

České vysoké učení technické v Praze
Fakulta stavební
Katedra betonových a zděných konstrukcí



Studijní program: Stavební inženýrství
Studijní obor: Integrální bezpečnost staveb

Diplomová práce
ANALÝZA POŽÁRNÍ ODOLNOSTI
KERAMOBETONOVÝCH PŘEKLADŮ

FIRE RESISTANCE ANALYSIS OF CERAMIC-CONCRETE COMPOSITE
LINTEL

Bc. Alžběta Gaudynová
vedoucí práce: Ing. Radek Štefan, Ph.D., Ing. Jakub Holan



2020

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE


I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: <u>Gaudynová</u>	Jméno: <u>Alžběta</u>	Osobní číslo: <u>438060</u>
Zadávající katedra: <u>K133</u>		
Studijní program: <u>Stavební inženýrství</u>		
Studijní obor: <u>Integrovaná bezpečnost staveb</u>		

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce: <u>Analýza požární odolnosti keramobetonových překladů</u>	
Název diplomové práce anglicky: <u>Fire Resistance Analysis of Ceramic-concrete Composite Lintel</u>	
Pokyny pro vypracování: Rešerše literatury. Posouzení překladů za běžné teploty Teplotní analýza překladů vystavených požáru. Posouzení překladů za požáru. Vyhodnocení. Závěr.	
Seznam doporučené literatury: ČSN EN 1991-1-2 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-2: Obecná zatížení - Zatížení konstrukcí vystavených účinkům požáru ČSN EN 1992-1-1 Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí - Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby ČSN EN 1992-1-2 Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla - Navrhování konstrukcí na účinky požáru R. Štefan. Transport Processes in Concrete at High Temperatures. Mathematical Modelling and Engineering Applications with Focus on Concrete Spalling. PhD thesis, CTU in Prague, 2015.	
Jméno vedoucího diplomové práce: <u>Ing. Radek Štefan, Ph.D.</u>	
Datum zadání diplomové práce: <u>16. 9. 2019</u>	Termín odevzdání diplomové práce: <u>5. 1. 2020</u>
 Podpis vedoucího práce	 Podpis vedoucího katedry

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

<i>Beru na vědomí, že jsem povinen vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je nutné uvést v diplomové práci a při citování postupovat v souladu s metodickou příručkou ČVUT „Jak psát vysokoškolské závěrečné práce“ a metodickým pokynem ČVUT „O dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací“.</i>	
<u>30. 9. 2019</u> Datum převzetí zadání	 Podpis studenta(ky)

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem předloženou práci vypracovala samostatně a že jsem uvedla veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací.

V Praze dne 3. 1. 2020

.....

Podpis autorky

Alžběta Gaudynová

Poděkování:

Ráda bych tímto poděkovala vedoucímu mé práce, panu Ing. Radku Štefanovi, Ph.D., za cenné rady, trpělivost a velkou vstřícnost při konzultacích. Dále patří velký dík panu Ing. Jakobovi Holanovi za jeho rady, spoustu ochoty, trpělivosti a vstřícnosti.

Dále bych ráda poděkovala svým rodičům, bez kterých bych se do této fáze studia jen těžko dostala, celé rodině a přátelům za podporu během studia a závěrečné práce.

V Praze dne 3. 1. 2020

Obsah

Abstrakt.....	6
Abstract.....	6
Seznam použitých symbolů a zkratk	7
1 Úvod.....	8
2 Teoretická část.....	9
2.1 Definice požární odolnosti	9
2.2 Teplotní analýza požárního úseku	9
2.2.1 Teplotní křivky	10
2.2.2 Přirozené modely požáru	11
2.3 Teplotní analýza konstrukce.....	12
2.4 Posouzení požární odolnosti.....	13
2.4.1 Metoda izotermie 500 °C	13
3 Praktická část.....	20
3.1 Maximální zatížitelnost keramobetonového překladu za běžné teploty.....	20
3.1.1 Zadání	20
3.1.2 Vstupní údaje.....	20
3.1.3 Ohyb	22
3.1.4 Smyk.....	23
3.1.5 Ověření průhybu kontrolou ohybové štíhlosti	25
3.1.6 Ověření průhybu přímým výpočtem	26
3.1.7 Stanovení zatížení s ohledem na průhyb	31
3.1.8 Výsledná maximální zatížitelnost.....	36
3.2 Maximální zatížitelnost keramobetonového překladu za požáru	37
3.2.1 Zadání	37
3.2.2 Výpočetní údaje.....	37
3.2.3 Zatížení za požáru.....	37
3.3 Výpočet požární odolnosti keramobetonového překladu	38
3.3.1 Materiálové vlastnosti	38
3.3.2 Geometrie vzorku	45
3.3.3 Okrajové podmínky	47
3.3.4 Výpočet metodou izotermie 500 °C	48
3.4 Experiment	56
3.4.1 Zkušební vzorek	56
3.4.2 Zatížení vzorku.....	56
3.4.3 Požární odolnost vzorku	58
3.4.4 Teplota ve výztuži	59
3.5 Diskuze.....	60
4 Závěr.....	61
Seznam obrázků	62
Seznam tabulek.....	64
Literatura.....	65

Abstrakt

Jedním z důležitých požadavků, které je potřeba zohlednit při návrhu konstrukcí, je požární odolnost. Požární odolnost keramobetonových prvků se ve většině případů určuje pomocí požárního experimentu, protože výpočetní postupy nejsou spolehlivě ověřeny. Hlavním cílem této práce je vyzkoušet, zda požární odolnost stanovená výpočtem bude vycházet obdobně jako požární odolnost stanovená experimentem. Práce je rozdělena na teoretickou a praktickou část. V teoretické části práce je popsána problematika návrhu konstrukce za požární situace a jednotlivé části návrhu od teplotní analýzy požárního úseku až po posouzení požární odolnosti. V praktické části práce je vypočtena maximální zatížitelnost konkrétního keramobetonového překladu za běžné teploty, hodnota zatížení za požáru a požární odolnost tohoto překladu. V praktické části je rovněž popsán požární experiment daného keramobetonového překladu. Na konci práce jsou porovnány výsledky výpočtu s výsledky experimentu. Hlavním přínosem práce je zjištění, že požární odolnost stanovená výpočtem se velmi přesně blíží ke skutečné požární odolnosti stanovené experimentálně.

Klíčová slova

beton; keramika; překlad; požární odolnost; požár; výpočet; experiment

Abstract

One of the important requirements to consider when designing structures is fire resistance. In most cases, the fire resistance of ceramic-concrete composite elements is determined by means of a fire experiment, as the calculation procedures are not reliably verified. The main aim of this work is to test whether the fire resistance determined by calculation will be similar to the fire resistance determined by experiment. The thesis is divided into theoretical and practical parts. The theoretical part describes the design of the structure in the fire situation and the individual parts of the design from the thermal analysis of the fire compartment to the assessment of structural fire resistance. In the practical part, the maximum load capacity of a given ceramic-concrete composite lintel at normal temperature, the value of fire load and fire resistance of this lintel are calculated. The practical part also describes the fire experiment of the given ceramic-concrete lintel. At the end of the thesis, the calculation is compared with the results of the experiment. The main contribution of this thesis is the finding that the fire resistance determined by calculation is very close to the real fire resistance determined experimentally.

Keywords

concrete; ceramics; lintel; fire resistance; fire; calculation; experiment

Seznam použitých symbolů a zkratek

Latinské symboly

A_s	Plocha výztuže	mm^2
h	Výška průřezu	mm
b	Šířka průřezu	mm
h_{fi}	Výška redukovaného průřezu	mm
b_{fi}	Šířka redukovaného průřezu	mm
a_{500}	Tloušťka redukované části průřezu	mm
d	Účinná výška průřezu	mm
d_{fi}	Účinná výška redukovaného průřezu	mm
f_{ck}	Charakteristická hodnota pevnosti betonu v tlaku za běžné teploty	MPa
$k_{s,\theta}$	Součinitel pro redukci charakteristické hodnoty meze kluzu betonářské výztuže	
x	Vzdálenost neutrální osy od tlačeného kraje	mm
c	Krytí výztuže	mm

Řecké symboly

λ	Součinitel tepelné vodivosti	$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$
ρ	Objemová hmotnost	kg/m^3
η	Součinitel definující účinnou pevnost	
θ	Teplota	$^{\circ}\text{C}$
$\gamma_{c,fi}$	Dílčí součinitel spolehlivosti betonu při požární situaci	
γ_G	Dílčí součinitel spolehlivosti stálého zatížení	
γ_Q	Dílčí součinitel spolehlivosti proměnného zatížení	

Zkratky

CFD	Computational Fluid Dynamics
PO	Požární odolnost

1 Úvod

Požární odolnost keramobetonových prvků se většinou určuje pomocí požárního experimentu, protože výpočetní postupy nejsou dostatečně spolehlivě ověřeny. Jelikož jsou však experimenty výrazně finančně náročné, je vhodné prozkoumat jaká je shoda mezi požární odolností keramobetonových prvků stanovenou výpočtem a experimentem.

V teoretické části práce je popsána problematika návrhu konstrukce za požární situace. V této části je nejprve vysvětlen pojem požární odolnosti a popsána teplotní analýza požárního úseku. Dále je zde popsána teplotní analýza konstrukce a mechanická analýza konstrukce – tj. posouzení požární odolnosti.

V praktické části je řešen konkrétní keramobetonový překlad. Nejprve je stanovena maximální zatížitelnost překladu za běžné teploty a za požáru. Dále je stanovena požární odolnost výpočtem pomocí metody izotermy 500 °C a popsán provedený požární experiment. V závěru jsou výsledky experimentu prezentovány a porovnány s předchozím výpočtem požární odolnosti.

Hlavním cílem této práce je určit, zda požární odolnost stanovená výpočtem bude obdobná jako požární odolnost stanovená experimentem.

2 Teoretická část

Teoretická část vychází ze skript [6] a zdrojů v nich uvedených (zejména norma ČSN EN 1992-1-2 [7]).

2.1 Definice požární odolnosti

Při projektování požárně bezpečnostního řešení budovy je potřebné zhodnocení stavebních konstrukcí z hlediska jejich požární odolnosti. Konstrukce musí být navrženy tak, aby jejich skutečné požární odolnosti byly vyšší, než je požadováno.

Požární odolnost (PO) konstrukce je definována jako doba v minutách, po kterou je konstrukce schopna odolávat teplotám vznikajícím při požáru, aniž by došlo k porušení její funkce. [8].

Požární odolnost je určena klasifikací na základě výsledků normových požárních zkoušek. Klasifikace požární odolnosti se vyjadřuje písmeny, tzv. mezními stavy, a dobou v minutách, po kterou musí posuzovaná konstrukce splňovat tyto mezní stavy.

Při posuzování požární odolnosti se dle [7, čl. 2.1.2] bavíme např. o následujících charakteristických vlastnostech konstrukce (mezních stavech):

- Nosnost – kritérium „R“ se považuje za splněné, pokud je nosná funkce zachována během požadované doby vystavení účinkům požáru.
- Izolace – kritérium „I“ lze považovat za splněné, pokud průměrný vzrůst teploty na celém odvráceném povrchu je omezen na 140 K a maximální vzrůst teploty na kterémkoli místě tohoto povrchu nepřekročí 180 K.
- Celistvost – kritérium „E“ se považuje za splněné, jestliže je zabráněno průniku plamenů a horkých plynů dělicími prvky.

V současné době se konstrukce navrhují dle evropských norem. Z hlediska statického návrhu konstrukcí je důležité zejména kritérium nosnosti „R“. Skutečnou PO lze potom stanovit buď výpočtem, požární zkouškou nebo dle tabulek uvedených v eurokódech pro navrhování konstrukcí na účinky požáru.

