mikroskopowych stali, gdyż w zależności od warunków i temperatury występującej w trakcie pożaru można oczekiwać poważniejszych zmian strukturalnych stali budowlanych, w tym efektów odwęglania, przegrzania, rozrostu ziaren i występowania struktury Widmanstättena. Rozrostowi ziaren oraz występującej lokalnie strukturze Widmanstättena, charakteryzującej się iglastym ułożeniem faz, może towarzyszyć pogorszenie właściwości stali. Należy się także liczyć z niebezpieczeństwem, iż odwęglona warstwa powierzchniowa może stanowić potencjalne miejsce inicjacji mikropęknięć, które mogą propagować w głąb wytężonego przekroju poprzecznego. Zdaniem autora niniejszego artykułu tego typu niekorzystne zjawiska, związane ze zmianami strukturalnymi stali, mogą wystąpić jedynie w przypadku długotrwałych pożarów pomieszczeń o dużych obciążeniach ogniowych (np. magazynów), które z reguły i tak dyskwalifikują elementy stalowe konstrukcji, z uwagi na ich zbyt duże trwałe odkształcenia.
11. Ocenę stanu technicznego konstrukcji z uwzględnieniem oddziaływań pożarowych lub konstrukcji dotkniętych pożarem z uwagi na skomplikowany charakter zjawiska i niejednoznaczności wynikające ze sposobów jego modelowania najlepiej jest powierzać osobie o uznanym doświadczeniu zawodowym w tym zakresie i legitymującej się odpowiednimi kwalifikacjami.

Podziękowania

Artykuł niniejszy powstał w trakcie pobytu autora w Auburn University w ramach wyjazdowego stypendium naukowego, ufundowanego przez Polsko-Amerykańską Komisję Fulbrighta.

Autor składa podziękowania Władzom oraz Radzie Naukowej Komisji za umożliwienie integracji polskich i amerykańskich środowisk naukowych, co w wymiarze globalnym przyczynia się do polepszenia i umocnienia pozycji Polski w świecie oraz lepszemu zrozumieniu wzajemnych problemów i potrzeb.

Oddzielne podziękowania kieruję do prof. dr inż. Andrzeja S. Nowaka (*Chair of Department of Civil Engine-*

DOI:10.12845/bitp.35.3.2014.7

ering, Samuel Ginn College of Engineering, Auburn University), pełniącego funkcję opiekuna naukowego w trakcie mojego pobytu na stypendium – za ciepłe i życzliwe przyjęcie, stworzenie znakomitych warunków do pracy naukowej, udzielone cenne wsparcie merytoryczne i poświęcony czas.

Literatura

1. Ustawa z dnia 7 lipca 1994 r. Prawo Budowlane (Dz.U. 1994 r. Nr 89 poz. 414).
2. Rozporządzenie Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. w sprawie warunków technicznych jakim powinny odpowiadać budynki i ich usytuowanie (Dz.U. 2002 r. Nr 75 poz. 690).
3. PN-EN 1990:2004 Eurokod: Podstawy projektowania konstrukcji, PKN, Warszawa, 2004.
4. PN-EN 1991-1-2:2006. Eurokod 1: Oddziaływania na konstrukcje. Część 1-2: Oddziaływania ogólne. Oddziaływania na konstrukcje w warunkach pożaru. PKN, Warszawa, 2006.
5. PN-EN 1993-1-2:2007 Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych, Część 1-2: Reguły ogólne. Obliczanie konstrukcji z uwagi na warunki pozarowe, PKN, Warszawa, 2007.
6. Skowroński W., *Teoria bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji metalowych*, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2001.
7. *Wider Vocational Initiative in Structural Steelwork*, CD-ROM, Pilot for Beta-site testing, The Steel Construction Institute, Ascot, UK, 1999 (Version I) & 2001 (Version II).
8. British Standard BS 5950: Part 8: Code of practice for design of fire protection for structural steelwork, British Standards Institution, London, 2003.
9. Kirby B.R., Lapwood P.J., Thompson G., *The Reinstatement of Fire Damaged Steel and Iron Framed Structures*, British Steel Corporation, Swinden Laboratories, Rotherdam, 1986.
10. Outinen J., *Mechanical Properties of Structural Steels at High Temperatures and After Cooling Down*, Helsinki University of Technology, Laboratory of Steel Structures Publications 32, Espoo, 2007.

dr inż. Paweł A. Król – ukończył jednolite studia magisterskie na Wydziale Inżynierii Lądowej Politechniki Warszawskiej (1994), gdzie uzyskał również stopień doktora nauk technicznych (2007). Absolwent studiów podyplomowych organizowanych przez Politechnikę Warszawską we współpracy z Polish-British Construction Partnership Ltd. Związany z Politechniką Warszawską od 1998 roku, zatrudniony początkowo jako asystent, a od 2007 roku na stanowisku adiunkta. Od 2000 roku posiada uprawnienia budowlane b/o w specjalności konstrukcyjno-budowlanej, zajmując się równolegle projektowaniem konstrukcji oraz działalnością ekspercką w budownictwie. W 2014 roku uzyskał tytuł Rzeczoznawcy Budowlanego w tejże samej specjalności, w zakresie projektowania i kierowania robotami budowlanymi bez ograniczeń. Jest członkiem wielu krajowych i międzynarodowych organizacji i stowarzyszeń zawodowych oraz członkiem komitetów technicznych przy Polskim Komitecie Normalizacyjnym oraz European Convention for Constructional Steelwork. Członek grupy roboczej Structural Safety w ramach Europejskiego Programu Współpracy w Dziedzinie Badań Naukowo-Technicznych (COST) – akcja Integrated Fire Engineering and Response. Odbył kilka zagranicznych staży naukowych: Michigan State University, USA (2011), University of Ulster, Zjednoczone Królestwo (2013) i obecnie Auburn University, USA (2014) – w ramach przyznanego stypendium Polsko-Amerykańskiej Komisji Fulbrighta. Autor lub współautor ponad 100 opracowań o charakterze naukowym i technicznym.