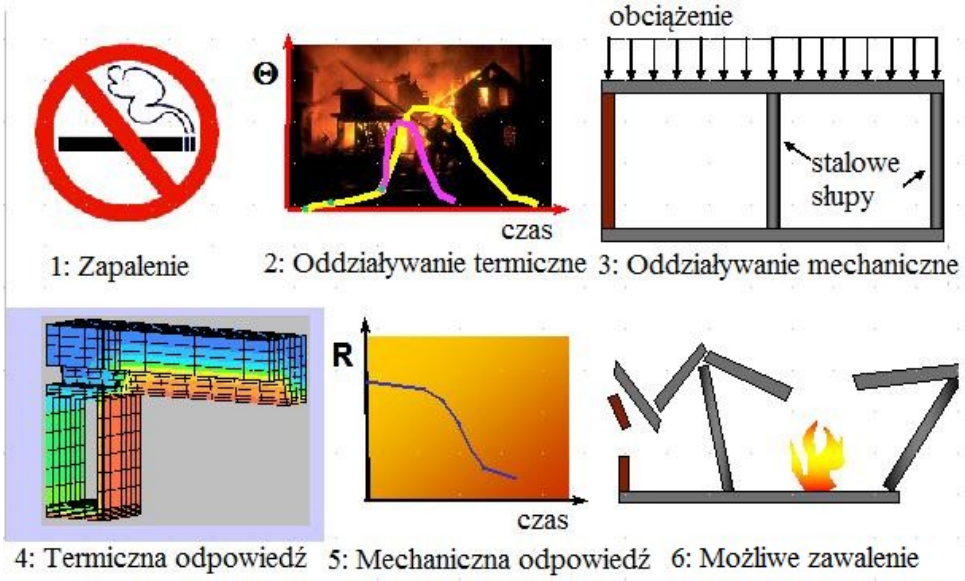
CZĘŚĆ 2 : Odpowiedź termiczna

O. Vassart
ArcelorMittal Long Carbon Europe Research Centre

1. WSTĘP

W warunkach pożaru konstrukcja budynku poddana jest oddziaływaniom mechanicznym i termicznym. Oddziaływania mechaniczne wywołane są ciężarem stałym i obciążeniem użytkowym występującym w momencie wybuchu pożaru. Oddziaływania termiczne wynikają ze wzrostu temperatury gazu w przedziale objętym pożarem i regulowane są warunkami przejmowania ciepła na powierzchni elementów konstrukcyjnych. Wynikiem oddziaływania termicznego jest zwiększenie temperatury konstrukcji. Nazywamy to *odpowiedzią termiczną*, która prowadzić może do wydłużenia termicznego i pogorszenia mechanicznych właściwości ogrzanych elementów konstrukcji. Czasami termiczne wydłużenie może być (częściowo) ograniczone, co prowadzi do powstania dodatkowych naprężeń termicznych. W kombinacji z oddziaływaniem mechanicznym mogą wystąpić znaczące odkształcenia, a w pewnych okolicznościach, może dojść do zawalenia się konstrukcji budynku lub jej części. Proces ten nazywamy *odpowiedzią mechaniczną*. Opisany powyżej łańcuch zdarzeń schematycznie przedstawiony jest na rys. 1.



Rysunek 1 Odporność ogniowa – Łańcuch zdarzeń

Podejście inżynierskie do projektowania ppoż. dla odpowiednich oddziaływań w warunkach pożaru zostało przedstawione w części 1 niniejszego kursu. Opis mechanicznej odpowiedzi konstrukcji

przedstawiony jest w części 3. Część 2 dotyczy termicznej odpowiedzi konstrukcji. Dyskusja ograniczona została do stalowych i zespolonych stalowo-betonowych elementów konstrukcyjnych i jest zgodna ze wskazaniami odnośnych norm Eurocode dotyczącymi zagadnień pożarowych [1], [2].

2 PODSTAWY I ILUSTRACJE

Przejmowanie ciepła przez elementy budynku zachodzi zgodnie z poniższym równaniem różniczkowym (tak zwanym równaniem różniczkowym Fouriera) w połączeniu z odpowiednimi warunkami brzegowymi i początkowymi:

$$\frac{\partial(\rho\ c\theta)}{\partial t} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial\theta}{\partial x})}{\partial x} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial\theta}{\partial y})}{\partial y} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial\theta}{\partial z})}{\partial z} = 0 \qquad (1)$$

gdzie:

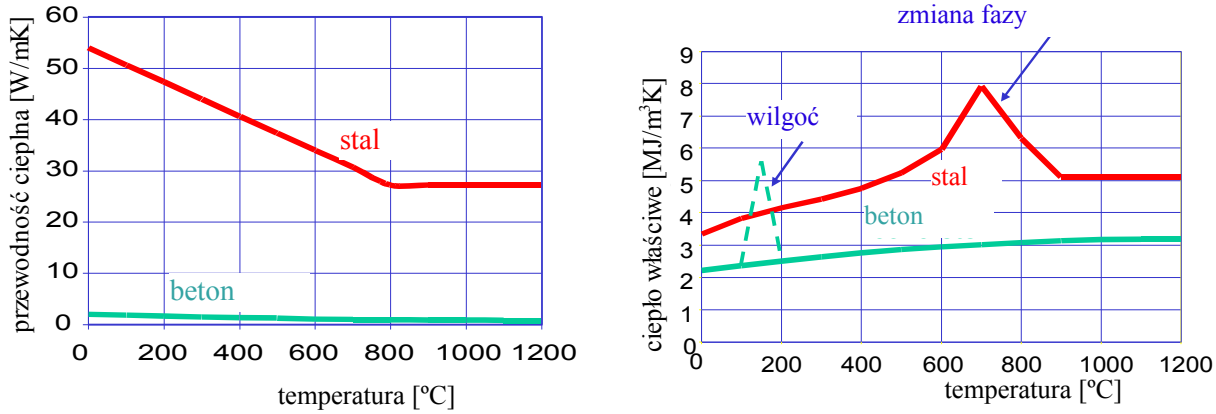
x, y, z współrzędne [m],
Θ temperatura po kierunku x, y, z [˚C],
ρ gęstość [kg/m³],
c ciepło właściwe [J/kg],
λ przewodność cieplna [W/m˚K].

Krótkie wyjaśnienie tego podstawowego równania znajduje się w załączniku A.

Z równania (1) wynika, że następujące właściwości termiczne materiałów mają istotny wpływ na wzrost temperatury w elementach budynku wystawionych na oddziaływanie ogniowe:

- przewodność cieplna,
- ciepło właściwe.

Powszechnym jest łączenie wielkości ciepła właściwego z gęstością. Określenie: "pojemność cieplna", jednostka: J/m3. Zarówno przewodność cieplna jak i ciepło właściwe dla większości materiałów budowlanych zależą w znacznym stopniu od temperatury. Ilustruje to rys. 2[a,b] odpowiednio dla betonu i stali [1], [2].



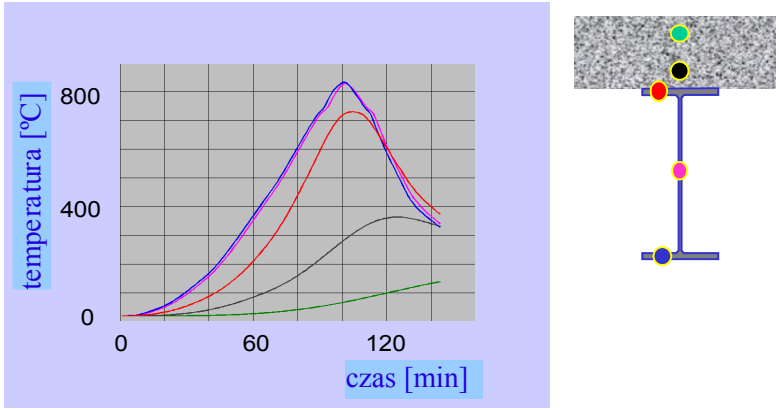
(a) przewodność cieplna (b) pojemność cieplna

Rysunek 2 Właściwości termiczne stali i betonu

Wartość maksymalna na wykresie pojemności cieplnej stali wynosząca około 730ºC wynika z przemiany fazowej stali; wartość maksymalna na wykresie pojemności cieplnej betonu obrazuje wpływ odparowania wilgoci.

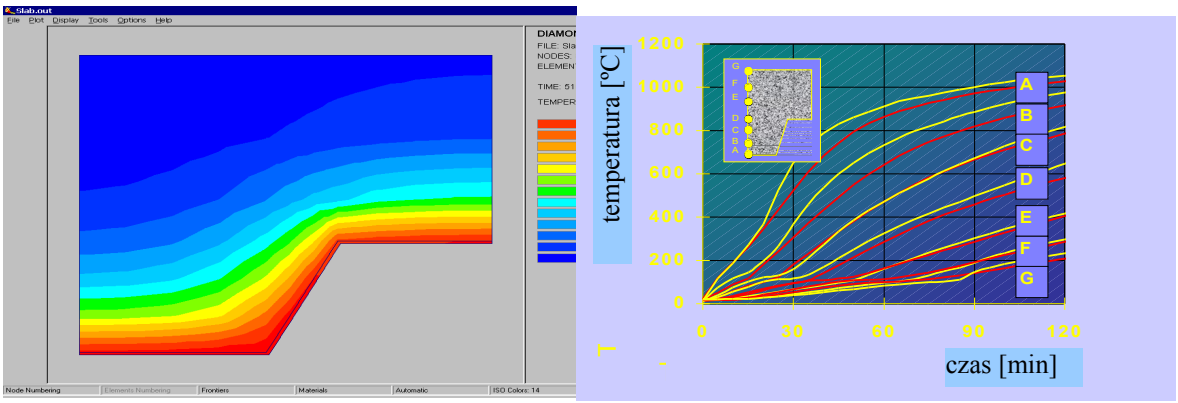
Zauważyć należy, że przewodność cieplna stali jest o rząd wielkości większa niż betonu. Dlatego rozkład temperatury podczas pożaru w elementach stalowych wystawionych na jego oddziaływanie jest bardziej

równomierny niż w elementach betonowych konstrukcji zespolonych. W drodze uproszczenia, bardzo często przyjmuje się, że rozkład temperatury w elementach stalowych jest równomierny. Patrz rozdział 3. Jeżeli znane są właściwości termiczne materiałów, z których elementy budowlane są złożone, to rozwój temperatury w takim elemencie – dla konkretnych termicznych oddziaływań – może być obliczony na podstawie równania (1). Jednakże, rozwiązania analityczne są dostępne tylko w wyjątkowych (prostych) przypadkach [3]. W praktyce muszą być zastosowane metody numeryczne (modele numeryczne). Obecnie istnieje szereg różnych modeli tego rodzaju. Patrz część 4. Na rysunkach 3, 4 i 5 zilustrowano możliwości niektórych modeli w opisie reakcji termicznej.



Rysunek 3 Termiczna odpowiedź konstrukcji: dźwigar stalowy/płyta betonowa (2D)

Na rys. 3 jest przedstawiona termiczna odpowiedź niezabezpieczonego dźwigara stalowego z płytą betonową w naturalnych warunkach pożaru działającego od dołu [4]. Można zauważyć, że temperatura w półce dolnej i w środniku stalowej belki jest prawie identyczna. Jednakże rozwój temperatury w półce górnej pozostaje poniżej wykresu rozwoju temperatury w półce dolnej i środniku. Spowodowane to jest stratami ciepła poprzez kontakt górnej półki z względnie chłodną płytą betonową. W prostych modelach obliczeniowych dla stali zgodnie z EN 1993-1.2 założono równomierny rozkład temperatury, który jest oparty na temperaturze niższych części przekroju stalowego. W celu uwzględnienia niższych temperatur w półce górnej wprowadza się współczynnik korekcyjny κ w odniesieniu do obciążenia mechanicznego. Patrz część 3.