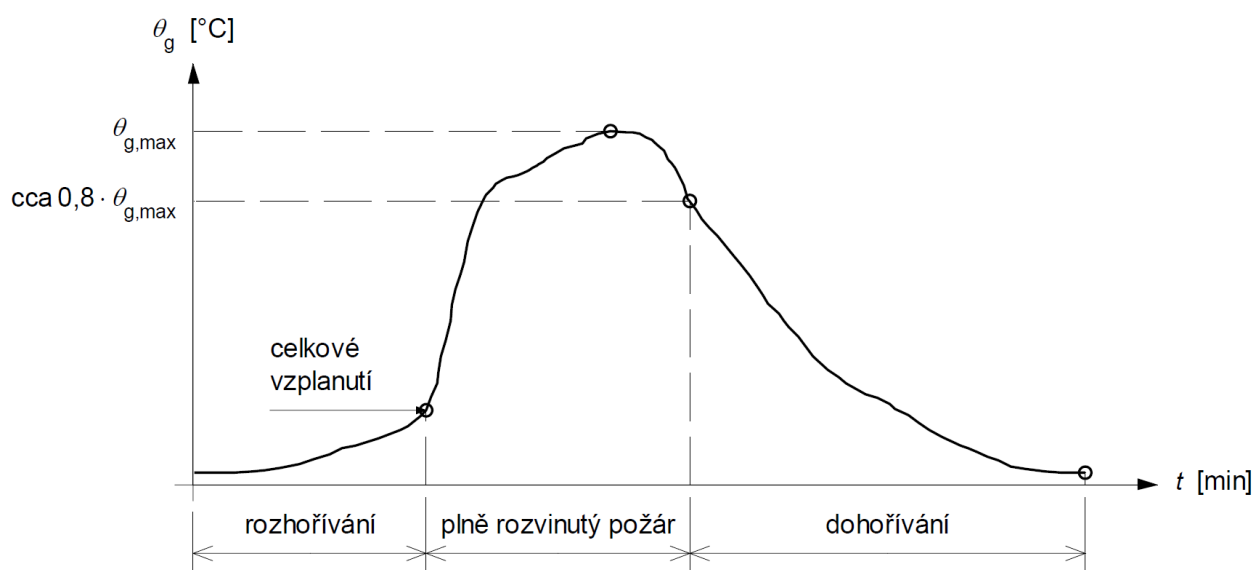
Pro návrh konstrukce za požární situace je nutno nejdříve provést teplotní analýzu požárního úseku, teplotní analýzu konstrukce a návrh konstrukce na účinky požáru. Tyto části jsou dále popsány v následujících kapitolách.

2.2 Teplotní analýza požárního úseku

V rámci teplotní analýzy požárního úseku se sleduje rozvoj požáru na základě návrhového požárního scénáře a příslušného návrhového požáru. Návrhový požár je stanoven dle požárního rizika požárního úseku. Obvykle se průběh požáru popisuje tzv. teplotní křivkou, která ukazuje časovou závislost teploty plynů v požárním úseku. Dále je také možné sledovat časovou závislost např. rychlosti zahřívání, tlaku, složení plynů a dalších.

2.2.1 Teplotní křivky

Obecně rozlišujeme tři fáze rozvoje požáru v požárním úseku a to sice fáze rozhořívání, fáze plně rozvinutého požáru a fáze dohořívání (viz Obrázek 1).



Obrázek 1 – Příklad průběhu požáru (převzato z [6])

Ve fázi rozhořívání je nárůst teplot v požárním úseku malý. V této fázi hovoříme o lokálním požáru a délka trvání této fáze závisí především na charakteristikách požárního úseku.

Po rozhořívání nastává okamžik celkového vzplanutí, tzv. flashover. Tato fáze je obecně velmi krátká a při jejím průběhu uvažujeme přechod z lokálního požáru v prostorový.

Po celkovém vzplanutí přichází fáze plně rozvinutého požáru. Požár je prostorový, tedy vyplňuje celý prostor požárního úseku, hoří veškeré hořlavé látky a nárůst teploty je velice rychlý. Doba trvání této fáze je závislá na podmínkách ventilace a požárním zatížení v požárním úseku.

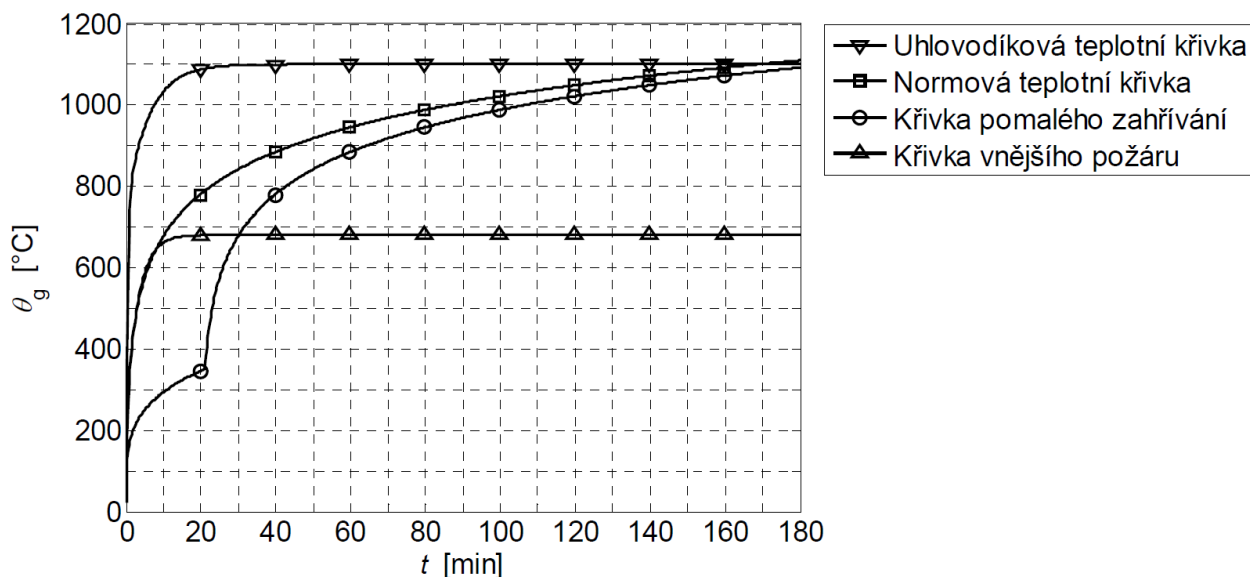
Po vyhoření všech hořlavých materiálů nastává pokles teplot a začíná fáze dohořívání, resp. chladnutí. Po jejím ukončení je teplota plynů v daném požárním úseku stejná jako teplota před vypuknutím požáru. Při návrhu konstrukce je ovšem důležité uvažovat s faktem, že i během této fáze se může teplota konstrukce zvýšit.

Dle [15] je možno modelovat vývoj požáru různými způsoby v závislosti na jejich úrovních obtížnosti a přesnosti. Nejjednodušším z těch přístupů je potom použití tzv. nominálních křivek, které definují teplotu plynů v požárním úseku pouze jako funkci času trvání požáru. Tyto křivky popisují fázi plně rozvinutého požáru. [6]

Norma [15] uvádí následující nominální teplotní křivky (viz Obrázek 2):

- normová teplotní křivka,
- křivka vnějšího požáru,
- uhlovodíková křivka,

- křivka pomalého zahřívání.



Obrázek 2 – Nominální teplotní křivky (převzato z [6])

Nejčastěji používanou křivkou je normová teplotní křivka. K této křivce se vztahuje většina dostupných výsledků zkoušek a výpočtů. V případě výpočtu pomocí ostatních nominálních teplotních křivek se jejich výsledky často převádějí právě na účinek požáru podle normové teplotní křivky. Tato křivka odpovídá hoření dřeva, papíru, oděvů apod., tzv. celulózovému hoření.

Normová teplotní křivka je někdy označována také jako ISO nebo ISO 834 a je dána rovnicí:

$$\theta_g = 20 + 345 \cdot \log(8 \cdot t + 1),$$

kde θ_g – teplota plynů v požárním úseku [°C],

t – čas trvání požáru [min].

V této práci bude počítáno právě s touto teplotní křivkou.

2.2.2 Přirozené modely požáru

Pokud hledáme reálnější předpověď průběhu požáru, než poskytují nominální teplotní křivky, je možno použít tzv. přirozené modely požáru.

Dle [15] hovoříme buď o zjednodušených modelech požáru nebo o zpřesněných modelech požáru.

2.2.2.1 Zjednodušené modely požáru

Zjednodušené modely požáru slouží k simulaci:

- požáru celého prostoru požárního úseku za předpokladu rovnoměrného rozložení teploty v prostoru,

- lokálních požárů za předpokladu nerovnoměrného rozložení teploty v prostoru.

2.2.2.2 Zpřesněné modely požáru

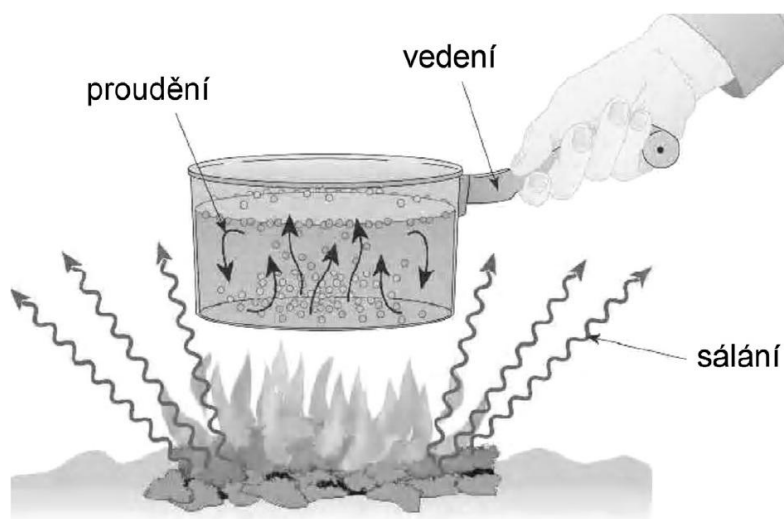
Zpřesněné modely požáru zohledňují vlastnosti plynů, výměnu hmoty a energie. Dle [15] se rozlišují následující varianty.

- Jednozónový model – odpovídá podmínkám po celkovém vzplanutí. Model respektuje zachování hmoty a energie, výměnu hmoty mezi vnitřním a vnějším plynem a ohněm, výměnu energie mezi ohněm, vnitřním plynem, stěnami a otvory [6].
- Dvouzónový model – rozlišuje se horní a dolní vrstva. Horní vrstva vykazuje vyšší teplotu než dolní vrstva a tloušťka těchto vrstev se mění v průběhu požáru. Mezi vrstvami dochází k výměně chemických látek, hmoty a energie [6].
- Výpočetní dynamické modely kapalin a plynů – simulují průběh požáru v čase a prostoru, tzv. CFD modely – computational fluid dynamic models. Jejich použití vyžaduje zapojení pokročilých výpočetních nástrojů a metod [6].

2.3 Teplotní analýza konstrukce

Během požáru se mění teploty plynů v požárním úseku a tím pádem i rozložení teplot v konstrukcích v požárním úseku. Pro analýzu rozložení teplot v konstrukcích v daném požárním úseku je třeba řešit problém sdílení tepla.

Sdílení tepla, šíření tepla, přenos tepla a transport tepla – těmito způsoby je obecně označován přenos energie ve formě tepla. Tento proces probíhá třemi základními způsoby (viz Obrázek 3) – vedením, prouděním a sáláním.



Obrázek 3 – Formy sdílení tepla (převzato z [6])

Vedení (konduktce) probíhá převážně v pevných látkách, dochází k němu ale také v kapalinách a plynech. Při vedení tepla předávají částice látky s vyšší kinetickou energií část této energie

částicím s nižší energií. Při tomto způsobu sdílení tepla dochází pouze k přenosu energie, nikoli k přenosu hmoty. Obecně platí, že materiály s dobrou elektrickou vodivostí mají také dobrou tepelnou vodivost. V materiálech se špatnou elektrickou vodivostí dochází k vedení tepla mechanickým chvěním molekulární mřížky [6].

Vzhledem k tomu, že **proudění** (konvekce) je sdílení tepla v plynných a kapalných látkách, je to velice důležitý faktor při požáru. Umožňuje sledovat teplo při šíření plamenů, stoupání kouře a horkých plynů ke stropu požárního úseku nebo okny ven. Na tzv. přestupu tepla, neboli sdílení tepla mezi povrchem pevných látek a okolní proudící tekutinou, se také podílí právě proudění.

Sálání (radiace) je typ sdílení tepla, který nevyžaduje žádný kontakt mezi tepelným zdrojem a ohříváním objektem. Protože sálání sdílí teplo pomocí elektromagnetických vln, může radiace probíhat i ve vakuu, resp. bez přítomnosti látkového prostředí. Při požáru je sálání velice důležitý faktor a to především při sdílení tepla mezi plameny a povrchy zápalných látek (např. šlehání plamenů z otvorů na sousední konstrukce).

Teplotní analýzu konstrukce je možné řešit buď výpočtem, experimenty, pomocí teplotních profilů uvedených v normách nebo numericky pomocí výpočetních softwarů. V této práci bude pro teplotní analýzu konstrukce využit výpočetní software TempAnalysis [2].

2.4 Posouzení požární odolnosti

Dle [7] je možné při návrhu betonových konstrukcí na účinky požáru postupovat podle osvědčených návrhových řešení (tabulkové hodnoty nebo výsledky zkoušek), pomocí zjednodušených výpočetních metod pro určité typy prvků anebo pomocí zpřesněných výpočetních metod. V této práci bude prvek posouzen pomocí zjednodušené výpočetní metody – metody izotermy 500 °C.

2.4.1 Metoda izotermy 500 °C

Princip metody izotermy 500 °C je následující. Beton s teplotou vyšší než 500 °C nepřispívá k únosnosti průřezu a beton s teplotou nižší než 500 °C vykazuje stejné vlastnosti jako beton při 20 °C. Pevnost výztuže se redukuje úměrně její teplotě.

Metodu je možno použít s normovou teplotní křivkou nebo parametrickou teplotní křivkou (uvažujeme-li součinitel otvorů $O \geq 0,14 \text{ m}^{1/2}$). Metodu lze využít pro prvky namáhané ohybovým momentem nebo normálovou silou a pro průřezy, které splňují rozměry uvedené v Tabulce 1 dle [7, Příloha B].

Tabulka 1 – Minimální šířka průřezu

a) Pro vystavení normovému požáru v závislosti na požární odolnosti

Požární odolnost	R 60	R 90	R 120	R 180	R 240
Minimální šířka průřezu [mm]	90	120	160	200	280

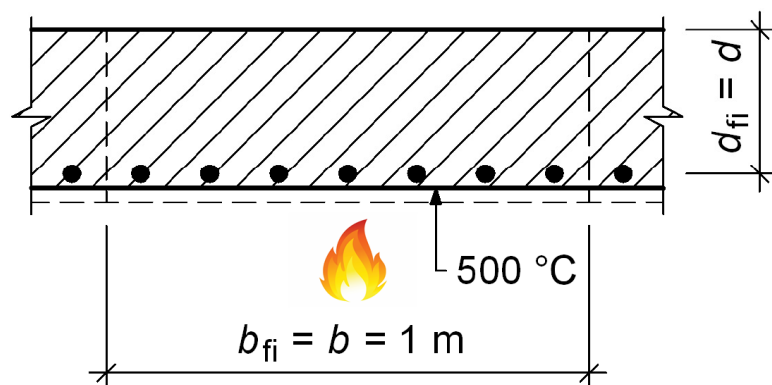
- b) Pro vystavení parametrickému požáru se součinitelem otvorů $O \geq 0,14 \text{ m}^{1/2}$

Hustota požárního zatížení [MJ/m^2]	200	300	400	600	800
Minimální šířka průřezu [mm]	100	140	160	200	240

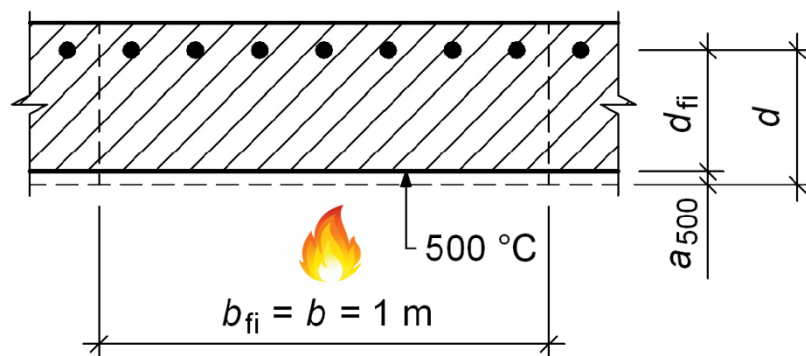
2.4.1.1 Redukce průřezu

Metodu izotermu $500 \text{ }^\circ\text{C}$ je možno použít pro desku, stěnu, nosník nebo sloup.

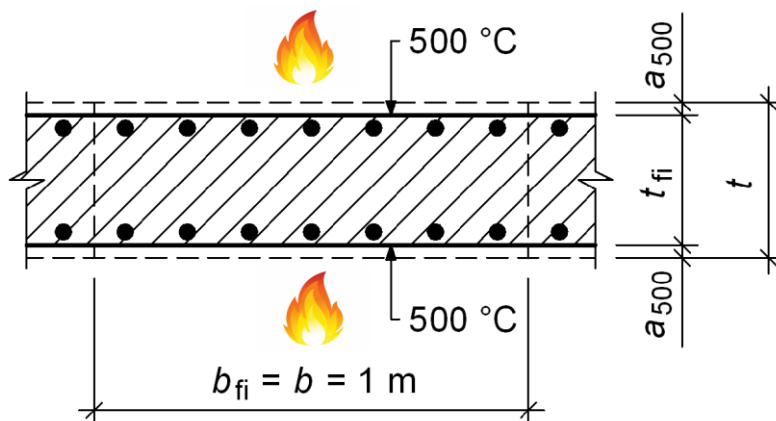
Desky a stěny mohou být vystaveny požáru na tažené straně (viz Obrázek 4), na tlačené straně (viz Obrázek 5) nebo z obou stran (viz Obrázek 6).



Obrázek 4 – Deska vystavená požáru na tažené straně (převzato z [6] a doplněno)

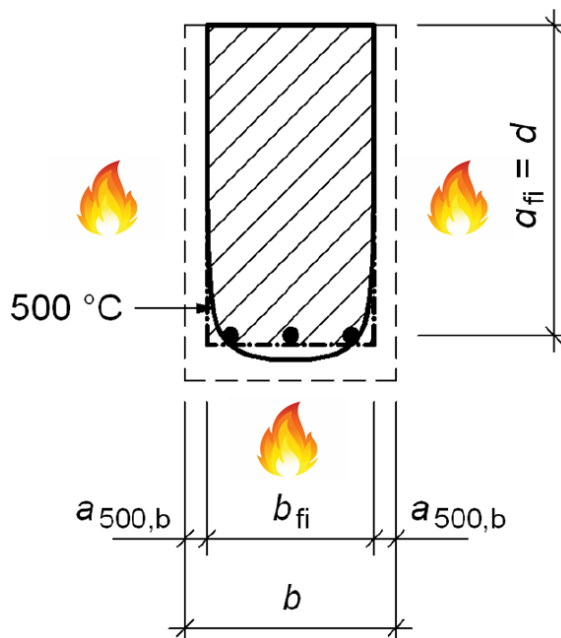


Obrázek 5 – Deska vystavená požáru na tlačené straně (převzato z [6] a doplněno)

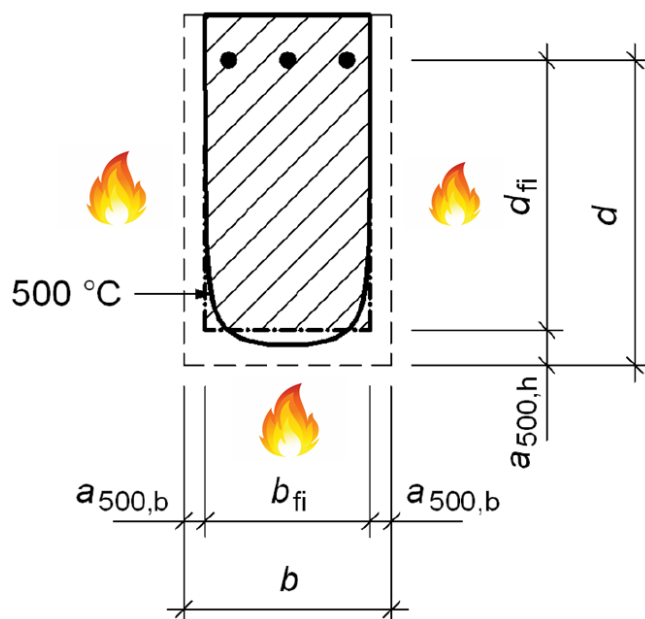


Obrázek 6 – Stěna vystavená požáru z obou stran (převzato z [6] a doplněno)

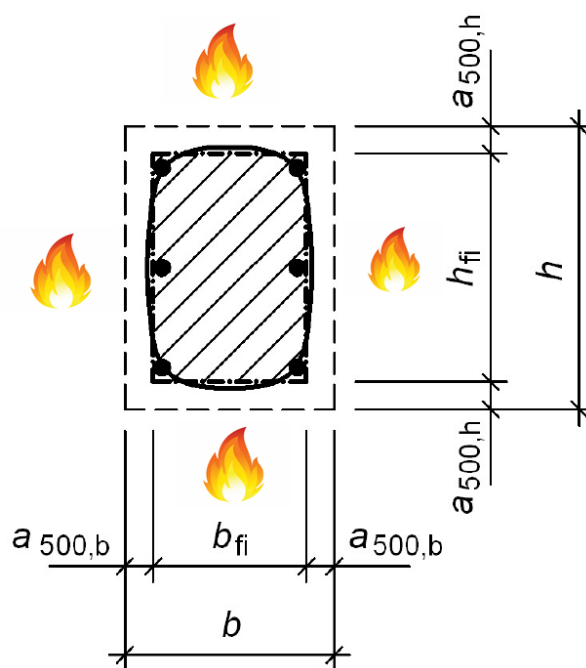
Nosníky a sloupky mohou být vystaveny požáru ze tří stran s exponovanou taženou oblastí (viz Obrázek 7), ze tří stran s exponovanou tlačnou oblastí (viz Obrázek 8) nebo ze všech stran (viz Obrázek 9).



Obrázek 7 – Nosník vystavený požáru ze tří stran s exponovanou taženou oblastí (převzato z [6] a doplněno)



Obrázek 8 – Nosník vystavený požáru ze tří stran s exponovanou tlačenou oblastí (převzato z [6] a doplněno)



Obrázek 9 – Sloup vystavený požáru ze všech stran (převzato z [6] a doplněno)

Symboly použité ve výše uvedených obrázcích jsou popsány v seznamu použitých symbolů v úvodu práce. Význam typů čar je uveden níže.

- původní průřez,
- redukováný průřez izotermou 500 °C,
- · - · - · - · - · idealizovaný redukováný průřez.

2.4.1.2 Postup výpočtu

Nejprve je nutno stanovit rozložení teploty v průřezu pro požadovanou dobu požáru. Následně lze z tohoto rozložení určit polohu izotermy 500 °C a určit velikost redukováného průřezu.

Redukovaný průřez je zaoblený tvar části betonu, kde je teplota nižší než 500 °C. Tento tvar lze idealizovat na pravoúhlý tvar (zpravidla čtverec nebo obdélník) tak, aby plocha zůstala stejná.

Jak už bylo výše zmíněno, pevnost betonu redukováného průřezu zůstává stejná a návrhová hodnota tlakové pevnosti betonu se tedy vypočte jako

$$f_{cd,fi,20^{\circ}\text{C}} = \frac{f_{ck}}{\gamma_{c,fi}}, \quad (1)$$

kde f_{ck} je charakteristická hodnota pevnosti betonu v tlaku za běžné teploty,

$\gamma_{c,fi}$ je dílčí součinitel spolehlivosti betonu při požární situaci a jeho hodnota je rovna 1.

Dále se stanoví teplota v osách prutů výztuže. Přestože se předpokládá, že beton vně redukováného průřezu nepřispívá k únosnosti průřezu, je možno uvažovat i výztužné pruty mimo redukováný průřez, protože se předpokládá, že beton o teplotě vyšší než 500 °C je schopen zajistit spolupůsobení s výztuží.