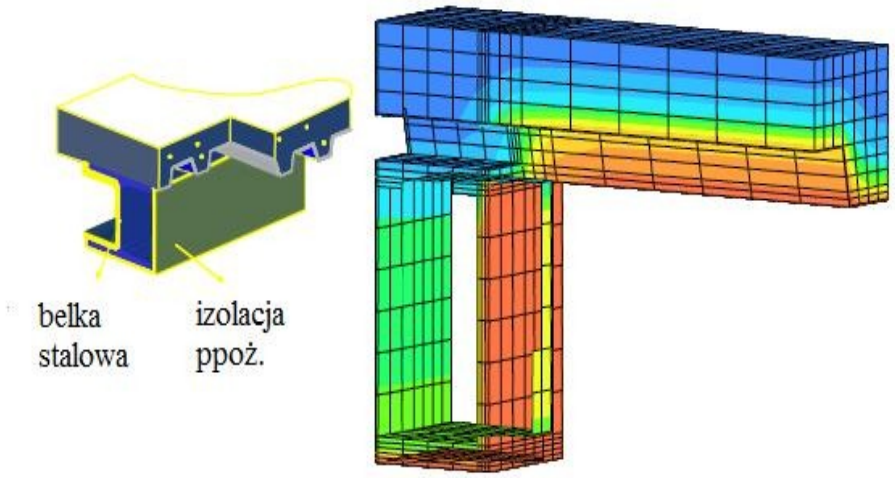
symulacja numeryczna

doświadczenie a teoria

Rysunek 4 Termiczna odpowiedź: płyta zespolona (2D)

Na rys. 4 przedstawiono rozkład temperatury w płycie betonowej ze stalową blachą trapezową, po 120-minutowym wystawieniu na działanie standardowego pożaru, wyznaczony przy użyciu programu DIANA [5]. Ponadto porównano obliczone pola temperatur z wynikami testów. Odnotowano zadowalającą

zgodność pomiędzy testem i teorią, zwłaszcza w krytycznych obszarach po górnej stronie żeber (tj. w punkcie D po prawej stronie rys. 4). Zauważyć należy, że rozkład temperatury jest znacząco niejednorodny. Spowodowane to jest względnie małą wartością przewodności cieplnej betonu.



Rysunek 5 Termiczna odpowiedź zespolonej belki krawędziowej (model 3D)

Na rys. 5 przedstawiona jest termiczna odpowiedź zespolonej belki krawędziowej (3D) [6]. Przekrój stalowy z jednej strony chroniony jest elementem skrzynkowym a z drugiej strony obudową konturową. Obliczenia 3D, których wyniki przedstawiono, są raczej kłopotliwe i w związku z tym rzadko wykorzystywane w praktycznym projektowaniu. Pokazanie tych wyników miało za zadanie zwrócenie uwagi na potencjał obecnie dostępnych narzędzi obliczeniowych.

3 ZASADY OBLICZENIOWE DLA ELEMENTÓW STALOWYCH

3.1 Zakres

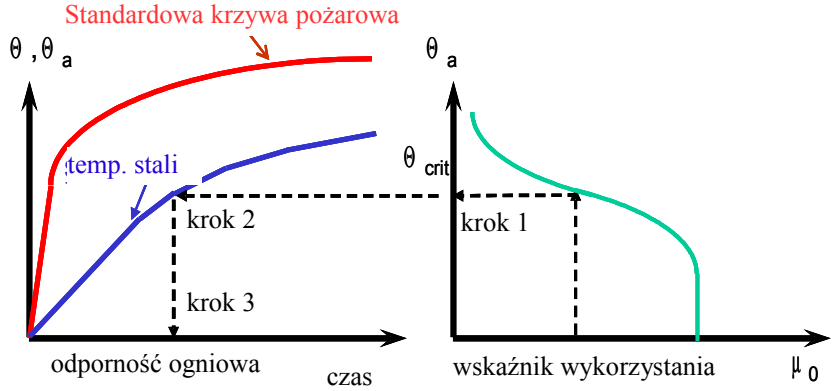
Głównym zadaniem analizy termicznej reakcji konstrukcji stalowych jest znalezienie ich odporności ogniowej. Ponieważ elementy stalowe zazwyczaj nie pełnią funkcji oddzielających, przy ocenie nośności istotne jest tylko kryterium odporności ogniowej.

W normie EN 1993.1.2 przedstawiono poniższe sposoby obliczania zachowania się konstrukcji stalowych wystawionych na oddziaływanie ogniowe[1]:

- proste modele obliczeniowe,
- zaawansowane modele obliczeniowe.

Termiczna odpowiedź w zaawansowanych modelach bazuje na równaniu (1) w połączeniu z odpowiednim oddziaływaniem termicznym. Takie modele znajdują ogólne zastosowanie. W przypadku prostych modeli podstawowym założeniem jest równomierny rozkład temperatury. Założenie to jest w przybliżeniu prawdziwe ze względu na wysoką przewodność cieplną stali. (patrz także omówienie w poprzednim rozdziale).

Przy założeniu równomiernego rozkładu temperatury w stalowych elementach, obliczenia odporności ogniowej mogą być schematycznie przedstawiona jak na rys. 6.



Rysunek 6 Obliczeniowa procedura wyznaczania odporności ogniowej stalowych elementów oparta na prostych metodach obliczeniowych

Poniżej przedstawione są trzy kroki postępowania:

- krok 1: określenie temperatury krytycznej stali (to jest temperatury przy której nastąpi zniszczenie); temperatura ta zależy od stosunku pomiędzy rzeczywistym obciążeniem i nośnością rozważanego elementu w pokojowej temperaturze oraz wynika z analizy mechanicznej reakcji elementu opisanej w części 3.
- krok 2: określenie rozwoju temperatury w przekroju stalowym; wynika ono z analizy termicznej reakcji elementu stalowego będącego przedmiotem rozważań tej części programu nauczania.
- krok 3: określenie odporności ogniowej stalowych elementów; jest to po prostu połączenie kroków 1 i 2.

Poniżej zostaną omówione różne aspekty kroku 2. Zakłada się nieskończenie dużą wartość przewodności cieplnej stali. Stąd rozkład temperatury w stali jest równomiernie rozłożony i równanie (1) redukuje się do poniższej postaci (2) (patrz załącznik B):

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{A_m / V}{\rho_a c_a} \cdot \dot{h}_{net,tot} \qquad (2)$$

[1] Należy zauważyć że dla stali nie są podane żadne dane tabelaryczne

gdzie:

θ_a temperatura stali [ºC] (w założeniu jednorodna),

t czas [s],

ρ_a gęstość stali [kg/m^3],

c_a ciepło właściwe stali [J/kg],

$\dot{h}_{net,tot}$ całkowity strumień ciepła netto na jednostkę powierzchni [W/m^2],

A_m powierzchnia elementów stalowych wystawionych na działanie pożaru [m^2/m^3],

V objętość stalowych elementów [m^3/m].

Po prawej stronie równania (2) wyróżnia się następujące sformułowania:

- określenie $\dot{h}_{net,tot}$ reprezentuje termiczne oddziaływanie zależne od odpowiedniego modelu pożarowego (np. standardowe, węglowodorowe lub naturalne warunki pożarowe) i wpływ ewentualnych izolacji (zabezpieczeń) ppoż. elementów stalowych (patrz także Część 1),
- wyrażenie $\rho_a\, c_a$ wyraża wpływ właściwości termicznych stali,
- wyrażenie A_m/V wyraża wpływ geometrii przekroju stalowego i sposobu jego wystawienia na warunki pożarowe (ze wszystkich stron, z trzech stron itd.); wyrażenie to nazywamy "*współczynnikiem przekroju*".

Równanie (2) jest podstawą zasad obliczeniowych rozwoju temperatury w stali, określonych w prostym modelu obliczeniowym w części normy stalowej Eurocode dotyczącej zagadnień pożarowych [1]. Wyrażenie to może być rozwiązane tylko jeżeli zostaną określone warunki początkowe i brzegowe. Powszechnie przyjmuje się w odniesieniu do warunków początkowych, że przed wybuchem pożaru panuje temperatura pokojowa (20ºC). Warunki brzegowe są określone przez całkowity strumień ciepła netto (oddziaływanie termiczne) ze środowiska pożaru na element stalowy. Taki strumień ciepła jest efektem promieniowania i konwekcji. Niektóre podstawowe zależności przedstawione są na rys. 7 (por. także Część 1).

Radiacyjny strumień ciepła netto przypadający na jednostkę powierzchni elementu	$\dot{h}_{net,r} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot \left[(\Theta_r + 273)^4 - (\Theta_m + 273)^4\right]$
Konwekcyjny strumień ciepła netto przypadający na jednostkę powierzchni elementu	$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \ (\Theta_g - \Theta_m)$

gdzie:

Θ_r efektywna temp. promieniowania środowiska pożaru [°C]

$\Rightarrow \Theta_r \rightarrow \Theta_g \rightarrow$ krzywa pożarowa

Θ_m temp. powierzchni elementu [°C] $\Rightarrow$ termiczne zachowanie

ε_m emisyjność powierzchni elementu $\Rightarrow$ stal: 0,7

ε_f emisyjność ognia

α_c współczynnik przejmowania ciepła $\Rightarrow$ 25-50 W/m^{2}K

(zależy od modelu pożaru)

Φ współczynnik konfiguracji $\Rightarrow \leq 1{,}0 = 1{,}0$

σ stała Stephana-Boltzmana $= 5{,}67\ 10^{-8}$ w/m^{2}K^4

Rysunek 7 Przejmowanie ciepła po stronie wystawionej na działanie ognia

Zachowują ważność następujące spostrzeżenia:

Prawo promieniowania Stephana Bolzmanna opisuje przepływ ciepła przez promieniowanie. Zgodnie z tym prawem temperatura promieniowania strefy pożarowej określa maksymalne promieniowanie na elementy stalowe [3]. Można wykazać – na drodze tradycyjnej aproksymacji – że temperatura promieniowania może być równa temperaturze gazu i wynika z modelu pożarowego przyjętego do

obliczeń (por. Część 1). Jest to podstawą równania określającego radiacyjny przepływ ciepła netto zamieszczonego w EN 1993.1.2 [1]. W tym równaniu istotne są następujące parametry fizyczne:

- stała Stephana Bolzmanna ($\sigma = 5.67\ 10^{-8}$ [W/m^{2}K^4]) (stała fizyczna),
- emisyjność powierzchniowa elementu (ε_m) która zależy od materiału zastosowanego na powierzchni,
- współczynnik konfiguracji (Φ): współczynnik geometryczny ≤ 1; w wielu praktycznych przypadkach (w symulacjach standardowych testów pożarowych) ten współczynnik może być równy jedności[2].

Należy zauważyć, że wartość temperatury na powierzchni elementu (Θ_m) dla pewnych przedziałów czasowych otrzymujemy z temperatury w poprzednim przedziale czasowym rozwiązując równanie (1). Konwekcyjny przepływ ciepła netto może być przybliżony proporcjonalnie do różnicy temperatur ($\Theta_g - \Theta_m$) i jest charakteryzowany współczynnikiem przejmowania ciepła przez konwekcję (α_c); w praktyce wynosi on od 25 (standardowe warunki pożarowe) do 50 [W/m^{2}K] (węglowodorowe warunki pożarowe)[3] [7]. Niektóre praktyczne konsekwencje wspomnianych powyżej zasad obliczeniowych będą omówione dla niezabezpieczonych i zabezpieczonych elementów stalowych.

3.2 Niezabezpieczone elementy stalowe

Obliczeniowe zasady rozwoju temperatury w niezabezpieczonych elementach stalowych wyszczególnionych w wersji ENV dokumentu EC3-1.2 bazują na umownych wartościach współczynników dla radiacyjnego i konwekcyjnego przepływu ciepła [8]. Wartości te są tak dobrane, aby zapewnić sensowną zgodność z wynikami testów, prowadzą jednakże do założeń, które – z fizycznego punktu widzenia – nie są zbyt przekonujące. W szczególności dotyczy to radiacyjnego przepływu ciepła: konieczna jest wartość emisyjności tak niska jak 0,5 ($\varepsilon_f \cdot \varepsilon_m$)[4], żeby osiągnąć sensowną zgodność z wynikami testów. Problem ten stał się jeszcze wyraźniejszy w momencie wprowadzenia tak zwanych termometrów płytowych (zamiast powszechnie stosowanych termoogniw) jako urządzeń pomiarowych do kontrolowania temperatury gazu w trakcie standardowego testu odporności ogniowej [1], [9].

Aby uzyskać bardziej realistyczne i spójne zasady obliczeniowe rozwoju temperatury w niezabezpieczonych stalowych elementach oraz aby utrzymać zgodność z przyszłymi praktykami standardowych testów odporności ogniowej, w wersji EN normy EC3-1.2 [1], określono bardziej realistyczne wartości dla współczynników emisyjności: dla emisyjności powierzchni stali (ϵ_a) 0,7 (co jest wartością niską ale realistyczną) i dla otoczenia pożarowego (ϵ_{fi}) 1,0 (jako bezpośrednia konsekwencja użycia termometru płytowego do kontrolowania temperatury w piecu [9]).