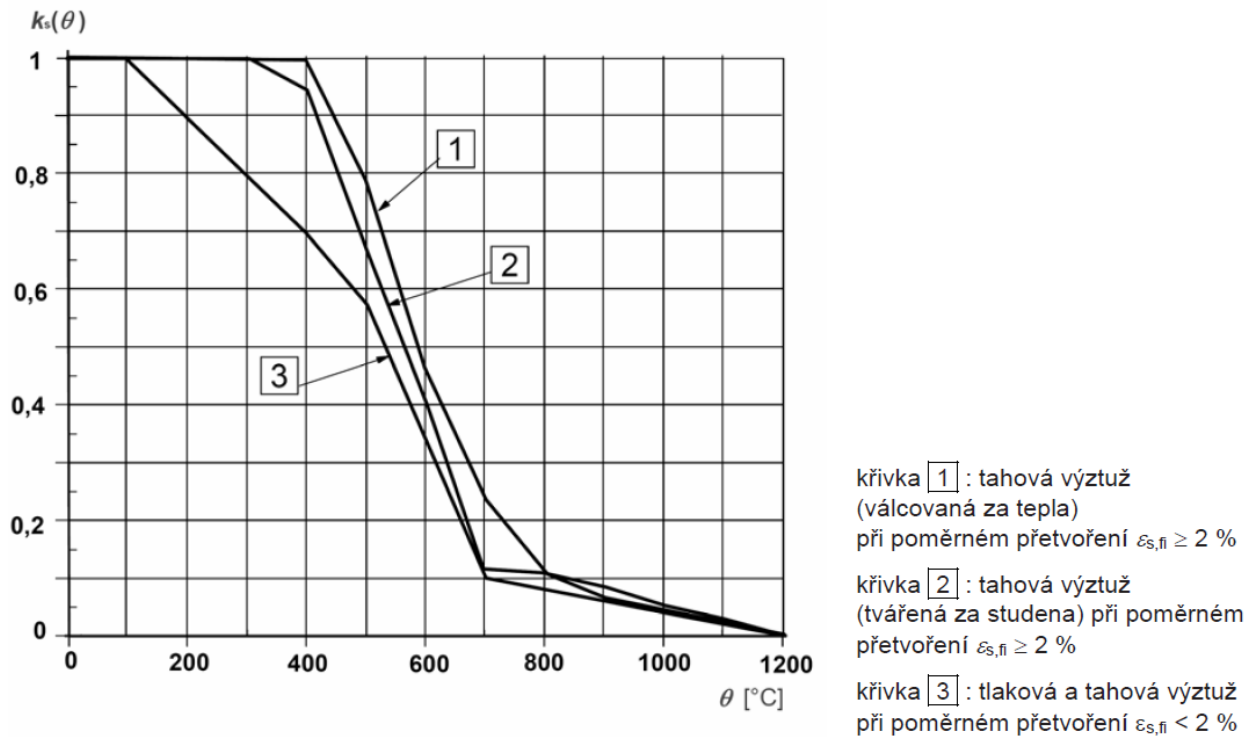
Pomocí součinitele pro redukci charakteristické hodnoty meze kluzu betonářské výztuže odpovídající teplotě výztuže θ a dílčího součinitele spolehlivosti výztuže při požární situaci $\gamma_{s,fi}$ ($\gamma_{s,fi} = 1$) se stanoví návrhová hodnota pevnosti výztuže při požární situaci

$$f_{syd,fi} = k_{s,\theta} \cdot \frac{f_{yk}}{\gamma_{s,fi}}, \quad (2)$$

kde f_{yk} je charakteristická hodnota meze kluzu betonářské výztuže při běžné teplotě

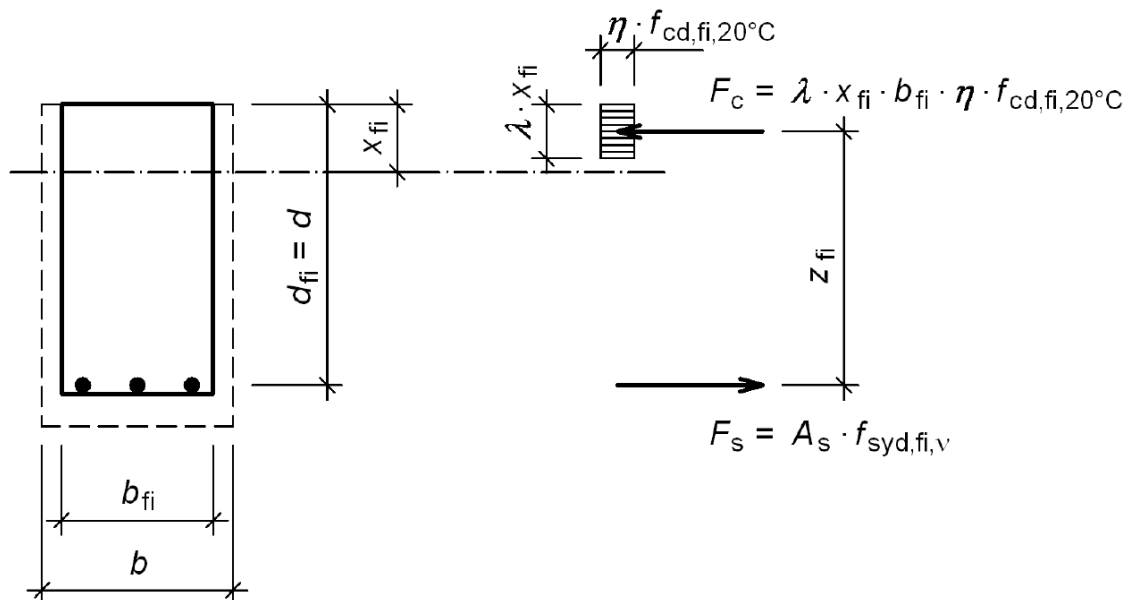
$k_{s,\theta}$ je hodnota redukčního součinitele.

Hodnota redukčního součinitele $k_{s,\theta}$ se určí v závislosti na teplotě výztuže dle [7, Obrázek 4.2a]. Podle hodnoty teploty se odečte hodnota součinitele $k_{s,\theta}$ (viz Obrázek 10).



Obrázek 10 – Součinitel $k_{s,\theta}$ pro redukci charakteristické pevnosti tahové a tlakové výztuže (převzato z [7])

Návrhová únosnost redukovaného průřezu se stanoví obvyklou výpočetní metodou s tím, že ve vzorcích uvážíme příslušné změněné charakteristiky (viz Obrázek 11).



Obrázek 11 – Rozdělení napětí v obdélníkovém průřezu nosníku při požární situaci (převzato z [6])

Vzdálenost neutrální osy od tlačeného kraje se tedy vypočte jako

$$x_{fi} = \frac{A_s \cdot f_{syd,fi}}{b_{fi} \cdot \lambda \cdot \eta \cdot f_{cd,fi,20^\circ\text{C}}}, \quad (3)$$

kde A_s je plocha výztuže,

$f_{syd,fi}$ je průměrná pevnost výztuže,

b_{fi} je šířka redukovaného průřezu,

λ je součinitel definující účinnou výšku tlačené oblasti ($\lambda = 0,8$, [1, čl 3.1.7(3)]),

η je součinitel definující účinnou pevnost ($\eta = 1$, [1, čl 3.1.7(3)]).

Návrhová hodnota momentu únosnosti při požární situaci je

$$M_{Rd,fi} = A_s \cdot f_{syd,fi,v} \cdot z_{fi} = A_s \cdot f_{syd,fi,v} \cdot (d_{fi} - 0,5 \cdot \lambda \cdot x_{fi}), \quad (4)$$

kde z_{fi} je rameno vnitřních sil za požáru,

d_{fi} účinná výška průřezu za požáru.

Stejně jako za běžné teploty se porovná hodnota mezní únosnosti průřezu s odpovídajícím účinkem návrhové hodnoty zatížení při požární situaci

$$M_{Rd,fi} \geq M_{Ed,fi}. \quad (5)$$

3 Praktická část

V této části je řešen keramobetonový překlad. Nejdříve je stanovena zatížitelnost překladu, dále je stanovena požární odolnost prvku výpočtem a nakonec porovnání výsledků se skutečným experimentem. Postup posouzení vychází ze skript [3].

3.1 Maximální zatížitelnost keramobetonového překladu za běžné teploty

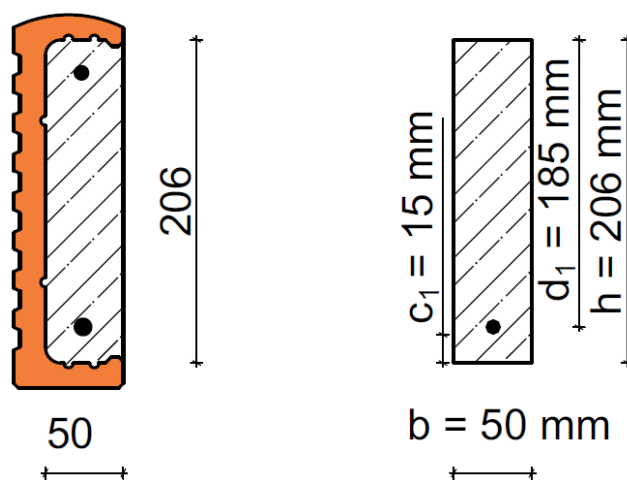
3.1.1 Zadání

Cílem tohoto výpočtu je stanovit maximální zatížitelnost keramobetonového překladu za běžné teploty. V rámci výpočtu je uvažovaná pouze železobetonová část překladu a keramická část je bezpečně zanedbána. Bude posouzena maximální zatížitelnost z hlediska ohybu, smyku a průhybu. Při výpočtu je bezpečně zanedbána horní výztuž.

3.1.2 Vstupní údaje

3.1.2.1 Geometrie překladu

Přesné rozměry překladu byly převedeny na obdélníkový průřez o šířce 50 mm a výšce 206,0 mm. Krytí je dle výrobní dokumentace pro dolní výztuž 15 mm a pro horní výztuž 10 mm.



Obrázek 12 - Geometrie překladu (podle [4])

Tabulka 2 – Přehled geometrických parametrů

Modulová výška prvku	$h_p = 250 \text{ mm}$
Výška betonu	$h = 206 \text{ mm}$
Šířka betonu	$b = 50 \text{ mm}$
Uložení překladu	$t = 250 \text{ mm}$

Krytí dolní výztuže	$c_1 = 15 \text{ mm}$
Hmotnost překladu	$m = 125,22 \text{ kg}$

3.1.2.2 Materiálové charakteristiky

Při výpočtech je uvažováno s betonem pevnostní třídy C 25/30 a ocelí třídy B500 B.

Tabulka 3 – Přehled materiálových charakteristik

Charakteristická pevnost betonu	$f_{ck} = 25 \text{ MPa}$
Charakteristická hodnota meze kluzu oceli	$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$
Dílčí součinitel spolehlivosti stálého zatížení	$\gamma_G = 1,35$
Dílčí součinitel spolehlivosti proměnného zatížení	$\gamma_Q = 1,5$
Součinitel zohledňující dlouhodobé účinky na pevnost betonu v tlaku a nepříznivé účinky vyplývající ze způsobu zatěžování	$\alpha_{cc} = 1$
Dílčí součinitel spolehlivosti betonářské oceli	$\gamma_S = 1,15$
Součinitel účinné výšky tlačené oblasti	$\lambda = 0,8$

Návrhová hodnota pevnosti betonu se vypočte vydělením součinu charakteristické pevnosti betonu a součinitele zohledňujícího dlouhodobé účinky na pevnost betonu v tlaku a nepříznivé účinky vyplývající ze způsobu zatěžování dílčím součinitelem spolehlivosti betonu [1, čl. 3.1.6. (1)P]

$$f_{cd} = \frac{\alpha_{cc} \cdot f_{ck}}{\gamma_c} = \frac{1 \cdot 25}{1,5} = 16,667 \text{ MPa.}$$

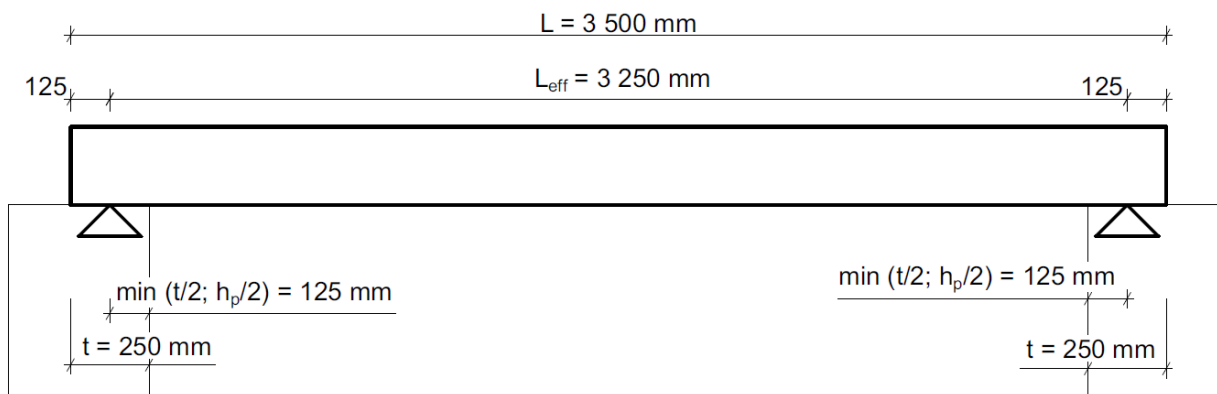
Návrhová hodnota meze kluzu oceli se vypočte vydělením charakteristické hodnoty meze kluzu oceli dílčím součinitelem spolehlivosti betonářské oceli [1, čl. 3.2.7]

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} = \frac{500}{1,15} = 434,783 \text{ MPa.}$$

3.1.2.3 Účinné rozpětí

Účinné rozpětí prvku je stanoveno ze vztahu [1, čl. 5.3.2.2]

$$L_{eff} = L - 2 \cdot t + \min(t; h_p) = 3500 - 2 \cdot 250 + \min(250; 250) = 3250 \text{ mm.}$$



Obrázek 13 - Schéma uložení překlady

3.1.3 Ohyb

3.1.3.1 Ohybová únosnost

Ohybová únosnost je počítána dle platné normy [1].