Tak zwany efekt „podnoszenia" odnoszący sie do obliczonych temperatur dla tych modyfikacji jest – na ogół – kompensowany tzw. "efektem cienia", który nie jest wyraźnie uwzględniany w zasadach ENV. Zakładając elementy całkowicie wbudowane (tak jak to jest przypadku prostych modeli obliczeniowych), efekt cienia jest spowodowany lokalnym ekranowaniem promieniowania wynikającym z kształtu profilu stalowego. Ma to znaczenie dla profili o wklęsłym kształcie, takich jak przekroje dwuteowe; dla przekrojów o wypukłym kształcie, takich jak przekroje rurowe, efekt ten nie występuje (brak lokalnego osłaniania). Wzrost temperatury $\Delta\theta_{a,t}$ w niezabezpieczonych stalowych elementach w czasie Δt może być określony zależnością:

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m / V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t \qquad (3)$$

gdzie:

k_{sh} jest współczynnikiem korekcyjnym uwzględniającym efekt cienia

---

2 Jeżeli element stalowy jest poddany pożarowi lokalnemu ma zastosowanie $\Phi < 1$.

3 Dla naturalnych warunków pożarowych stosuje się $\alpha_c = 35$ W/m^{2}K.

4 Emisyjność otoczenia pożarowego jest określana jako: ϵ_f

$\dot{h}_{net,d}$ jest obliczeniową wartością strumienia ciepła netto na jednostkę pola powierzchni dla niezabezpieczonej stali, to jest $\epsilon_a = 0{,}7$ i $\epsilon_{fi} = 1{,}0$ [W/m²].

Nowością w wyrażeniu (3) – w porównaniu do wersji ENV dokumentu EC3-1.2 – jest korekcyjny współczynnik k_{sh} uwzględniający efekt cienia[5]. Wykazano że dla przekrojów dwuteowych poddanych nominalnemu oddziaływaniu ogniowemu efekt cienia zadowalająco dobrze opisany jest równaniem (4ᵃ) [9]:

$$k_{sh} = 0.9\ [A_m/V]_{box}/[A_m/V] \qquad (4^a)$$

gdzie

$[A_m/V]_{box}$ jest skrzynkowym współczynnikiem przekroju[6]

We wszystkich innych przypadkach wartość k_{sh} powinna być wyznaczana zgodnie z (4ᵇ):

$$k_{sh} = [A_m/V]_{box}/[A_m/V] \qquad (4^b)$$

Z powyższych definicji k_{sh} wynika, że dla przekrojów rurowych efekt cienia nie występuje ponieważ $[A_m/V] = [A_m/V]_{box}$.

Na rys. 8 przedstawiono podstawowe równania opisujące wzrost temperatury w niezabezpieczonych elementach stalowych.

$$\frac{d\Theta_a}{dt} = k_{sh}\frac{A_m/V}{\rho_a c_a}\cdot \dot{h}_{net,tot} \qquad \ldots (1)$$

$$\Delta\Theta_a = k_{sh}\frac{K_{bare}}{\rho_a c_a}\cdot\frac{A_m}{V}\cdot(\Theta_g - \Theta_a)\cdot\Delta t \qquad \ldots (2)$$

Legenda:
$\Delta\Theta_a$: wzrost temp. stali
Δt: przedział czasu
A_m/V: współczynnik przekroju
K_{bare}: współczynnik przepływu ciepła
K_{sh}: współczynnik korekcyjny uwzględniający efekt cienia

gdzie

$$K_{bare} = \alpha_c + \frac{\varepsilon_m \sigma\left[(\Theta_g + 273)^4 - (\Theta_a + 273)^4\right]}{\Theta_g - \Theta_a} \qquad \ldots (3)$$

Rysunek 8 Wzrost temperatury w niezabezpieczonych elementach stalowych

3.3 Zabezpieczone elementy stalowe

Równanie do obliczania rozwoju temperatury w zabezpieczonych elementach stalowych jest podobne do równania (3). Jednak w tym przypadku przy obliczaniu strumienia ciepła netto musi być brany pod uwagę wpływ izolacji. W praktyce spadek temperatury w izolacji jest stosunkowo duży. W związku z tym temperatura na powierzchni izolacji jest bliska temperatury gazu. Dlatego też efekt radiacyjnego strumienia ciepła jest mały i normalnie może być pominięty. Oznacza to, że efekt cienia jest nieistotny; dlatego nie ma potrzeby wprowadzania współczynnika korekcyjnego k_{sh} jak miało to miejsce dla elementów niezabezpieczonych [1]. Jest to zilustrowane na rys. 9. Na tym rysunku przedstawione są także podstawowe równania dla zabezpieczonych profili stalowych. Jeśli chodzi o stal niezabezpieczoną można zdefiniować ogólny współczynnik przepływu ciepła (K_{ins}). K_{ins} jest funkcją grubości izolacji (d_p) oraz

[5] Współczynnik korekcyjny nie różnicuje radiacyjnego i konwekcyjnego przepływu ciepła. Oczywistym jest, że konwekcyjny przepływ ciepła jest mniej dotknięty efektem cienia niż radiacyjny; ten efekt jest pomijany ponieważ konwekcja odgrywa poślednią rolę w warunkach pożarowych.

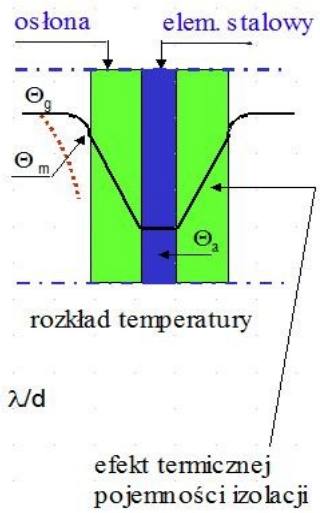
[6] Skrzynkowy współczynnik przekroju dla przekroju stalowego jest definiowany jako stosunek wystawionej na działanie pożaru powierzchni hipotetycznej prostokątnej obwiedni przekroju do objętości elementu stalowego.

termicznych właściwości zarówno stali (ρ_a, c_a) jak i izolacji (λ_p, ρ_p, c_p). W pozycji [1] przedstawione są równania uwzględniające wymienione powyżej wpływy. Jeżeli pojemność cieplna izolacji jest mała w porównaniu do pojemności cieplnej stali wtedy K_{ins} może być w przybliżony sposób wyrażony przez $K_{ins} \approx \lambda_p/d_p$, ponieważ w takich okolicznościach można założyć liniowy rozkład temperatury w izolacji. To także przedstawiono na rys. 9. Współczynnik przekroju dla zabezpieczonych elementów stalowych jest oznaczony jako A_p/V. (Patrz podpunkt 3.4).

$$\Delta\theta_a = \frac{K_{ins}}{\rho_a c_a} \cdot \frac{A_m}{V} \cdot (\Theta_g - \Theta_a) \cdot \Delta t \quad \text{... (a)}$$

gdzie

$$K_{ins} = K_{ins}\left(\frac{\lambda}{d}, \rho_p, c_p, \rho_a, c_a\right) \quad \text{... (b)}$$



Wskazówki: (!) $\Theta_g - \Theta_m$ <<<< $\Theta_m - \Theta_a$

(2)dla lekkich izolacji: $K_{ins} \approx \lambda/d$

Rysunek 9 Wzrost temperatury w izolowanej konstrukcji stalowej: podstawowe równania

3.4 Parametry obliczeniowe rozwoju temperatury

3.4.1 Zagadnienia ogólne

Rozwój temperatury w stalowych elementach zależy – dla danych warunków pożarowych – od dwóch parametrów projektowych:

- współczynnika przekroju A_m/V, A_p/V (odpowiednio dla niezabezpieczonych i zabezpieczonych elementów),
- cech izolacji d_p, λ_p, ρ_p, c_p (tylko dla zabezpieczonych elementów).

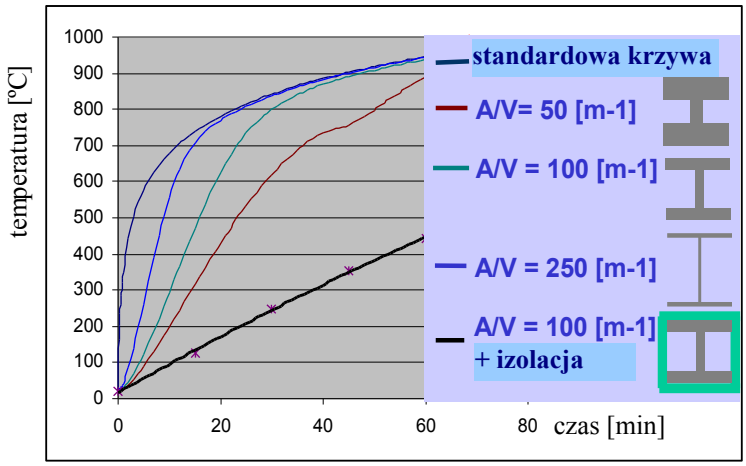
W następnych paragrafach każdy z tych parametrów zostanie pokrótce omówiony. Szczególną uwagę zwrócono na standardowe warunki pożarowe, ponieważ w praktyce są one najczęściej stosowane. Omówienie będzie uzupełnione komentarzami na temat potencjalnego zastosowania naturalnej koncepcji bezpieczeństwa pożarowego w odniesieniu do zabezpieczonych i niezabezpieczonych elementów stalowych. Patrz paragraf 3.4.4.

3.4.2 Określenie i wpływ współczynnika przekroju

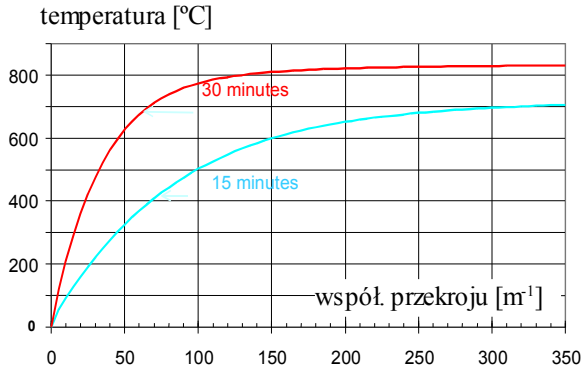
Na rys. 10 jest przedstawiony wpływ współczynnika (masywnośći) przekroju na rozwój temperatury w niezabezpieczonych stalowych przekrojach w warunkach pożaru naturalnego (standardowego). Ustalono praktyczny zakres wartości współczynników przekroju, tj. pomiędzy 50 i 400 m^{-1}. Dla wartości współczynnika przekroju 100 m^{-1} przedstawiono także wpływ izolacji.

Podobne informacje, jakkolwiek w bardziej ogólny sposób, przedstawiono na rys. $11^{a,b}$. Rysunek 11^a odnosi się do elementów nieizolowanych; każda krzywa przedstawia wzrost temperatury dla określonych czasów trwania standardowego pożaru. Rysunek 11^b odnosi się do elementów stalowych zaopatrzonych w praktyczny system izolacji i wystawionych na oddziaływanie pożaru przez 90 minut; każda krzywa odpowiada konkretnej grubości izolacji. Z rysunków wynika, że współczynnik przekroju ma znaczący

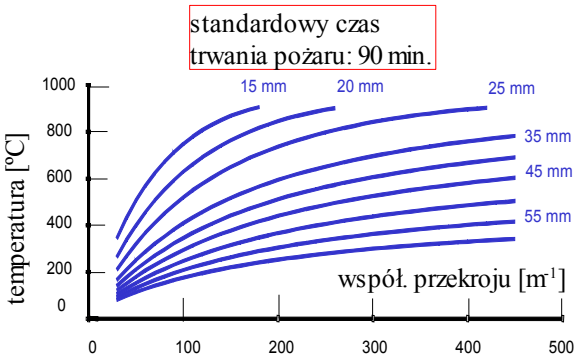
wpływ na rozwój temperatury w stali, zwłaszcza gdy współczynnik przekroju ma małą wartość i dla małych grubości izolacji.