Tabulka 4 – Přehled geometrických charakteristik

Účinná délka překlady	$L_{eff} = 3250 \text{ mm}$
Krytí dolní výztuže	$c_1 = 15 \text{ mm}$
Modulová výška prvku	$h_p = 250 \text{ mm}$
Výška betonu	$h = 206 \text{ mm}$
Šířka betonu	$b = 50 \text{ mm}$
Průměr dolního výztužného prutu	$\varnothing_s = 12 \text{ mm}$

Průřezová plocha dolního výztužného prutu je

$$A_s = \frac{\pi \cdot \varnothing_s^2}{4} = \frac{\pi \cdot 12^2}{4} = 113,097 \text{ mm}^2.$$

Výška tlačené oblasti určená z rovnosti vnitřních sil je

$$A_s \cdot f_{yd} = x \cdot \lambda \cdot b \cdot f_{cd}$$

$$x = \frac{A_s \cdot f_{yd}}{\lambda \cdot b \cdot \eta \cdot f_{cd}} = \frac{113,097 \cdot 434,783}{0,8 \cdot 50 \cdot 1 \cdot 16,667} = 74,2 \text{ mm.}$$

Rameno vnitřních sil je

$$z = h - c_1 - \frac{\varnothing_s}{2} - \frac{x \cdot \lambda}{2} = 206 - 15 - \frac{12}{2} - \frac{74,204 \cdot 0,8}{2} = 155,3 \text{ mm.}$$

Momentu únosnosti je

$$M_{Rd} = A_s \cdot f_{yd} \cdot z = 113,097 \cdot 434,783 \cdot 155,318 = 7\,637\,398,11 \text{ Nmm} = 7,637 \text{ kNm.}$$

3.1.3.2 Maximální zatížitelnost z hlediska ohybu

Vycházíme z toho, že moment únosnosti je rovný maximálnímu ohybovému momentu vyvozenému od návrhové hodnoty rovnoměrného spojitého zatížení (včetně vlastní tíhy) po celém účinném rozpětí prvku.

$$M_{Ed,max} = M_{Rd}$$

Z tohoto vztahu se odvodí rovnice pro výpočet návrhové hodnoty rovnoměrného spojitého zatížení následovně

$$M_{Rd} = \frac{(f_{d,max} + g_{0,d})_M \cdot L_{eff}^2}{8}$$

$$(f_{d,max} + g_{0,d})_M = \frac{8 \cdot M_{Rd}}{L_{eff}^2} = \frac{8 \cdot 7,637}{3,250^2} = 5,785 \frac{\text{kN}}{\text{m}}.$$

3.1.4 Smyk

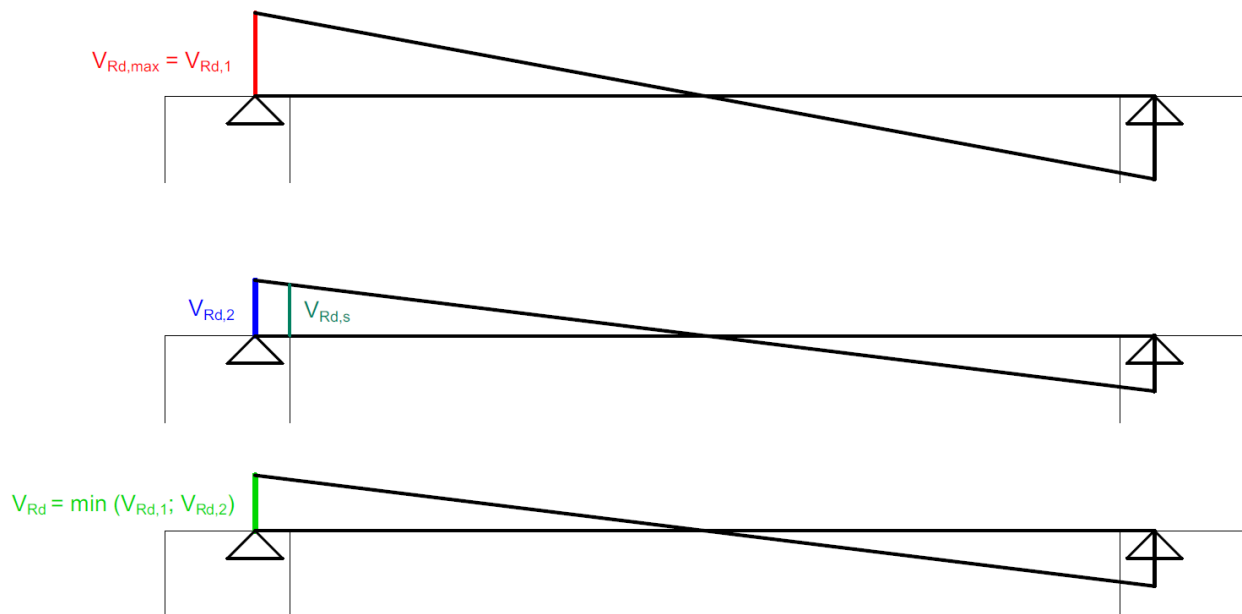
3.1.4.1 Smyková únosnost

Smyková únosnost je počítána dle platné normy [1]. Při výpočtu je předpokládáno rovnoměrné a symetrické rozložení všech třmínek s roztečí 140 mm, třmínky jsou jednostřížné a mají průměr 4 mm [4].

Norma [1, čl. 6.2.3 (2)] předepisuje, že kotangens úhlu smykové trhliny se má volit v rozmezí (1, 2,5). Při dalších výpočtech je uvažováno, že kotangens úhlu smykových trhlin bude $\cot\theta = 1,8$.

Tabulka 5 – Přehled charakteristik třmínek

Průměr smykového třmínku	$\varnothing_{sw} = 4 \text{ mm}$
Vzdálenost třmínek v překladu	$s = 140 \text{ mm}$



Obrázek 14 - Schéma a značení posouvajících sil

Průřezová plocha smykového třmínku je

$$A_{sw} = \frac{\pi \cdot \varnothing_{sw}^2}{4} = \frac{\pi \cdot 4^2}{4} = 12,566 \text{ mm}^2.$$

Únosnost tlačené diagonály se určí pomocí vztahu

$$V_{Rd,max} = \frac{0,6 \cdot \left(1 - \frac{f_{ck}}{250}\right) \cdot f_{cd} \cdot b \cdot z \cdot \cot\theta}{(1 + \cot^2\theta)} = \frac{0,6 \cdot \left(1 - \frac{25}{250}\right) \cdot 16,67 \cdot 50 \cdot 155,318 \cdot 1,8}{(1 + 1,8^2)}$$

$$= 2,949 \cdot 10^4 \text{ N} = 29,494 \text{ kN}.$$

Smyková únosnost v místě teoretické podpory stanovená z únosnosti tlačené diagonály

$$V_{Rd,1} = V_{Rd,max} = 29,494 \text{ kN}.$$

Smyková únosnost třmínků:

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{sw} \cdot f_{yd} \cdot z \cdot \cot\theta}{s} = \frac{12,566 \cdot 434,78 \cdot 155,318 \cdot 1,8}{140} = 1,091 \cdot 10^4 \text{ N} = 10,911 \text{ kN}.$$

Z podobnosti trojúhelníků se stanoví smyková únosnost v místě teoretické podpory z únosnosti třmínků následovně (viz. Obrázek 14)

$$\frac{V_{Rd,2}}{0,5 \cdot L_{eff}} = \frac{V_{Rd,s}}{0,5 \cdot L - t}$$

$$V_{Rd,2} = \frac{V_{Rd,s} \cdot 0,5 \cdot L_{eff}}{0,5 \cdot L - t} = \frac{10,911 \cdot 0,5 \cdot 3,250}{0,5 \cdot 3,5 - 0,250} = 11,82 \text{ kN}.$$

Výsledná smyková únosnost, tj. maximální dovolená posouvající síla, v místě teoretické podpory je minimum ze smykové únosnosti v místě teoretické podpory stanovené z únosnosti tlačené diagonály a ze smykové únosnosti v místě teoretické podpory stanovené z únosnosti třmínek

$$V_{Rd} = \min(V_{Rd,1}; V_{Rd,2}) = \min(29,494; 11,82) = 11,82 \text{ kN.}$$

3.1.4.2 Maximální zatížitelnost z hlediska smyku

Vycházíme z předpokladu, že maximální posouvající síla v místě teoretické podpory je rovna hodnotě maximální únosnosti v místě teoretické podpory.

Návrhová hodnota rovnoměrného spojitého zatížení včetně vlastní tíhy je stanovena pomocí výsledné smykové únosnosti následovně

$$V_{Rd} = 0,5 \cdot L_{eff} \cdot (f_{d,max} + g_{0,d})_V$$

$$(f_{d,max} + g_{0,d})_V = \frac{V_{Rd}}{0,5 \cdot L_{eff}} = \frac{11,82}{0,5 \cdot 3,250} = 7,274 \frac{\text{kN}}{\text{m}}.$$

3.1.5 Ověření průhybu kontrolou ohybové štíhlosti

Účinná výška průřezu je výška průřezu bez krycí vrstvy výztuže a poloviny průměru výztužného prutu

$$d = h - c_1 - 0,5 \cdot \phi_s = 206 - 15 - 0,5 \cdot 12 = 185 \text{ mm.}$$

Stupeň vyztužení se vypočte ze vztahu

$$\rho = \frac{A_s}{b \cdot d} = \frac{113,097}{50 \cdot 185} = 0,012 = 1,2 \text{ \%}.$$

Tabulka 6 – Přehled součinitelů a vymezení ohybové štíhlosti

Součinitel závislý na tvaru průřezu κ_{c1}	$\kappa_{c1} = 1$
Součinitel závislý na rozpětí κ_{c2}	$\kappa_{c2} = 1$
Součinitel napětí tahové výztuže κ_{c3}	$\kappa_{c3} = 1$
Tabulková hodnota vymezení ohybové štíhlosti, hodnota stanovena interpolací z [1, tab. 7.4N]	$\lambda_{d,tab} = 17,5$

Aby průhyb nemusel být posuzován, musí být splněna podmínka, že poměr rozpětí prvku ku účinné výšce průřezu musí být menší než vymezení ohybová štíhlost

$$\frac{L_{eff}}{d} < \lambda_d.$$

Vymežující ohybová štíhlost je určena vztahem

$$\lambda_d = \kappa_{c1} \cdot \kappa_{c2} \cdot \kappa_{c3} \cdot \lambda_{d,tab} = 1 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 17,5 = 17,5.$$

Po dosažení do podmínky popsané výše dostaneme

$$\frac{L_{eff}}{d} = \frac{3250}{185} = 17,568 < \lambda_d = 17,5.$$

→ NEVYHOVUJE

Kontrolou ohybové štíhlosti průhyb nevyhověl, je tedy nutné dále ověřit průhyb výpočtem.

3.1.6 Ověření průhybu přímým výpočtem

Maximální zatížitelnost rovnoměrným spojitým zatížením včetně vlastní tíhy z hlediska ohybového a smykového namáhání je minimum z hodnot $(f_{d,max} + g_{0,d})_M = 5,785 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$ a $(f_{d,max} + g_{0,d})_V = 7,274 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$. Maximální zatížení je tedy $5,785 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$.

Při stanovení maximální zatížitelnosti je uvažováno rovnoměrné spojitě zatížení po celé délce. Dále je uvažováno, že 70% celkového charakteristického zatížení je stálé zatížení včetně vlastní tíhy a zbylých 30% je hlavní proměnné charakteristické zatížení. Proměnné zatížení je uvažováno jako hlavní a kategorie A – obytné budovy. Charakteristická hodnota stálého zatížení stanovena z maximální zatížitelnosti je vypočtena z následujícího vztahu

$$g_k = \frac{(f_{d,max} + g_{0,d})_M}{\gamma_G + (30\%) \cdot \frac{\gamma_Q}{(70\%)}} = \frac{5,785}{1,35 + 0,3 \cdot \frac{1,5}{0,7}} = 2,903 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Charakteristická hodnota proměnného zatížení stanovena z maximální zatížitelnosti je vypočtena z následujícího vztahu

$$q_k = (30\%) \cdot \frac{g_k}{(70\%)} = 0,3 \cdot \frac{2,903}{0,7} = 1,244 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

V řešeném příkladu je uvažováno pouze s průhybem od kvazistálé kombinace zatížení v intervalu $\langle t_0 = 28 \text{ dní}; \infty \rangle$. Protože počítaný železobetonový nosník je součástí keramobetonového překladu, je zanedbán průhyb od smršťování.