Rysunek 10 Rozwój temperatury w stalowych kształtownikach w funkcji czasu



(a) stalowe elementy niezabezpieczone



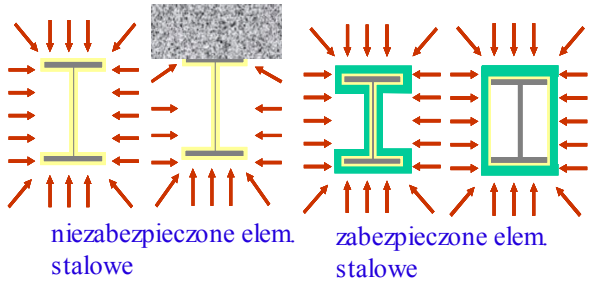
(b) stalowe elementy izolowane

Rysunek 11 Temperatura stali jako funkcja wpółczynnika przekroju

Jak wspomniano wcześniej współczynnik przekroju jest zdefiniowany jako stosunek "pola powierzchni z której ciepło przechodzi na stal" do "objętości stali". Oprócz tego obowiązują następujące (umowne) zasady:

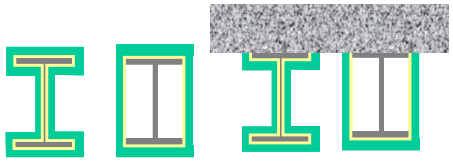
- przy ochronie skrzynkowej, obwód profilu stalowego przyjmuje się równy obwiedni prostokąta otaczającego przekrój profilu,
- przy przekrojach stalowych pod płytą betonową, wymiana ciepła pomiędzy stalą i betonem jest pomijana.

Koncepcję tę przedstawiono na rys. 12, na którym również podano ilościowe przykłady. Bardziej zczegółowe informacje zawiera praca [1].



Definicja: Stosunek między zewnętrzną powierzchnią stali narażoną na pożar a objętością stali na jednostkę długości przekroju

(a) koncepcja



IPE100	387	300	334	247
HE280A	165	113	136	84
HE320B	110	77	91	58

Uwaga: zakres 50 – 400 [m^{-1}]

(b) przykłady ilościowe

Rysunek 12 Współczynnik przekroju profilów stalowych

3.4.3 Charakterystyka izolacji przeciwpożarowych dla konstrukcji stalowych

W paragrafie 3.4.1 zostały wymienione następujące cechy izolacji ppoż.:
- przewodność cieplna (λ_p),
- ciepło właściwe (c_p),
- gęstość (ρ_p),
- grubość (d_p).

Pierwsze trzy cechy są to właściwości fizyczne. Należy mieć jednak świadomość, że ich rzeczywiste wartości uzależnione są od zmian w izolacji zachodzących podczas pożaru, takich jak rysy, rozwarstwienie, migracja wilgoci i inne. W szczególności dotyczy to przewodności cieplnej. Ponadto przewodność cieplna materiałów używanych powszechnie do izolacji ppoż. znacznie wzrasta wraz ze wzrostem temperatury. Dlatego wartości λ_p podane w podręcznikach dla temperatur pokojowych nie powinny być używane przy projektowaniu pożarowym. Do określenia λ_p, opracowano specjalne pół-doświadczalne podejście [10]. W tym podejściu przewiduje się dwa typy testów:

a) testy na belkach obciążonych i nieobciążonych,
b) testy na nieobciążonych, krótkich słupach.

ad. a: Celem tych testów jest weryfikacja czy system izolacji "zachowuje spójność i przywiera na całej powierzchni pokrycia w ciągu odpowiedniego wystawienia na ogień"[7] według wymagań podanych w punkcie 3.4 pozycji [1]. Aby to badanie przeprowadzić, dwie pary belek o tym samym przekroju są umieszczane w piecu symulującym warunki pożarowe. Jedna para belek posiada maksymalną przewidzianą grubość izolacji, a druga minimalną. Przyjęto, że różnice w termicznej reakcji między belką obciążoną i nieobciążoną są spowodowane naprężeniem wywołanym deformacją obciążonej belki. W razie potrzeby wprowadza się odpowiednie współczynniki korekcyjne aby uwzględnić takie wpływy.

ad. b: Celem tych testów (często określanych jako testy eksploracyjne) jest znalezienie wartości λ_p które są reprezentatywne w warunkach pożarowych. Aby to zrealizować, 10 nieobciążonych, krótkich słupów (typowa wysokość 1m) poddaje się oddziaływaniom odpowiadającym warunkom pożaru standardowego. Grubość izolacji jak i współczynnik przekroju są systematycznie zróżnicowane. Zmierzone temperatury stali, tam gdzie to niezbędne są korygowane na podstawie testów belek. Wyniki są poddane ocenie która prowadzi do stworzenia wykresów, takich jak pokazano na rys. 11[b], choć inne formaty wykresów także są w użyciu. Dostępne są programy komputerowe za pomocą których można przeprowadzić takie analizy oraz programy pozwalające na wykorzystanie uzyskanych informacji w celach projektowania przeciwpożarowego.

[7] To zjawisko określa się powszechnie mianem “przywieralności”.

Na rys. 13[a,b] przedstawione są zdjęcia obciążonych belek przed i po teście pożarowym. Należy zwrócić uwagę na znaczące deformacje, które mogą prowadzić do problemów z „przywieralnością” izolacji.

(a) przed testem pożarowym

(b) po teście pożarowym

Rysunek 13 Odkształcenia obciążonych belek jako skutek pożaru

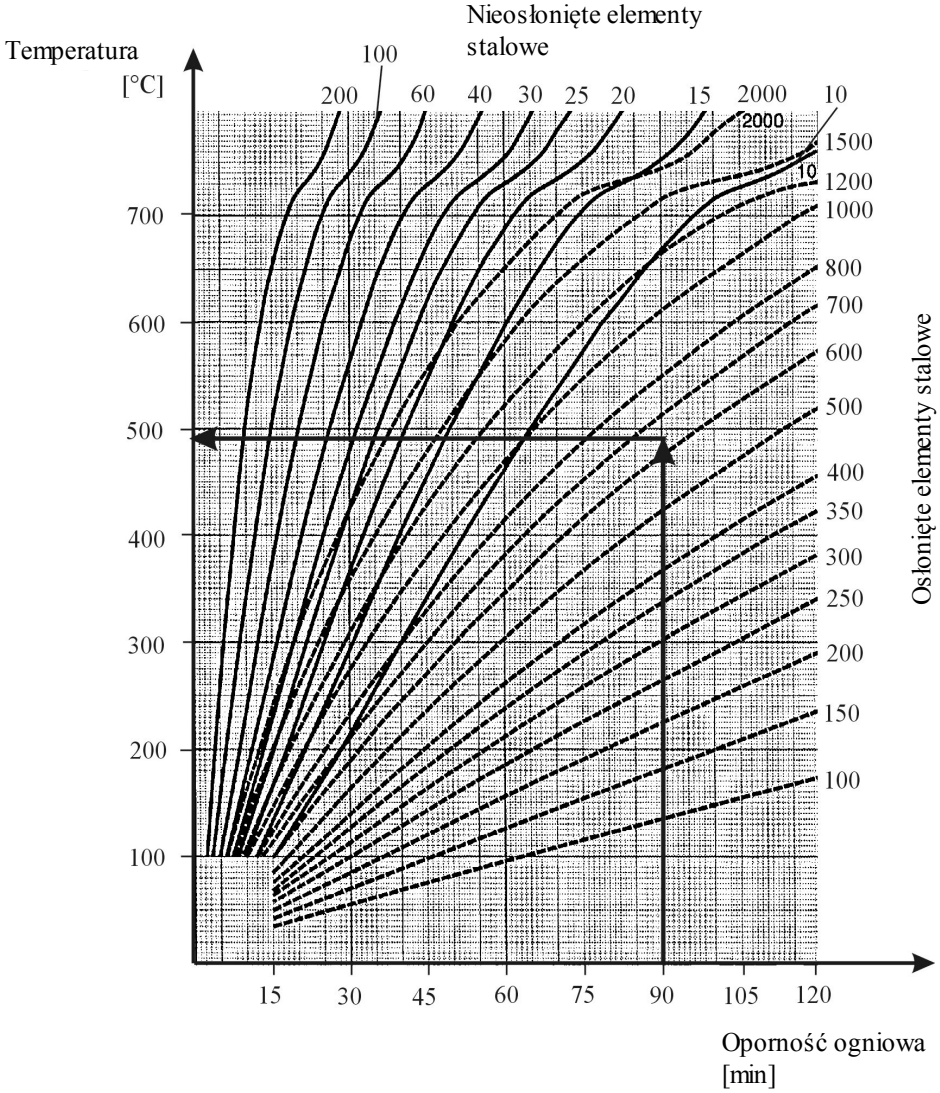
Metoda testowania i oceny omówiona powyżej wykorzystywana jest w systemach izolacji, obejmujących stalowy element. Izolacje takie dostępne są na rynku w różnych formach:

- natryski,
- płyty,
- powłoki pęczniejące.

Innym sposobem ochrony ppoż.. są osłony. Mogą być one stosowane pionowo (jako ochrona ppoż. stalowych słupków w przegrodach) lub poziomo (jako sufitowe membrany chroniące stalowe belki konstrukcji stropu lub dachu). Istnieją europejskie normy bazujące na zasadach podobnych do opisanych powyżej, które pozwalają ocenić udział takiego systemu ppoż. w zapewnieniu odporności ogniowej konstrukcji stalowych [11], [12]. Omówienie tych norm wykracza poza ramy tego opracowania.

Z powyższych rozważań wynika, że należy w obliczeniach stosować cechy izolacji wyznaczone w warunkach reprezentatywnych dla danej sytuacji pożarowej. W niektórych przypadkach korzystna jest możliwość dysponowania "szybkimi i łatwymi" sposobami przybliżania wzrostu temperatury w elementach stalowych poddanych oddziaływaniu pożarowemu. Mając to na uwadze Konwencja Europejska Konstrukcji Stalowych (ang. ECCS) opracowała tzw. Euro-monogramy [13]. Przykład takiego monogramu jest pokazany na rys. 14. Dla danego czasu oddziaływania standardowych warunków pożarowych, temperatura nieosłoniętych elementów stalowych może być określona jako funkcja współczynnika przekroju A_m/V. W przypadku elementów izolowanych stosuje się poniższy współczynnik jako parametr wejściowy (patrz także rys. 9): $(\lambda_p / d_p)\cdot(A_p / V)$.

Zauważyć należy, że Euro-nomogramy są określone na podstawie wersji ENV dokumentu EC3-1.2. Także z tego powodu powinny być wykorzystywane z pewną wstrzemięźliwością.



Rysunek 14: Euronomogramy

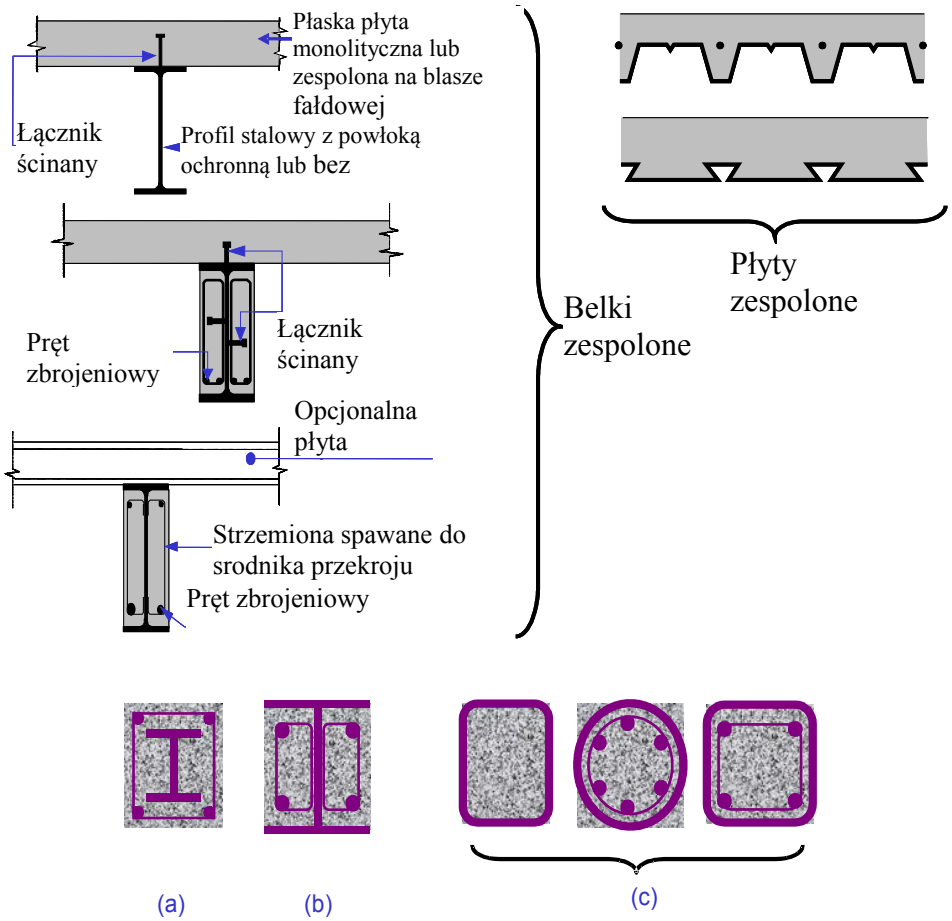
3.4.4 Wykorzystanie niestandardowych warunków pożarowych

W części 1 położono nacisk na podejście opierające się na koncepcji naturalnego bezpieczeństwa pożarowego. Takie podejście może być bezpośrednio wykorzystane dla niezabezpieczonej stali, ponieważ termiczne (i mechaniczne) właściwości stali są prawdziwe także dla niestandardowych warunków pożarowych. Natomiast dla odnośnych właściwości termicznych systemów izolacji ppoż. stali nie jest to już tak oczywiste. Zgodnie z tym, co zostało wyjaśnione w poprzedniej części, charakterystyki te są określone dla standardowych warunków pożarowych. Uściślając, odnoszą się one do tych warunków i nie są dostępne żadne systematyczne dane, podające jaki wpływ na ich wartości mają warunki znacząco różne od standardowych warunków pożarowych. Stąd wykorzystywanie koncepcji naturalnego bezpieczeństwa pożarowego w projektowaniu zabezpieczonych konstrukcji stalowych powinno być stosowane ostrożnie. Z drugiej strony należy mieć na uwadze, że obecnie termiczne właściwości są akceptowane bez uwzględniania możliwości, że warunki pożarowe mogą być dalekie od standardowych. Z tego powodu można dowodzić, że te właściwości mogą być wykorzystane również przy naturalnym podejściu do bezpieczeństwa pożarowego.

4. OBLICZENIOWE ZASADY DLA ELEMENTÓW ZESPOLONYCH

4.1 Zakres

Norma EN 1994.1.2 obejmuje swoim zakresem wiele różnych elementów zespolonych. Niektóre z nich przedstawiono na rys. 15.



a: całkowicie obetonowane profile stalowe (tradycyjna metoda)
b: częściowo obetonowane profile stalowe (odporność ogniowa zależy od dodatkowego zbrojenia)
c: wypełnione betonem profile zamknięte
- bez zbrojenia dodatkowego (odporność ogniowa 30 min lub mniej)
- z dodatkowym zbrojeniem (odporność ogniowa zależy od dodatkowego zbrojenia)

Rysunek 15 Opcje elementów zespolonych wg normy EN 1994.1.2

W zależności od ich właściwości, elementy zespolone (stalowo-betonowe) spełniają zarówno funkcje nośne jak i oddzielające. Stąd zastosowanie mogą mieć wszystkie 3 kryteria odporności ogniowej:

- nośność,
- izolacyjność,
- spójność[8].

Beton stanowi integralną część przekroju poprzecznego każdego elementu zespolonego. Założenie jednorodnego rozkładu temperatury w przekroju poprzecznym (tak jak w prostych modelach obliczeniowych dla elementów stalowych) nie jest realistyczne w przypadku elementów zespolonych. To

[8] Jak dotąd nie istnieją żadne modele obliczeniowe weryfikacji kryterium spójności, stąd to kryterium jest poza zakresem tego opracowania. Kilka możliwych rozwiązań spełnienia kryterium spójności przedstawiono w [2].

znacznie komplikuje procedury obliczeniowe służące do analizy elementów zespolonych. Dlatego w EN 1994.1.2 podano nie tylko proste i zaawansowane modele obliczeniowe (tak jak dla stali), ale również dane tabelaryczne [2].
Rola analizy termicznej reakcji konstrukcji wykorzystującej dane tabelaryczne elementów zespolonych nie jest omawiana w tym opracowaniu. Spowodowane jest to tym, że tabelaryczne dane zawierające nośności elementów, nie zawierają założeń dotyczących termicznej reakcji konstrukcji. a jedynie zawierają dane oparte głównie na doświadczeniach pochodzących ze standardowych testów pożarowych. Jeśli chodzi o tabelaryczne dane na temat izolacji to: dla belek z płaskimi betonowymi płytami na wierzchu dane odnoszą się do ogólnie przyjętych zasad jak dla płaskich betonowych płyt; dla płyt z falistą blachą stalową nie są podane żadne dane tabelaryczne.

W przypadku prostych modeli obliczeniowych, termiczna odpowiedź jest często – ale nie zawsze – oparta na zaawansowanym modelu przepływu ciepła opisanym w rozdziale 2. Zasadniczo stosowane są tu trzy opcje:

- prosty model obliczeniowy który oparty jest na pół-doświadczalnych zasadach, bazuje na tradycyjnych założeniach; to podejście stosuje się np. do zespolonych słupów z betonem między półkami (rys. 15[b]),
- wyniki systemowych obliczeń na podstawie zaawansowanego modelu wykorzystane są do parametryzacji, pozwalającej na wprowadzenie prostych zasad obliczeniowych; to podejście stosuje się dla płyt zespolonych (rys. 15[a])
- zaawansowany model jako taki stosowany jest w prostym modelu (który w rzeczywistości przestaje być taki prosty); uproszczenie dotyczy mechanicznej reakcji; to podejście jest wykorzystywane przy projektowaniu słupów typu SHS wypełnionych betonem (rys. 15[b]).

W załączniku C znajduje się przegląd opcji, dotyczących danych tabelarycznych i analizy reakcji termicznej w prostych modelach, dostępnych w normie EN 1994.1.2. Podstawą zaawansowanych modeli termicznej reakcji jest (i powinno być!) równanie przepływu ciepła omówione w rozdziale 2. Przykłady - patrz rys. 3, 4, 5. Procedury konieczne do rozwiązania tego równania dla elementów zespolonych są podobne do procedur użytych w przypadku elementów stalowych i betonowych, kiedy wykorzystuje się zaawansowane modele reakcji termicznej.
W kolejnej części zostanie omówione zastosowanie powyższych zasad:

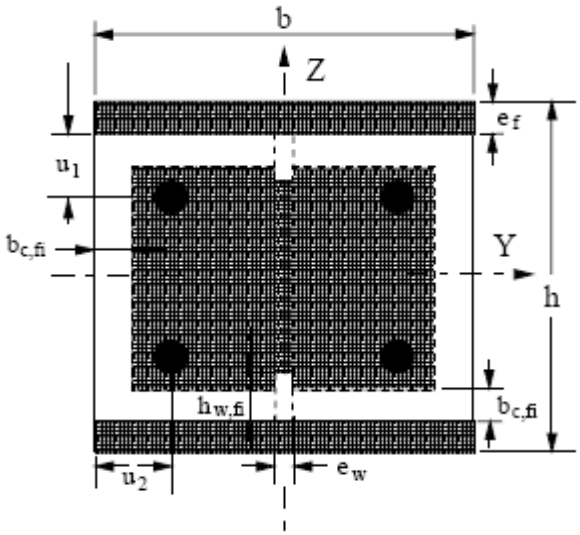
- zasady obliczania termicznej reakcji zespolonych słupów z częściowo obetonowanymi przekrojami stalowymi (np. słup stalowy z betonem pomiędzy półkami),
- proste zasady obliczeniowe do weryfikacji kryterium termicznej izolacyjności dla płyt betonowych z blachą falistą,
- proste zasady obliczeniowe do szacowania temperatury w dodatkowym zbrojeniu rozciąganym (moment przęsłowy) płyt betonowych ze stalową blachą falistą,
- wykorzystanie zaawansowanego modelu termicznej reakcji konstrukcji w „prostym” modelu dla obliczenia odporności ogniowej stalowych słupów SHS wypełnionych betonem.

4.2 Proste zasady obliczania termicznej reakcji zespolonych słupów z częściowo obetonowanym przekrojem stalowym

Analizując termiczną odpowiedź zespolonych słupów z częściowo obetonowanym przekrojem stalowym, przekrój poprzeczny dzielimy na cztery części:

- półki przekroju stalowego,
- środnik przekroju stalowego,
- beton zawarty w obrębie przekroju stalowego,
- pręty zbrojeniowe.

Każda z tych części jest oceniana w kategoriach zredukowanej wytrzymałości i sztywności (zależnych od średniej temperatury). Dla betonu i środnika przekroju stalowego uwzględnia się także zredukowany przekrój (patrz rys. 16).



Rysunek 16 Zredukowany przekrój poprzeczny zespolonego słupa z częściowo obetonowanym przekrojem stalowym

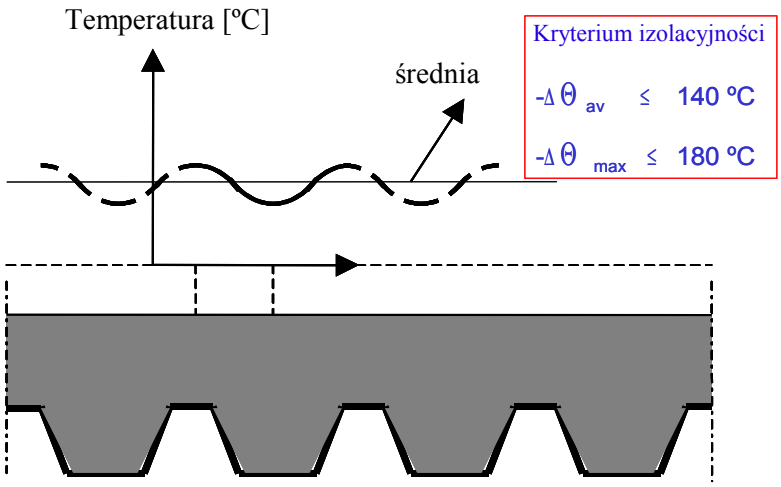
Proste obliczeniowe zasady stosuje się tylko dla standardowych warunków pożarowych, gdy element wystawiony jest na oddziaływanie pożarowe ze wszystkich czterech stron.
Średnia temperatura i redukcja przekroju betonowego zależy od czasu wystawienia na standardowe warunki pożarowe (tj. 30, 60, 90 i 120 minut) oraz od geometrii przekroju poprzecznego. Geometria przekroju reprezentowana jest przez współczynnik przekroju, który uwzględnia (w tym przypadku) kształt przekroju (rys. 16).

$$A_m / V = \frac{2(b+h)}{b.h} \tag{5}$$

Potrzebne związki mają charakter pół-empiryczny i są wyznaczane na podstawie standardowych testów pożarowych. Wyczerpujący przegląd znajduje się w [2]. Pewne informacje dotyczące tła zostały przedstawione w pracy [20].

4.3 Zasady obliczeniowe do weryfikowania kryterium termicznej izolacyjności dla zespolonych płyt betonowych ze stalową blachą profilowaną

W prostych modelach obliczeniowych kryterium izolacyjności termicznej jest identyczne z zastosowanym w standardowych testach pożarowych, to jest: wzrost temperatury na stronie nie wystawionej bezpośrednio na działanie pożaru nie przekroczy średnio 140˚C lub maksymalnie 180˚C w dowolnym punkcie [14], zależnie od tego, które z tych kryteriów będzie decydujące. W przypadku zespolonych płyt betonowych z blachą profilowaną temperatura na powierzchni nie wystawionej bezpośrednio na działanie pożaru jest funkcją położenia punktu pomiaru, ze względu na profilowany kształt przekroju (patrz rys. 17).



Rysunek 17 Typowy rozkład temperatury na stronie płyty nie wystawionej na działanie pożaru

W prostym modelu obliczeniowym do oceny kryterium izolacyjności ten efekt jest brany pod uwagę. W tym celu zostały przeprowadzone systematyczne obliczenia odpowiedzi termicznej dla stalowych płyt pełniących funkcję „deskowania traconego" stropów aktualnie dostępnych w Europie, włączając w to zarówno profile fałdowe trapezowe jak i „jaskółczy ogon". Przegląd - patrz Tablica 1.

Tablica 1: Obliczenia termiczne z aktualnie dostępnym deskowaniem traconym.