Tabulka 7 – Přehled materiálových charakteristik

Beton C25/30	$f_{ctm} = 2,6 \text{ MPa}$	$E_{cm} = 31 \text{ GPa}$
Výztuž B500B	$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$	$E_s = 200 \text{ MPa}$

Kritérium obecné použitelnosti dle [1] požaduje, aby průhyb při kvazistálé kombinaci zatížení nepřekročil hodnotu 1/250 účinného rozpětí, tj.

$$f_{lim,lt} = \frac{L_{eff}}{250} = \frac{3250}{250} = 13 \text{ mm.}$$

Tabulka 8 – Hodnoty zatížení a součinitele ψ_2

Hodnota součinitele ψ_2 dle (ČSN EN 1990, Tab. A1.1), Kategorie A: obytné budovy	$\psi_2 = 0,3$
Charakteristická hodnota stálého zatížení	$g_k = 2,90 \text{ kN/m}$
Charakteristická hodnota proměnného zatížení	$q_k = 1,24 \text{ kN/m}$

Kvazistálá kombinace zatížení

$$f_{E,qp} = g_k + \psi_2 \cdot q_k = 2,90 + 0,3 \cdot 1,24 = 3,27 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Ohybový moment uprostřed rozpětí při kvazistálé kombinaci zatížení

$$M_{E,qp} = \frac{1}{8} \cdot (g_k + \psi_2 \cdot q_k) \cdot L_{eff}^2 = \frac{1}{8} \cdot 3,27 \cdot 3,250^2 = 4,32 \text{ kNm.}$$

3.1.6.1 Součinitel dotvarování

Dlouhodobé působení zatížení do výpočtu zohledníme redukcí modulu pružnosti betonu E_c pomocí součinitele dotvarování. Základní vztahy pro stanovení součinitele dotvarování jsou uvedeny v normě [1, Příloha B.1].

Tabulka 9 – Přehled hodnot potřebných pro výpočet součinitele dotvarování

Relativní vlhkost okolního prostředí	$RH = 40 \%$
Průměrná hodnota pevnosti betonu v tlaku ve stáří 28 dní	$f_{cm} = 33 \text{ MPa}$
Stáří betonu ve dnech v okamžiku vnesení zatížení	$t_0 = 28 \text{ dní}$

Součinitel vystihující vliv pevnosti betonu na základní součinitel dotvarování je

$$\beta_{(f_{cm})} = \frac{16,8}{\sqrt{f_{cm}}} = \frac{16,8}{\sqrt{33}} = 2,925.$$

Náhradní rozměr prvku se vypočte jako

$$h_0 = \frac{2 \cdot A_c}{u} = \frac{2 \cdot b \cdot h}{2 \cdot (b + h)} = \frac{2 \cdot 50 \cdot 206}{2 \cdot (50 + 206)} = 40,04 \text{ mm.}$$

V závislosti na velikosti průměrné hodnoty pevnosti betonu v tlaku je možné vypočíst součinitel vystihující vliv relativní vlhkosti na základní součinitel dotvarování dvěma způsoby, a to

$$\varphi_{RH} = 1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{h_0}} \text{ pro } f_{cm} \leq 35 \text{ MPa};$$

$$\varphi_{RH} = \left[1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{h_0}} \cdot \alpha_1 \right] \cdot \alpha_2 \text{ pro } f_{cm} > 35 \text{ MPa.}$$

V tomto příkladě je uvažována hodnota $f_{cm} = 33 \text{ MPa}$, součinitel vystihující vliv relativní vlhkosti na základní součinitel dotvarování je tedy vypočten následovně

$$\varphi_{RH} = 1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{h_0}} = 1 + \frac{1 - \frac{40}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{40,04}} = 2,754.$$

Součinitel vystihující vliv stáří betonu v okamžiku vnesení zatížení na základní součinitel dotvarování je

$$\beta_{(t_0)} = \frac{1}{(0,1 + t_0^{0,2})} = \frac{1}{(0,1 + 28^{0,2})} = 0,488.$$

V závislosti na velikosti průměrné hodnoty pevnosti betonu v tlaku je možné vypočíst součinitel závislý na relativní vlhkosti a na náhradním rozměru prvku dvěma způsoby, a to

$$\beta_H = 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot RH)^{18}] \cdot h_0 + 250 \leq 1500 \text{ pro } f_{cm} \leq 35 \text{ MPa};$$

$$\beta_H = 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot RH)^{18}] \cdot h_0 + 250 \cdot \alpha_3 \leq 1500 \cdot \alpha_3 \text{ pro } f_{cm} > 35 \text{ MPa.}$$

V tomto případě je tedy součinitel závislý na relativní vlhkosti a na náhradním rozměru prvku vypočten dle následujícího vztahu

$$\begin{aligned} \beta_H &= 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot RH)^{18}] \cdot h_0 + 250 = 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot 40)^{18}] \cdot 40,04 + 250 \\ &= 310,06. \end{aligned}$$

Hodnota stáří betonu v uvažovaném okamžiku je $t = \infty$. Dle [3, Příloha 3] je možno tuto hodnotu uvažovat 100 let. Ve výpočtech je dále počítáno s hodnotou $t = 36500$ dní.

Součinitel časového průběhu dotvarování pro zatížení je

$$\beta_{c(t,t_0)} = \left[\frac{t - t_0}{\beta_H + t - t_0} \right]^{0,3} = \left[\frac{36500 - 28}{310,06 + 36500 - 28} \right]^{0,3} = 0,997.$$

Základní součinitel dotvarování je

$$\varphi_0 = \varphi_{RH} \cdot \beta_{(f_{cm})} \cdot \beta_{(t_0)} = 2,754 \cdot 2,925 \cdot 0,488 = 3,934.$$

Součinitel dotvarování je

$$\varphi_c = \varphi_0 \cdot \beta_{c(t,t_0)} = 3,934 \cdot 0,997 = 3,924.$$

3.1.6.2 Průhyb od kvazistálého zatížení

Pro dlouhodobě působící zatížení je vypočten efektivní modul pružnosti pro dlouhodobě působící zatížení

$$E_{c,ef} = \frac{E_{cm}}{(1 + \varphi_c)} = \frac{31}{(1 + 3,92)} = 6,29 \text{ GPa.}$$

a) Geometrické charakteristiky průřezu bez trhliny

Pomocí pracovního součinitele je následně převedena plocha výztuže na odpovídající plochu betonu

$$\alpha_{c,ef} = \frac{E_s}{E_{c,ef}} = \frac{200}{6,29} = 31,77.$$

Plocha ideálního průřezu tedy je

$$A_{I,ef} = A_c + \alpha_{c,ef} \cdot A_s = 49,7 \cdot 206 + 31,77 \cdot 113,1 = 1,383 \cdot 10^4 \text{ mm}^2 = 0,0139 \text{ m}^2.$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje je

$$a_{I,ef} = \frac{A_c \cdot a_c + \alpha_{c,ef} \cdot A_s \cdot d}{A_{I,ef}} = \frac{49,7 \cdot 206 \cdot \frac{206}{2} + 31,77 \cdot 113,1 \cdot 185}{1,383 \cdot 10^4} = 124,3 \text{ mm} \\ = 0,124 \text{ m.}$$

Moment setrvačnosti průřezu je

$$I_c = \frac{1}{12} \cdot b \cdot h^3 = \frac{1}{12} \cdot 50 \cdot 206^3 = 3,621 \cdot 10^7 \text{ mm}^4.$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti je

$$I_{I,ef} = I_c + A_c \cdot (a_{I,ef} - a_c)^2 + \alpha_{c,ef} \cdot [A_s \cdot (d - a_{I,ef})^2] = 3,621 \cdot 10^7 + 49,7 \cdot 206.$$

$$(122,1 - \frac{206}{2})^2 + 31,77 \cdot [113,1 \cdot (185 - 124,3)^2] = 5,409 \cdot 10^7 \text{ mm}^4 = 0,00005409 \text{ m}^4.$$

Ohybová tuhost je

$$E_{c,ef} I_{I,ef} = 6,29 \cdot 5,409 \cdot 10^7 = 3,4 \cdot 10^8 \text{ Nmm}^2.$$

Ohybová poddajnost je

$$C_{I,ef} = \frac{1}{E_{c,ef} I_{I,ef}} = \frac{1}{3,4 \cdot 10^8} = 2,937 \cdot 10^{-9} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}.$$

Ohybový moment při vzniku trhlin je

$$M_{cr,ef} = f_{ctm} \frac{I_{I,ef}}{h - a_{I,ef}} = 2,6 \cdot \frac{5,409 \cdot 10^7}{206 - 124,3} \cdot 10^{-6} = 1,72 \text{ kNm}.$$

$$M_{cr,ef} = 1,72 \text{ kNm} < M_{E,qp} = 4,32 \text{ kNm}$$

→ trhliny při kvazistálé kombinaci zatížení vzniknou

b) Geometrické charakteristiky průřezu s trhlinou – ohyb

Vzdálenost neutrální osy od tlačného okraje je

$$\begin{aligned} x_{cr,ef} &= \frac{\alpha_{c,ef}}{b} \cdot A_s \cdot \left(-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_{c,ef}} \cdot \frac{A_s \cdot d}{A_s^2}} \right) \\ &= \frac{31,77}{50} \cdot 113,1 \cdot \left(-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 50}{31,77} \cdot \frac{113,1 \cdot 185}{113,1^2}} \right) = 106,52 \text{ mm}. \end{aligned}$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti je vypočten ze vztahu

$$\begin{aligned} I_{II,ef} &= \frac{1}{3} \cdot b \cdot x_{cr,ef}^3 + \alpha_{c,ef} \cdot [A_s \cdot (d - x_{cr,ef})^2] \\ &= \frac{1}{3} \cdot 50 \cdot 106,52^3 + 31,77 \cdot [113,1 \cdot (185 - 106,52)^2] = 4,22 \cdot 10^7 \text{ mm}^4 \\ &= 0,0000422 \text{ m}^4. \end{aligned}$$

Ohybová tuhost je

$$E_{c,ef} I_{II,ef} = 6,29 \cdot 4,22 \cdot 10^7 = 2,654 \cdot 10^8 \text{ Nmm}^2.$$

Ohybová poddajnost je

$$C_{II,ef} = \frac{1}{E_{c,ef} I_{II,ef}} = \frac{1}{2,654 \cdot 10^8} = 3,768 \cdot 10^{-9} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}.$$

3.1.6.3 Křivost od kvazistálé kombinace

Křivost od zatížení (kvazistálá kombinace) je vypočtena dle [1, čl. 7.4.3]

$$M_{E,qp} = 4,32 \text{ kNm}; \quad \beta = 0,5$$

$$\zeta_{qp,ef} = 1 - \beta \cdot \left(\frac{M_{cr,ef}}{M_{E,qp}} \right)^2 = 1 - 0,5 \cdot \left(\frac{1,72}{4,32} \right)^2 = 0,92.$$

Křivost je

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{r}\right)_{qp,ef} &= M_{E,qp} \cdot [(1 - \zeta_{qp,ef}) \cdot C_{I,ef} + \zeta_{qp,ef} \cdot C_{II,ef}] \\ &= 4,32 \cdot [(1 - 0,92) \cdot 2,937 \cdot 10^{-9} + 0,92 \cdot 3,768 \cdot 10^{-9}] = 1,601 \cdot 10^{-8} \text{mm}^{-1}. \end{aligned}$$

3.1.6.4 Výsledný průhyb od kvazistálé kombinace

Průhyb od kvazistálého zatížení je

$$f_{g,lt} = \frac{5}{48} \cdot \left(\frac{1}{r}\right)_{qp,ef} \cdot L_{eff}^2 = \frac{5}{48} \cdot 1,601 \cdot 10^{-8} \cdot 3250^2 = 0,018 \text{ m}.$$

3.1.6.5 Porovnání průhybů

Výsledkem dostaneme dlouhodobý průhyb od kvazistálé kombinace zatížení včetně

$$f_{lt} = f_{g,lt} = 0,018 \text{ m} = 18 \text{ mm}$$

$$f_{lt} \leq f_{lim,lt}$$

$$f_{lt} = 18 \text{ mm} > f_{lim,lt} = 13 \text{ mm}$$

→ NEVYHOVUJE

3.1.7 Stanovení zatížení s ohledem na průhyb

Z hlediska průhybu je vypočtené zatížení příliš veliké. Je tedy třeba najít hodnotu zatížení, při které bude splněna požadovaná podmínka z hlediska průhybu. Iterační metodou bylo zjištěno, že následující hodnoty zatížení jsou nejvyšší možné, aby překlad vyhověl na podmínku průhybu. Ověření je provedeno níže.