Typ deskowania	**Głębokość betonu H_B [mm]**	**Typ betonu**
jaskółczy ogon(6x)	50, 60, 70, 80,	NCW i LWC
trapezowe (49x)	90, 100, 110, 120	Eurocode 4, 1994

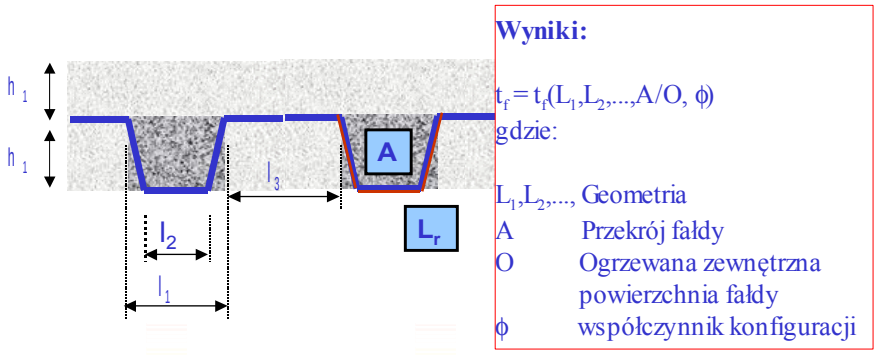
Obliczenia bazują na równaniu (1) i przeprowadzane są dla betonu zwykłego i lekkiego. Przyjęto następujące założenia:

- standardowe warunki pożarowe mają zastosowanie na stronie bezpośrednio wystawionej na działanie pożaru (to jest na spodzie),
- warunki przepływu ciepła na stronie bezpośrednio wystawionej na działanie pożaru (to jest konwekcja i promieniowanie) uwzględniają profilowanie płyty i wpływ warstwy cynku; szczegóły patrz [15],
- przewodność cieplna (λ_c) i pojemność cieplna ($\rho_c c_c$) betonu są uwzględniane zgodnie z założeniami Eurokodu,
- średnia zawartość wilgoci na poziomie 4% dla zwykłego betonu i 5% dla betonu lekkiego.

Dla każdego analizowanego przypadku (Tablica 1), obliczany jest czas do spełnienia powyższych kryteriów izolacyjnych (= $t_{f,i}$). Wyniki są analizowane za pomocą liniowej regresji, przy wykorzystaniu poniższych parametrów:

- współczynnik geometrii żebra (A/L_r),
- współczynnik ukształtowania górnej półki (Φ),
- wysokość płyty betonowej (h_1),
- szerokość górnej półki (l_3).

Stałe regresji zostały wyznaczone według prostych zasad regresji liniowej dostępnych w standardowych programach komputerowych z arkuszami kalkulacyjnymi. Procedura ta przedstawiona jest na rys. 18. Bardziej szczegółowy opis znajduje się w załączniku D pochodzącym z pozycji [2]. Całkowite podstawy przedstawiono w [15].



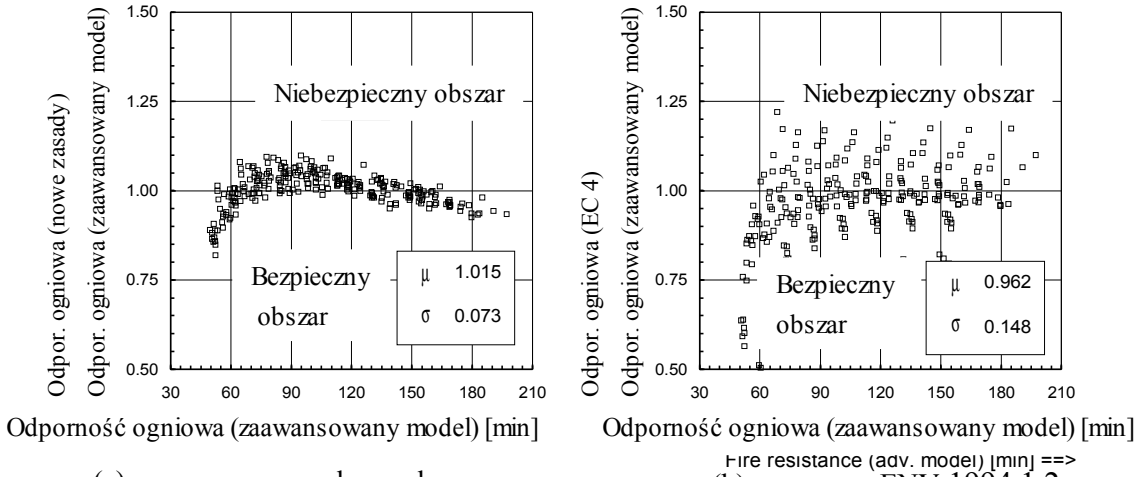
$$t_f = a_0 + a_1 \cdot h_1 + a_2 \cdot \phi + a_3 \cdot A/L_r + a_4 \cdot 1/L_3 + a_5 \cdot A/L_r \cdot 1/l_3 \quad [\text{min}]$$

gdzie:

a_i współczynnik zależny od czasu rozwoju pożaru

Rysunek 18 Izolacja termiczna płyt zespolonych

Wynikające stąd równanie odporności ogniowej w odniesieniu do kryterium izolacyjności jest określone w EN 1994-1.2 i zastępuje odpowiadające mu równanie podane w wersji ENV. Na rys. 19[a] przedstawiono porównanie pomiędzy wynikami otrzymanymi z modelów uproszczonego i zaawansowanego. Dla celów orientacyjnych podobne porównanie, jednakże bazujące na zasadach podanych w wersji ENV pożarowej części normy Eurocode, jest przedstawione na rys. 19[b]. Wynika z niego, że zastosowanie nowych zasad pozwala na dokładniejszą ocenę odporności ogniowej w odniesieniu do izolacji.



(a) ocena wg. nowych zasad

(b) ocena wg. ENV 1994.1.2

Rysunek 19 Porównanie zasad dla kryterium izolacyjności z wynikami modelu zaawansowanego

Tablica 2: Współczynniki do określania odporności ogniowej w odniesieniu do izolacji termicznej

	a_0 [min]	a_1 [min/mm]	a_2 [min]	a_3 [min/mm]	a_4 [mm min]	a_5 [min]
Beton normalny	-28,8	1,55	-12,6	0,33	-735	48,0
Beton lekki	-79,2	2,18	-2,44	0,56	-542	52,3

4.4 Zasady obliczeniowe dla płyt zespolonych zbrojonych na moment przęsłowy ze stalową blachą profilowaną

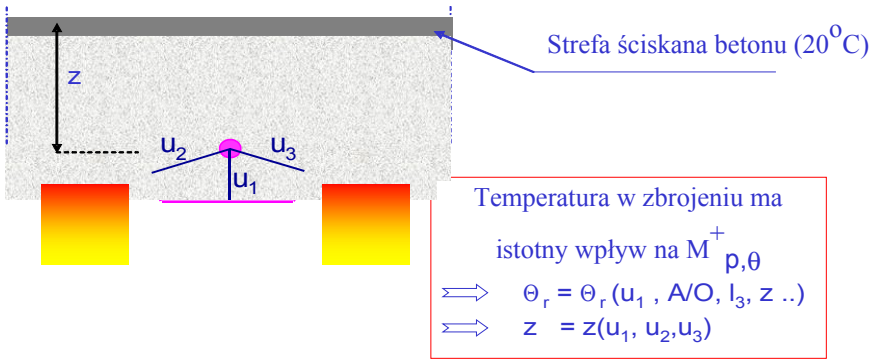
Informacja o rozkładzie temperatury w przekroju płyty zespolonej jest niezbędna do wyznaczania maksymalnego momentu plastycznego. Różnicuje się nośność na zginanie w przęśle i na podporze. W tej części omówiony zostanie wpływ temperatury w dodatkowym zbrojeniu wpływającym na nośność przekroju na zginanie w przęśle.
Temperatura w ewentualnym dodatkowym zbrojeniu zazwyczaj ułożonym w osi żeber ma szczególne znaczenie dla nośności przekroju na zginanie w przęśle[9]. Temperatura w takim zbrojeniu jest w znacznym stopniu uzależniona od sposobu wystawienia na działanie ognia.
W podobny sposób do opisanego w paragrafie 4.3 dla kryterium izolacyjnego, opracowane zostały formuły regresji pozwalające określić temperaturę w zbrojeniu dodatkowym (Θ_r) jako funkcję głównych parametrów tzn.:

- odległości do dolnej półki (u_3),
- położenia zbrojenia w żebrze (z), zgodnie z załącznikiem E,
- kąta nachylenia środnika (α).

W oparciu o systematyczne obliczenia znaleziono następujące równanie:

$$\theta_s = c_0 + \left(c_1 \cdot \frac{u_3}{h_2}\right) + \left(c_2 \cdot z\right) + \left(c_3 \cdot \frac{A}{L_r}\right) + \left(c_4 \cdot \alpha\right) + \left(c_5 \cdot \frac{1}{\ell_3}\right) \qquad (6)$$

Ta procedura jest wyjaśniona na rys. 20. Szczegółowy opis zawiera załącznik E. Kompletne informacje dotyczące tła przedstawione są w [15].



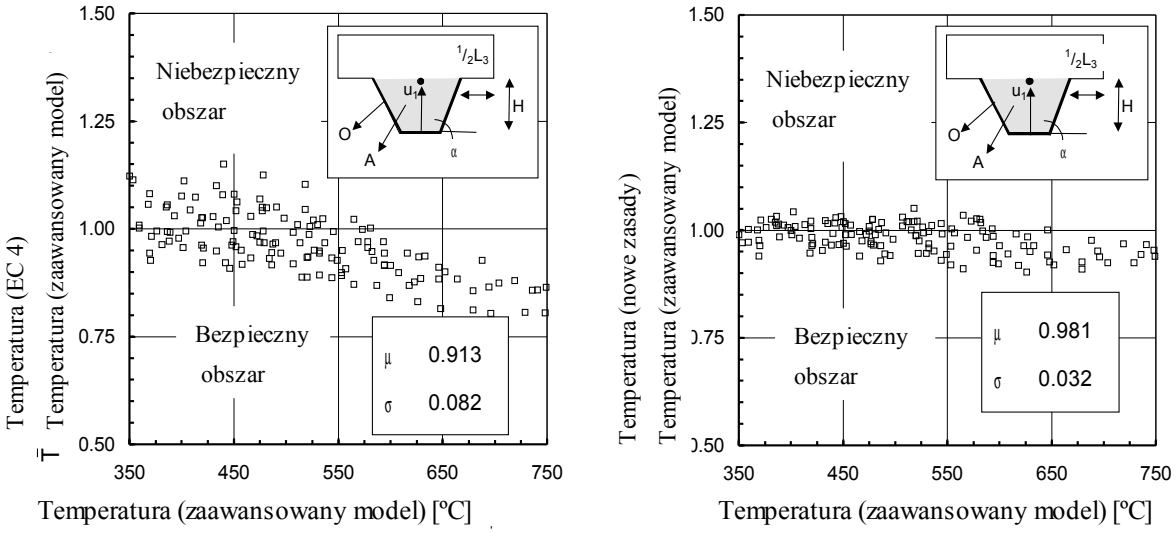
Rysunek 20 Zasady obliczania dla temperatury w zbrojeniu przęsłowym

Stałe regresji zależą od czasu ekspozycji w warunkach standardowego pożaru i są podane w Tablicy 3 zarówno dla betonu zwykłego jak i lekkiego. Na rys. 21[a], przedstawione jest porównanie między wynikami otrzymanymi w uproszczonym i zaawansowanym modelu. Dla orientacji podobne porównanie, jednakże oparte na zasadach podanych w wersji ENV części pożarowej normy Eurocode dotyczącej konstrukcji zespolonych [16], przedstawiono na rys. 21[b]. Reasumując widzimy, że stosując nowe zasady, można osiągnąć dokładniejszą ocenę temperatury w dodatkowym zbrojeniu.

[9] Temperatura w górnej części przekroju (strefa ściskana!) jest niska. Dlatego obliczenie przęsłowego momentu zginającego przeprowadzane jest przy założeniu pokojowej temperatury betonu.

Tablica 3: Współczynniki do określania temperatury w prętach zbrojeniowych w żebrach.

Beton	Odporność ogniowa [min]	c_0 [°C]	c_1 [°C]	c_2 [°C/mm$^{0.5}$]	c_3 [°C/mm]	c_4 [°C/°]	c_5 [°Cmm]
Zwykły beton	60	1191	-250	-240	-5.01	1.04	-925
	90	1342	-256	-235	-5.30	1.39	-1267
	120	1387	-238	-227	-4.79	1.68	-1326
Beton lekki	30	809	-135	-243	-0.70	0.48	-315
	60	1336	-242	-292	-6.11	1.63	-900
	90	1381	-240	-269	-5.46	2.24	-918
	120	1397	-230	-253	-4.44	2.47	-906



(a) ocena wg nowych zasad (b) ocena wg ENV 1994.1.2

Rysunek 21 Porównanie wyników otrzymanych z modelu uproszczonego z zaawansowanym w określaniu temperatury w dodatkowym zbrojeniu

Powyższe podejście jest wykorzystane w normie EN 1994.1.2. Należy zwrócić uwagę na to, że stalowe deskowanie może także mieć znaczący wpływ na nośność na zginanie w przęśle. Dlatego w EN 1994-1.2 podano także proste obliczeniowe zasady dla opisu rozwoju temperatury w różnych częściach stalowej blachy. Zasady te są podobne do opisanej tutaj zasady określającej rozwój temperatury w zbrojeniu dodatkowym.

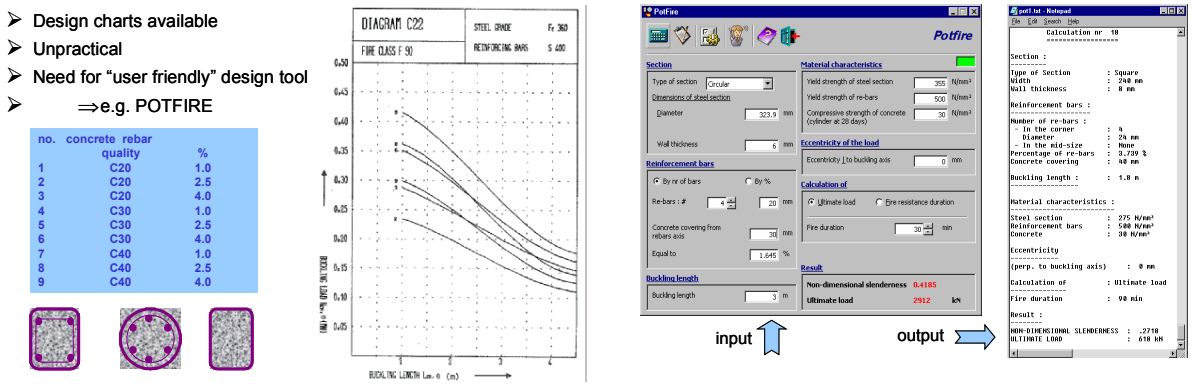
4.5 Model odpowiedzi termicznej wykorzystywany do obliczeń odporności ogniowej słupów SHS wypełnionych betonem

Proste zasady dla słupów SHS wypełnionych betonem są – jeśli chodzi odpowiedź termiczną – oparte na zaawansowanym modelu obliczeniowym zgodnym z równaniem (1), podczas gdy uproszczenia znajdują się w modelu odpowiedzi mechanicznej. Termiczna odpowiedź oparta jest także na standardowych warunkach pożarowych w połączeniu z warunkami przepływu ciepła określonymi w [7]. Głównymi parametrami są[10]:

[10] Odnośne parametry mechanicznej odpowiedzi konstrukcji to: gatunek stali, klasa betonu, procent zbrojenia

– czas wystawienia na działanie (standardowego) pożaru,
– wymiary przekroju poprzecznego słupa SHS.

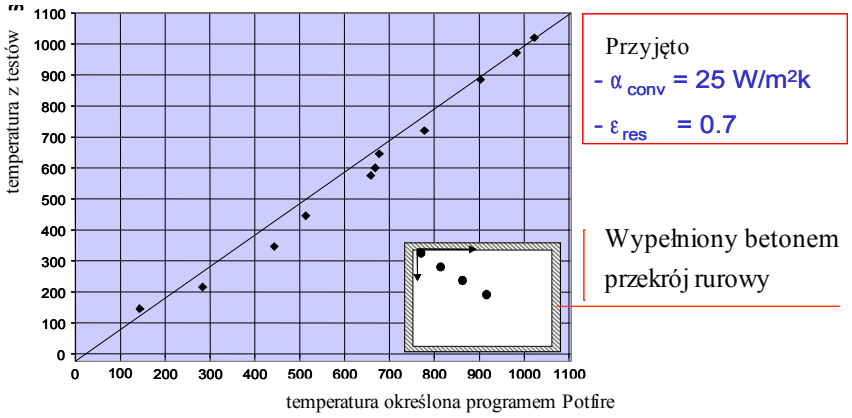
Takie podejście implikuje, że nie istnieją proste analityczne zależności określające odporność ogniową słupów SHS wypełnionych betonem. Stąd konieczna będzie znaczna liczba wykresów aby zapewnić użytkownikowi jednoznaczne informacje do projektowania. Dla przykładu odwołać się można do poradnika CIDECT projektowania słupów SHS wystawionych na działanie ognia. W poradniku tym przedstawione są informacje projektowe – oparte na wersji ENV normy EN 1994.1.2 – łącznie z ponad 40 diagramami [17]. Ilustruje to rys. 22[a].



(a) tradycyjne podejście (b) podejście POTFIRE

Rysunek 22 Pożarowe projektowanie słupów HSS wypełnionych betonem

POTFIRE [18] jest łatwym w obsłudze programem komputerowym pozwalającym na określanie odporności ogniowej słupów SHS wypełnionych betonem w standardowych warunkach pożarowych. Program ten jest całkowicie zgodny z założeniami Eurokodu. Na rysunku 22[b] przedstawiono ekrany wejściowy i wyjściowy. Program został szczegółowo zweryfikowany pod kątem zgodności z wynikami (standardowych) testów pożarowych [19]. Na rys. 23 przedstawiono przykład, na którym wyniki pomiarów temperatury w różnych punktach przekroju słupa SHS (w warunkach standardowego pożaru) są porównane z wynikami otrzymanymi w programie POTFIRE [19]. Zgodność jest zadowalająca.



Rysunek 23 Weryfikacja modelu POTFIRE

Należy mieć na uwadze, że nawet nie tak "proste" modele jak POTFIRE ograniczone są zakresem stosowania. Patrz Tablica 4. Na podstawie rys. 23 widać, że wynika to raczej z niepewności modelu odpowiedzi mechanicznej konstrukcji niż z niepewności modelu odpowiedzi termicznej.

Tablica 4: Zakres zastosowań dla pożarowego projektowania słupów SHS wypełnionych betonem zgodnie z EN1994.1.2

dolna granica	aspekt	górna granica
0	Długość wyboczeniowa	13.5 m
230 mm	Wysokość przekroju poprzecznego	1100 mm
230 mm	Szerokośc przekroju poprzecznego	500 mm
0 %	Procent zbrojenia	6%
0 min	Standardowa odporność ogniowa	120 min

4.6 Podsumowanie

Obliczenia termicznej odpowiedzi konstrukcji zespolonych są skomplikowane, w porównaniu z analizą termiczną odpowiedzi elementów stalowych nieizolowanych i izolowanych. Wynika to z na ogół ze znacznej nierównomierności rozkładu temperatury w tych elementach. Norma EN 1994.1.2 oferuje następujące narzędzia do uporania się z tymi problemami:

- dane tabelaryczne,
- proste modele obliczeniowe.

Tabelaryczne dane bazują na wynikach eksperymentalnych uzyskanych w standardowych testach pożarowych.

Podstawy prostych modeli obliczeniowych są bardzo zróżnicowane: czasami bazują na bezpośredniej interpretacji wyników standardowych testów pożarowych, biorąc pod uwagę pewne podstawowe koncepcje teoretyczne. Za przykład posłużyć może zespolony słup z betonem między półkami. W niektórych zastosowaniach proste zasady wynikają z uogólnienia obliczeń systematycznych na podstawie obliczeń zaawansowanych. Na przykład: płyta zespolona z blachą profilowaną. W innych przypadkach stosuje się model zaawansowany (np. wypełnione betonem słupy SHS). Główną cechą prostych modeli obliczeniowych do analizy reakcji termicznej jest ograniczenie ich stosowania tylko do standardowych warunków pożarowych.

Podejście Naturalnego Bezpieczeństwa Pożarowego (NFSC) znajduje zastosowanie dla odpowiedzi termicznej konstrukcji zespolonych, ale wymaga zaawansowanego modelowania. Obecnie dostępne są różnorodne niezbędne narzędzia (tj. programy komputerowe). Patrz część 4.

LITERATURA

[1] EN 1993.1.2: "Eurocode 3: Design of Steel Structures, part 1.2: General Rules - Structural fire design". CEN TC 250, 2004 (to be published in 2004).

[2] EN 1994.1.2: "Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, part 1.2: General Rules - Fire Design". CEN TC 250, 2004 (to be published in 2004).

[3] Welty, J.R., Wicks, C.E. and Wilson, R.E.: "Fundamentals of Momentum, Heat and Mass Transfer". John Wiley & Sons, New York, 1976.

[4] Twilt, L. et al: "Design tools for the behaviour of multi-storey steel-framed buildings exposed to natural fires". Report EUR 20953 EN, European Commission, Science Research and Development, 2004.

[5] Both, C., Stark, J.W.B. and Twilt, L.: "Numerical simulation of thermal and structural response of composite steel/concrete structures to fire". Proceedings 4th Pacific Structural Steel Conference, pp 171-178, Singapore, 1995

[6] Both, C.: "3D analysis of fire exposed composite slabs". Proceedings 3rd CIB/W14 Workshop on Modelling, Delft, 1993.

[7] EN 1991.1.2: "Eurocode 1: Actions on Structures, part 1.2: General Actions – Actions on structures exposed to fire". CEN TC 250, 2002.

[8] ENV 1993.1.2: "Eurocode 3: Design of Steel Structures, part 1.2: General Rules – Structural fire design". CEN TC 250, 1995.

[9] Twilt, L., Leur, P.H.E. v.d., and Both, C.: "Characteristics of the heat transfer for calculating the temperature development in structural steelwork exposed to standard fire conditions under plate thermocouple control". Proceedings of the first international workshop "Structures in Fire", Copenhagen, June 19 and 20, 2001.

[10] ENV13381-4: "Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 4: Applied protection to steel members". CEN TC 127, 2002.

[11] ENV13381-1: "Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 1: Horizontal protective membranes". CEN TC 127, (under preparation).

[12] ENV13381-2: "Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 1: Vertical protective membranes". CEN TC 127, 2002.

[13] ECCS TC3: Eurono-monograms for fire exposed steelwork

[14] EN 1363-1: Fire resistance tests – Part 1: General requirements", CEN TC 127, 1999.

[15] Both, C.: The Fire Resistance of Composites Steel-Concrete Slabs", Dissertation TU Delft, 1998.

[16] ENV 1994.1.2: "Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, part 1.2: General Rules – Structural fire design". CEN TC 250, 1995.

[17] Twilt, L. et al: "Design Guide for Structural Hollow Section Columns Exposed to Fire". CIDECT, Verlag TUV Rheinland,1994.

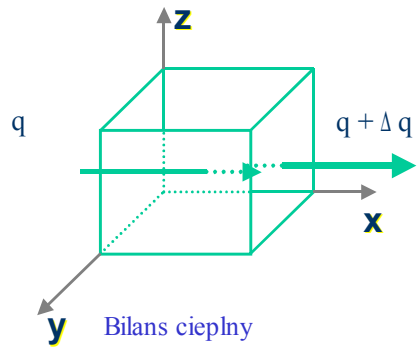
[18] POTFIRE Manual, version 1-1, CTICM, Paris, 2000.

[19] Twilt, L., Both, C, Kruppa, J., Zoa, B.: "Fire Design of Unprotected Concrete Filled SHS Columns: The further development and extension of application of user friendly PC software". Proceedings of the ISTS conference, Dűsseldorf, April 2001.

[20] REAFO/CAFIR: "Computer assisted analysis of the fire resistance of steel and composite concrete structures". CEC Research 7210-SA/502, Final Report, Luxembourg, March 1986.

ZAŁĄCZNIK A: RÓWANIE RÓŻNICZKOWE FOURIERA

- Przewodność cieplna (= λ)
- Pojemność cieplna (= $\rho \cdot c_p$)



DV (dla 1 kierunku x)

$$\frac{\partial(\rho\, c_p \Theta)}{\partial t} + \frac{\partial\left(\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial x}\right)}{\partial x} = 0$$

Bilans cieplny

$$\Delta q / \Delta x + \Delta(\rho\, c_p \Theta) / \Delta t = 0$$

Warunki brzegowe: Wejściowy/ wyjściowy strumień ciepła na powierzchni $h_{net,tot}$

Warunki początkowe: Temperatura pomieszczenia

Równanie Fouriera

$$q = \lambda\, \Delta\, \Theta / \Delta x$$

Rysunek A.1 Termiczna odpowiedź: podstawy

Rozważa się stosunek przepływu ciepła (q [W/m^2]) do objętości elementu razem z ρ [kg/m^3], c_p [J/kg], λ [W/mK] i wymiarami Δx, Δy, Δz [m] po kierunku x. Θ jest temperaturą [°C]; t jest czasem [s].