Tabulka 10 – Vyhovující hodnoty zatížení pro splnění podmínky průhybu

Charakteristická hodnota stálého zatížení	$g_k = 2,17 \text{ kN/m}$
Charakteristická hodnota proměnného zatížení	$q_k = 0,93 \text{ kN/m}$

3.1.7.1 Zatížení a moment

Kvazistálá kombinace zatížení

$$f_{E,qp} = g_k + \psi_2 \cdot q_k = 2,17 + 0,3 \cdot 0,93 = 2,449 \frac{\text{kN}}{\text{m}}.$$

Ohybový moment uprostřed rozpětí při kvazistálé kombinaci zatížení

$$M_{E,qp} = \frac{1}{8} \cdot (g_k + \psi_2 \cdot q_k) \cdot L_{eff}^2 = \frac{1}{8} \cdot 2,257 \cdot 3,250^2 = 3,233 \text{ kNm}.$$

3.1.7.2 Součinitel dotvarování

Dlouhodobé působení zatížení do výpočtu zohledníme redukcí modulu pružnosti betonu E_c pomocí součinitele dotvarování. Základní vztahy pro stanovení součinitele dotvarování jsou uvedeny v normě [1, Příloha B.1].

Tabulka 11 – Přehled hodnot potřebných pro výpočet součinitele dotvarování

Relativní vlhkost okolního prostředí	RH = 40 %
Průměrná hodnota pevnosti betonu v tlaku ve stáří 28 dní	$f_{cm} = 33 \text{ MPa}$
Stáří betonu ve dnech v okamžiku vnesení zatížení	$t_0 = 28 \text{ dní}$

Součinitel vystihující vliv pevnosti betonu na základní součinitel dotvarování je

$$\beta_{(f_{cm})} = \frac{16,8}{\sqrt{f_{cm}}} = \frac{16,8}{\sqrt{33}} = 2,925.$$

Náhradní rozměr prvku se vypočte jako

$$h_0 = \frac{2 \cdot A_c}{u} = \frac{2 \cdot b \cdot h}{2 \cdot (b + h)} = \frac{2 \cdot 50 \cdot 206}{2 \cdot (50 + 206)} = 40,04 \text{ mm}.$$

V závislosti na velikosti průměrné hodnoty pevnosti betonu v tlaku je možné vypočíst součinitel vystihující vliv relativní vlhkosti na základní součinitel dotvarování dvěma způsoby, a to

$$\varphi_{RH} = 1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{h_0}} \text{ pro } f_{cm} \leq 35 \text{ MPa};$$

$$\varphi_{RH} = \left[1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{h_0}} \cdot \alpha_1 \right] \cdot \alpha_2 \text{ pro } f_{cm} > 35 \text{ MPa}.$$

V tomto příkladě je uvažována hodnota $f_{cm} = 33 \text{ MPa}$, součinitel vystihující vliv relativní vlhkosti na základní součinitel dotvarování je tedy vypočten následovně

$$\varphi_{RH} = 1 + \frac{1 - \frac{RH}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{h_0}} = 1 + \frac{1 - \frac{40}{100}}{0,1 \cdot \sqrt[3]{40,04}} = 2,754.$$

Součinitel vystihující vliv stáří betonu v okamžiku vnesení zatížení na základní součinitel dotvarování je

$$\beta_{(t_0)} = \frac{1}{(0,1 + t_0^{0,2})} = \frac{1}{(0,1 + 28^{0,2})} = 0,488.$$

V závislosti na velikosti průměrné hodnoty pevnosti betonu v tlaku je možné vypočíst součinitel závislý na relativní vlhkosti a na náhradním rozměru prvku dvěma způsoby, a to

$$\beta_H = 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot RH)^{18}] \cdot h_0 + 250 \leq 1500 \text{ pro } f_{cm} \leq 35 \text{ MPa};$$

$$\beta_H = 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot RH)^{18}] \cdot h_0 + 250 \cdot \alpha_3 \leq 1500 \cdot \alpha_3 \text{ pro } f_{cm} > 35 \text{ MPa}.$$

V tomto případě je tedy součinitel závislý na relativní vlhkosti a na náhradním rozměru prvku vypočten dle následujícího vztahu

$$\begin{aligned} \beta_H &= 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot RH)^{18}] \cdot h_0 + 250 = 1,5 \cdot [1 + (0,012 \cdot 40)^{18}] \cdot 40,04 + 250 \\ &= 310,06. \end{aligned}$$

Hodnota stáří betonu v uvažovaném okamžiku je $t = \infty$. Dle [3, Příloha 3] je možno tuto hodnotu uvažovat 100 let. Ve výpočtech je dále počítáno s hodnotou $t = 36500$ dní.

Součinitel časového průběhu dotvarování pro zatížení je

$$\beta_{c(t,t_0)} = \left[\frac{t - t_0}{\beta_H + t - t_0} \right]^{0,3} = \left[\frac{36500 - 28}{310,06 + 36500 - 28} \right]^{0,3} = 0,997.$$

Základní součinitel dotvarování je

$$\varphi_0 = \varphi_{RH} \cdot \beta_{(f_{cm})} \cdot \beta_{(t_0)} = 2,754 \cdot 2,925 \cdot 0,488 = 3,934.$$

Součinitel dotvarování je

$$\varphi_c = \varphi_0 \cdot \beta_{c(t,t_0)} = 3,934 \cdot 0,997 = 3,924.$$

3.1.7.3 Průhyb od kvazistálého zatížení

Pro dlouhodobě působící zatížení je vypočten efektivní modul pružnosti pro dlouhodobě působící zatížení

$$E_{c,ef} = \frac{E_{cm}}{(1 + \varphi_c)} = \frac{31}{(1 + 3,92)} = 6,29 \text{ GPa}.$$

a) Geometrické charakteristiky průřezu bez trhliny

Pomocí pracovního součinitele je následně převedena plocha výztuže na odpovídající plochu betonu

$$\alpha_{c,ef} = \frac{E_s}{E_{c,ef}} = \frac{200}{6,29} = 31,77.$$

Plocha ideálního průřezu tedy je

$$A_{l,ef} = A_c + \alpha_{c,ef} \cdot A_s = 49,7 \cdot 206 + 31,77 \cdot 113,1 = 1,383 \cdot 10^4 \text{ mm}^2 = 0,0138 \text{ m}^2.$$

Vzdálenost těžiště ideálního průřezu od horního okraje je

$$a_{I,ef} = \frac{A_c \cdot a_c + \alpha_{c,ef} \cdot A_s \cdot d}{A_{I,ef}} = \frac{49,7 \cdot 206 \cdot \frac{206}{2} + 31,77 \cdot 113,1 \cdot 185}{1,383 \cdot 10^4} = 124,3 \text{ mm}$$

$$= 0,124 \text{ m.}$$

Moment setrvačnosti průřezu je

$$I_c = \frac{1}{12} \cdot b \cdot h^3 = \frac{1}{12} \cdot 50 \cdot 206^3 = 3,621 \cdot 10^7 \text{ mm}^4.$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti je

$$I_{I,ef} = I_c + A_c \cdot (a_{I,ef} - a_c)^2 + \alpha_{c,ef} \cdot [A_s \cdot (d - a_{I,ef})^2]$$

$$= 3,621 \cdot 10^7 + 50 \cdot 206 \cdot (122,1 - \frac{206}{2})^2 + 31,77 \cdot [113,1 \cdot (185 - 124,3)^2]$$

$$= 5,409 \cdot 10^7 \text{ mm}^4 = 0,00005409 \text{ m}^4.$$

Ohybová tuhost je

$$E_{c,ef} I_{I,ef} = 6,29 \cdot 5,409 \cdot 10^7 = 3,4 \cdot 10^8 \text{ Nmm}^2.$$

Ohybová poddajnost je

$$C_{I,ef} = \frac{1}{E_{c,ef} I_{I,ef}} = \frac{1}{3,4 \cdot 10^8} = 2,937 \cdot 10^{-9} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}.$$

Ohybový moment při vzniku trhlin je

$$M_{cr,ef} = f_{ctm} \frac{I_{I,ef}}{h - a_{I,ef}} = 2,6 \cdot \frac{5,409 \cdot 10^7}{206 - 124,3} \cdot 10^{-6} = 1,72 \text{ kNm}.$$

$$M_{cr,ef} = 1,72 \text{ kNm} < M_{E,qp} = 3,23 \text{ kNm}$$

→ trhliny při kvazistálé kombinaci zatížení vzniknou

b) Geometrické charakteristiky průřezu s trhlinou – ohyb

Vzdálenost neutrální osy od tlačeného okraje je

$$x_{cr,ef} = \frac{\alpha_{c,ef}}{b} \cdot A_s \cdot \left(-1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\alpha_{c,ef}} \cdot \frac{A_s \cdot d}{A_s^2}} \right)$$

$$= \frac{31,77}{50} \cdot 113,1 \cdot \left(-1 + \sqrt{1 + \frac{2 \cdot 50}{31,77} \cdot \frac{113,1 \cdot 185}{113,1^2}} \right) = 106,52 \text{ mm}.$$

Moment setrvačnosti ideálního průřezu k jeho těžišti je vypočten ze vztahu

$$\begin{aligned} I_{II,ef} &= \frac{1}{3} \cdot b \cdot x_{cr,ef}^3 + \alpha_{c,ef} \cdot [A_s \cdot (d - x_{cr,ef})^2] \\ &= \frac{1}{3} \cdot 50 \cdot 106,52^3 + 31,77 \cdot [113,1 \cdot (185 - 106,52)^2] = 4,22 \cdot 10^7 \text{ mm}^4 \\ &= 0,0000422 \text{ m}^4. \end{aligned}$$

Ohybová tuhost je

$$E_{c,ef} I_{II,ef} = 6,29 \cdot 4,22 \cdot 10^7 = 2,654 \cdot 10^8 \text{ Nmm}^2.$$

Ohybová poddajnost je

$$C_{II,ef} = \frac{1}{E_{c,ef} I_{II,ef}} = \frac{1}{2,654 \cdot 10^8} = 3,768 \cdot 10^{-9} \text{ N}^{-1} \text{ mm}^{-2}.$$

3.1.7.4 Křivost od kvazistálé kombinace

Křivost od zatížení (kvazistálá kombinace) je vypočtena vypočtena dle [1, čl. 7.4.3]

$$M_{E,qp} = 3,23 \text{ kNm}; \quad \beta = 0,5$$

$$\zeta_{qp,ef} = 1 - \beta \cdot \left(\frac{M_{cr,ef}}{M_{E,qp}} \right)^2 = 1 - 0,5 \cdot \left(\frac{1,72}{3,23} \right)^2 = 0,858.$$

Křivost je

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{r} \right)_{qp,ef} &= M_{E,qp} \cdot [(1 - \zeta_{qp,ef}) \cdot C_{I,ef} + \zeta_{qp,ef} \cdot C_{II,ef}] \\ &= 3,23 \cdot [(1 - 0,858) \cdot 2,937 \cdot 10^{-9} + 0,858 \cdot 3,768 \cdot 10^{-9}] \\ &= 1,18 \cdot 10^{-8} \text{ mm}^{-1}. \end{aligned}$$

3.1.7.5 Výsledný průhyb od kvazistálé kombinace

Průhyb od kvazistálého zatížení je

$$f_{g,lt} = \frac{5}{48} \cdot \left(\frac{1}{r} \right)_{qp,ef} \cdot L_{eff}^2 = \frac{5}{48} \cdot 1,18 \cdot 10^{-8} \cdot 3,250^2 = 12,987 \text{ mm}.$$

3.1.7.6 Porovnání průhybů

Výsledkem dostaneme dlouhodobý průhyb od kvazistálé kombinace zatížení včetně

$$f_{lt} = f_{g,lt} = 0,0129 \text{ m} = 12,987 \text{ mm}$$

$$f_{lt} \leq f_{lim,lt}$$

$$f_{lt} = 12,987 \text{ mm} < f_{lim,lt} = 13 \text{ mm}$$

→ VYHOVUJE

3.1.8 Výsledná maximální zatížitelnost

Dílčí zatížení vypočtené v předchozích kapitolách:

Tabulka 12 – Přehled dílčích zatížení

Maximální dovolené návrhové zatížení z hlediska ohybového namáhání	$(f_{d,max} + g_{0,d})_M = 5,785 \frac{kN}{m}$
Maximální dovolené návrhové zatížení z hlediska smykového namáhání	$(f_{d,max} + g_{0,d})_V = 7,274 \frac{kN}{m}$
Maximální dovolené návrhové zatížení z hlediska průhybu	$(f_{d,max} + g_{0,d})_w = g_k \cdot \gamma_G + q_k \cdot \gamma_Q$ $= 2,17 \cdot 1,35 + 0,93 \cdot 1,5$ $= 4,32 \frac{kN}{m}$
Výsledné maximální dovolené návrhové zatížení	$f_{d,max} + g_{0,d} = 4,32 \frac{kN}{m}$

Vlastní tíha překladu je

$$g_{0,d} = \frac{\gamma_G \cdot m}{L_{eff} \cdot 100} = \frac{1,35 \cdot 125,22}{3,25 \cdot 100} = 0,48 \frac{kN}{m}$$

Výsledné maximální dovolené návrhové přetížení překladu bez vlastní tíhy

$$f_{d,max} = (f_{d,max} + g_{0,d}) - g_{0,d} = 4,32 - 0,48 = 3,84 \frac{kN}{m}$$

3.2 Maximální zatížitelnost keramobetonového překlada za požáru

3.2.1 Zadání

Cílem výpočtu je zjistit maximální hodnotu přetížení v mimořádné návrhové situaci za požáru.