Bilans ciepła: (ciepło nie jest wytwarzane w elemencie objętościowym!)

$$\Delta q.\ \Delta y.\ \Delta z. + \Delta(\rho.\ c_p.\ \Theta).\Delta x.\ \Delta y.\Delta z = 0$$

$$\rightarrow \quad \Delta q/\ \Delta x + \Delta(\rho.\ c_p.\ \Theta)/\ \Delta t = 0$$

Prawo Fouriera: (tylko po kierunku x)

$$q = \lambda\, \Delta\Theta/\ \Delta x$$

Stąd:

$$\Delta(\lambda\, \Delta\Theta/\ \Delta x)/\ \Delta x + \Delta(\rho.\ c_p.\ \Theta)/\ \Delta t = 0$$

Dla $\Delta \rightarrow 0$ otrzymuje się powyższe równanie różniczkowe (rys. A.1), które może być łatwo rozwinięte na kierunek y i z. To równanie może być rozwiązane (numerycznie!) dla znanych warunków brzegowych (-> termiczne oddziaływanie) i warunków wyjściowych (-> temperatura pokojowa).

ZAŁĄCZNIK B: TERMICZNA ODPOWIEDŹ STALOWYCH ELEMENTÓW PRZY ZAŁOŻENIU JEDNORODNEGO ROZKŁADU TEMPERATURY

$$\frac{\partial(\rho\, c_p \Theta)}{\partial t} + \frac{\partial\left(\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial x}\right)}{\partial x} = 0$$

Brzegowe i początkowe warunki

$$\Longrightarrow \quad \frac{d\Theta_a}{dt} = \frac{\dot{h}_{tot} A_m}{\rho_a c_a V}$$

Gdzie:
A_m jest wystawioną powierzchnią elementu [m²/m]
V jest objętością elementu [m³/m]

Wskazówka:
kluczem jest jednorodny rozkład temeratury

Rysunek B.1: Termiczna odpowiedź profili stalowych (jednorodny rozkład temperatury)

Zakłada się jednakowy rozkład temperatury w przekroju poprzecznym ($\lambda \rightarrow \infty$).
Stąd: $\partial\theta/\partial x \rightarrow 0$, $\partial\theta/\partial y \rightarrow 0$, $\partial\theta/\partial z \rightarrow 0$.

Zakłada się stalowy blok (objętość: V; powierzchnia wystawiona na działanie pożaru: A_m), całkowicie ogarnięty pożarem. Strumień ciepła wchodzący do bloku w czasie dt dany jest wzorem:

$$\left(\int_A \dot{h}_{tot}\, dt\right) \cdot dt = \dot{h}_{tot} A\, dt \quad \text{[J]} \qquad \text{(B.1)}$$

Wzrost zawartości ciepła w objętości stali w czasie dt wynika z (przy jednakowym rozkładzie temperatury):

$$\rho_a c_a V\, d\Theta_a \qquad \text{(B.2)}$$

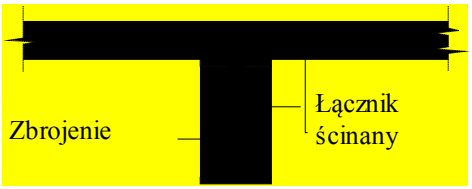
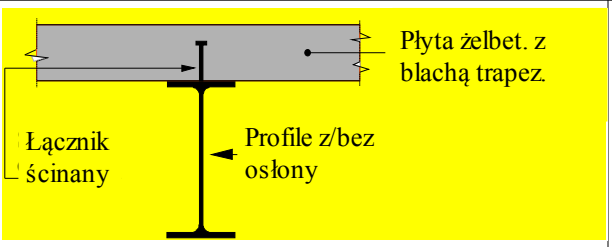
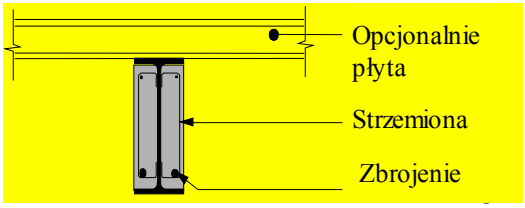
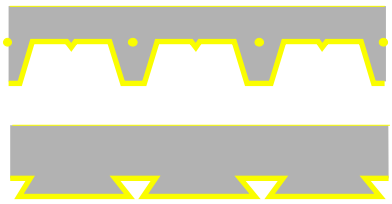
Bilans ciepła wymaga, aby wzrost zawartości ciepła w stalowym bloku równał się przepływowi ciepła do bloku. Z równań (B.1) i (B.2), po pewnych przekształceniach, otrzymamy:

$$\frac{d\Theta_a}{dt} = \frac{A_m / V}{\rho_a c_a} \cdot \dot{h}_{net,tot} \qquad \text{(B.3)}$$

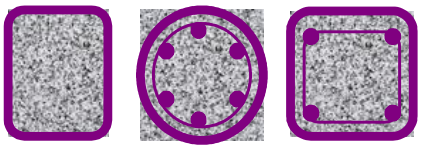
gdzie:
A_m/V współczynnik przekroju elementu stalowego [m^{-1}]
$c_a\rho_a$ pojemność cieplna stali [J/m³C]
To zwyczajne równanie różniczkowe może być rozwiązane numerycznie dla zadanych warunków brzegowych i początkowych.

ZAŁĄCZNIK C: DANE TABELARYCZNE I PROSTE MODELE ZGODNIE Z EN 1994.1.2

Tablica C1: Analiza danych tabelarycznych i odpowiedzi termicznej w prostych modelach (elementy poziome)

Typ elementu	**Dostępność tabelarycznych danych**	**Analiza termicznej odpowiedzi z wykorzystaniem prostych modeli**
	tak	nie
	nie	półempiryczne przybliżenie
	nie	półempiryczne przybliżenie
	nie	uogólnienie wyników w zaawansowanych modeli obliczeniowych

Tablica C2: Analiza danych tabelarycznych i odpowiedzi termicznej w prostych modelach (elementy pionowe)

Typ elementu	**Dostępność tabelarycznych danych**	**Analiza termicznej odpowiedzi z wykorzystaniem prostych modeli**
	tak	brak prostych modeli
	tak	półempiryczne przybliżenie
	tak	bezpośrednie zastosowanie zaawansowanych modeli

ZAŁĄCZNIK D: ZASADY WG EUROKODU DLA OBLICZANIA ODPORNOŚCI OGNIOWEJ W ODNIESIENIU DO TERMICZNEJ IZOLACJI PŁT ZESPOLONYCH Z BLACHĄ PROFILOWANĄ

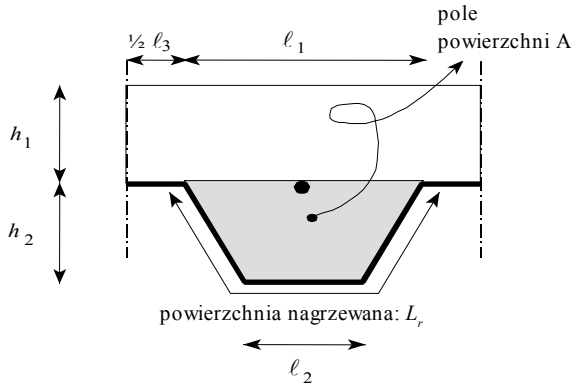
(1) Decydująca odporność ogniowa zarówno jeśli chodzi o średni wzrost temperatury (=140°C) jak i maksymalny wzrost temperatury (=180°C) oraz kryterium "I", wynika z równania:

$$t_i = a_0 + a_1 \cdot h_1 + a_2 \cdot \Phi + a_3 \cdot \frac{A}{L_r} + a_4 \cdot \frac{1}{\ell_3} + a_5 \cdot \frac{A}{L_r} \cdot \frac{1}{\ell_3} \qquad \text{(D.1)}$$

gdzie:

t_i	odporność ogniowa z uwzględnieniem izolacji termicznej	[min];
A	objętość betonu w żebrze na metr długości żebra	[mm³/m];
L_r	wystawiona na działanie pożaru powierzchnia na metr długości żebra	[mm²/m];
A/L_r	współczynnik geometrii żebra	[mm];
Φ	współczynnik konfiguracji górnej półki	[-];
l_3	szerokość górnej półki (patrz rys. D.1.1)	[mm].

Określenie współczynnika a_i, dla różnych głębokości betonu h_1, zarówno dla zwykłego jak i lekkiego betonu, zgodnie z Tablicą 1 tekstu głównego. Dla wartości średnich dozwolona jest interpolacja liniowa.



$$\frac{A}{L_r} = \frac{h_2 \cdot \left(\frac{\ell_1 + \ell_2}{2}\right)}{\ell_2 + 2\sqrt{h_2^{\,2} + \left(\frac{\ell_1 - \ell_2}{2}\right)^2}} \qquad \text{(D.2)}$$

Rysunek D.1 : Definicja współczynnika geometrii żebra A/L_r płyt zespolonych

(2) Współczynnik konfiguracji Φ może być określony jak poniżej:

$$\Phi = \left(\sqrt{h_2^2 + \left(l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2} - \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2} \right) \Big/ l_3 \qquad \text{(D.3)}$$

ZAŁĄCZNIK E: ZASADY EUROKODU DLA ZBROJENIA PRZĘSŁOWEGO W ZESPOLONYCH PŁYTACH Z BLACHĄ PROFILOWANĄ

(1) Określenie temperatury w prętach zbrojeniowych w żebrze, jeśli występuje, zgodnie z rysunkiem E.2.1:

$$\theta_s = c_0 + \left(c_1 \cdot \frac{u_3}{h_2}\right) + \left(c_2 \cdot z\right) + \left(c_3 \cdot \frac{A}{L_r}\right) + \left(c_4 \cdot \alpha\right) + \left(c_5 \cdot \frac{1}{\ell_3}\right) \qquad \text{(E.1)}$$

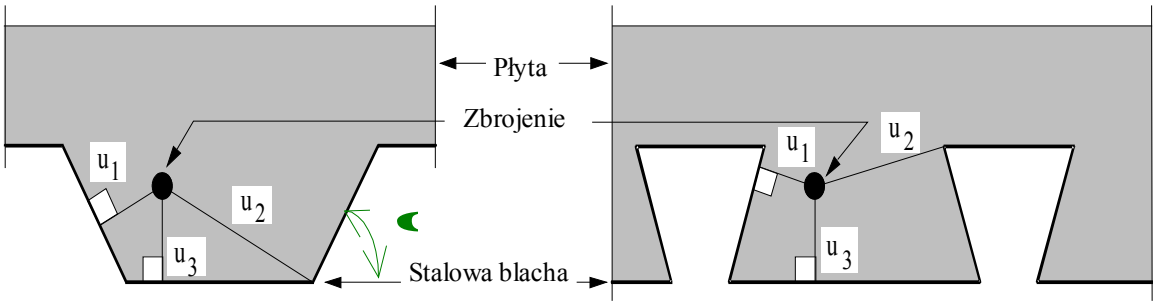
gdzie:

θ_R	temperatura w dodatkowym zbrojeniu w żebrze	[°C];
u_3	odległość do dolnej półki	[mm];
z	położenie pręta zbrojeniowego	[$mm^{-0.5}$];
α	kąt nachylenia środnika	[stopnie];

Współczynniki c_i, dla różnych wartości odporności ogniowej zarówno dla zwykłego jak i lekkiego betonu podane są w tablicy 3 podstawowego tekstu. Dla wartości pośrednich należy stosować interpolację liniową.

(2) Określenie współczynnika z który wskazuje pozycję pręta zbrojeniowego wg:

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{\sqrt{u_1}} + \frac{1}{\sqrt{u_2}} + \frac{1}{\sqrt{u_3}} \qquad \text{(E.2)}$$



Rysunek E.1 Położenie zbrojenia

(3) Odległości u_1, u_2 i u_3 są podawane w mm i zdefiniowane jak poniżej:

- u_1, u_2: najkrótszy dystans środka ciężkości pręta zbrojeniowego do dowolnego punktu środnika blachy;
- u_3: odległość od środka ciężkości pręta zbrojeniowego do dolnej półki blachy stalowej.