3.2.2 Výpočetní údaje

Tabulka 13 – Přehled výpočetních údajů

Účinné rozpětí	$L_{eff} = 3250 \text{ mm}$
Maximální dovolené návrhové přetížení překlada za běžné teploty (viz strana 36)	$f'_d = f_{d,max} = 3,84 \text{ kN/m}$
Charakteristická hodnota stálého zatížení	$g_k = 2,17 \text{ kN/m}$
Charakteristická hodnota proměnného zatížení	$q_k = 0,93 \text{ kN/m}$
Návrhová hodnota vlastní tíhy nosníku	$g_{o,d} = 0,48 \text{ kN/m}$
Dílčí součinitel stálého zatížení	$\gamma_G = 1,35$
Dílčí součinitel proměnného zatížení	$\gamma_Q = 1,5$
Součinitel pro proměnné zatížení při požáru	$\psi_{fi} = \psi_{2,1} = 0,3$

3.2.3 Zatížení za požáru

Charakteristická hodnota vlastní tíhy nosníku je

$$g_{0,k} = \frac{g_{o,d}}{\gamma_G} = \frac{0,48}{1,35} = 0,36 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Charakteristická hodnota stálého přetížení je

$$g'_k = g_k - g_{0,k} = 2,17 - 0,36 = 1,81 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Charakteristická hodnota proměnného přetížení je

$$q'_k = q_k = 0,93 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Hodnota přetížení v mimořádné návrhové situaci požáru dle [5], čl. 6.4.3.3(2)] se vypočte

$$f'_{fi} = g'_k + \psi_{fi} \cdot q'_k = 1,81 + 0,3 \cdot 0,93 = 2,09 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Tato hodnota byla použita při požárním experimentu. Pro posouzení požární odolnosti výpočtem je třeba stanovit zatížení za požáru.

Hodnota zatížení za požáru se vypočte

$$f_{Ed,fi} = g_k + \psi_{fi} \cdot q_k = 2,17 + 0,3 \cdot 0,93 = 2,45 \frac{\text{kN}}{\text{m}}.$$

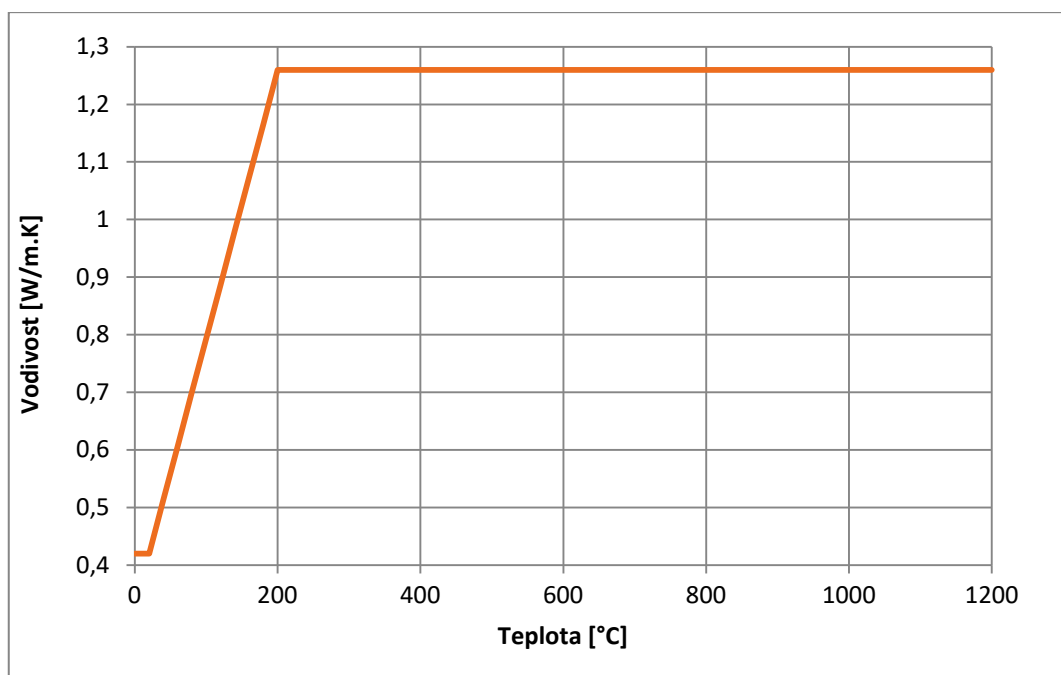
3.3 Výpočet požární odolnosti keramobetonového překladu

3.3.1 Materiálové vlastnosti

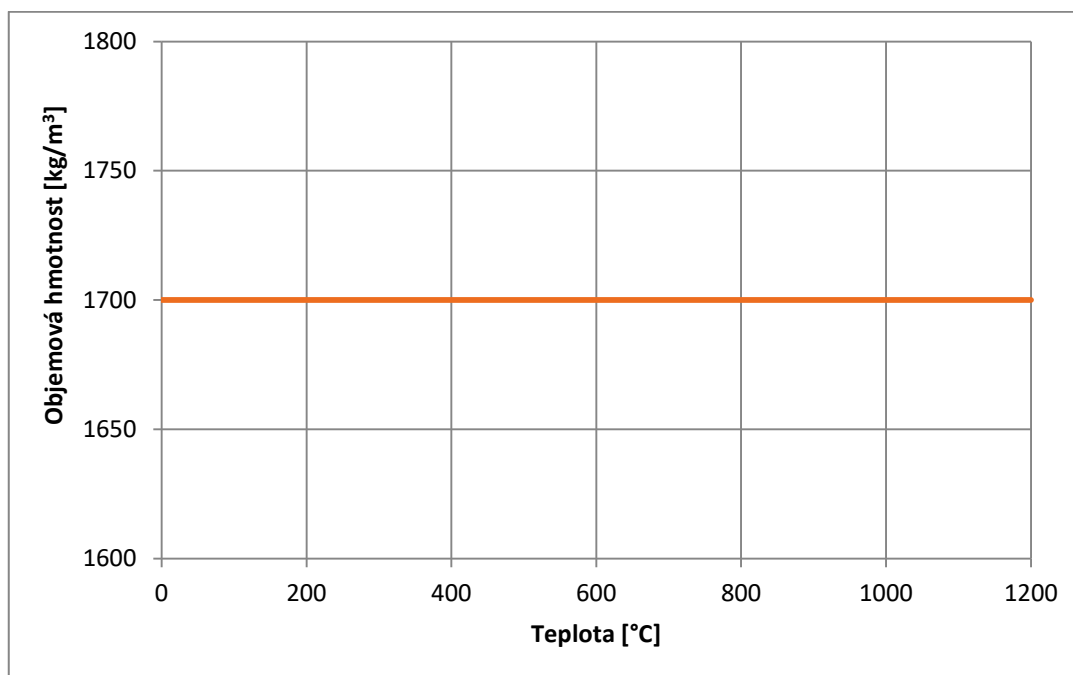
Pro výpočet požární odolnosti je nejprve nutné provést teplotní analýzu průřezu posuzovaného prvku. Pro teplotní analýzu je třeba definovat teplotní vlastnosti příslušných materiálů.

3.3.1.1 Keramika

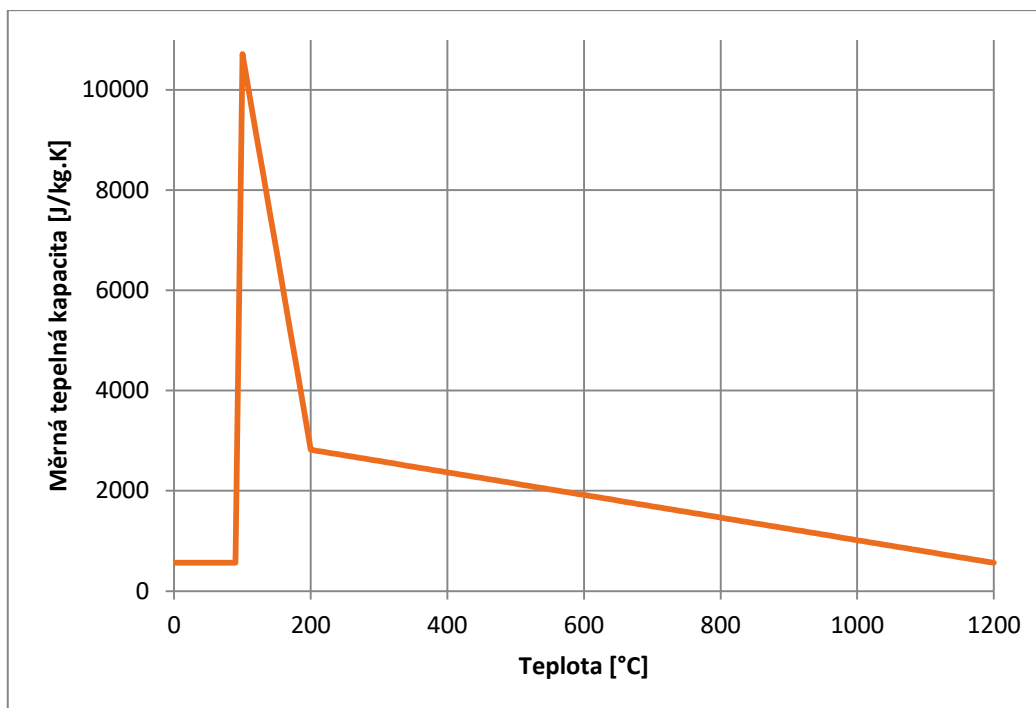
Průběh vodivosti keramiky lze odečíst z [9, Obrázek D.1(a)]. Od 0 °C do 20 °C má vodivost hodnotu 0,42 W/mK, dále roste až do teploty 200 °C na trojnásobek, odkud je průběh dále konstantní (viz Obrázek 15). Dle [9, Obrázek D.1(a)] je pro keramiku průběh objemové hmotnosti konstantní. V tomto případě je roven 1700 kg/m³ [4] (viz Obrázek 16). Měrná tepelná kapacita dle [9, Obrázek D.1(a)] začíná na hodnotě 564 J/kgK, která je konstantní až do 100 °C. Právě ve 100 °C hodnota měrné tepelné kapacity vyrostе až na devatenácti násobek. Z této hodnoty do teploty 200 °C klesá na pěti násobek původní hodnoty. Od teploty 200 °C do teploty 1200 °C hodnota měrné tepelné kapacity keramiky postupně klesá až na původní hodnotu 564 J/kgK, odkud má nadále lineární průběh (viz Obrázek 17).



Obrázek 15 – Průběh vodivosti keramiky



Obrázek 16 – Průběh objemové hmotnosti keramiky



Obrázek 17 – Průběh měrné tepelné kapacity keramiky

3.3.1.2 Beton

Průběh vodivosti betonu (viz Obrázek 18) v závislosti na teplotě je popsán v [7, čl. 3.3.3 (2)]. Uvažována je horní mez vodivosti a ta je popsána rovnicí:

$$\lambda_c = 2 - 0,2451 \cdot \left(\frac{\theta}{100}\right)^2 \left[\frac{W}{m \cdot K}\right] \quad \text{pro } 20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C},$$

kde θ je teplota betonu.

Objemová hmotnost betonu (viz Obrázek 19) je dle [7, 3.3.2 (3)] popsána rovnicí:

$$\rho(\theta) = \rho_{(20^\circ\text{C})} = 2300 \text{ kg/m}^3 \quad \text{pro } 20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 115^\circ\text{C},$$

$$\rho(\theta) = \rho_{(20^\circ\text{C})} \cdot \left(1 - 0,02 \cdot \frac{\theta - 115}{85}\right) \quad \text{pro } 115^\circ\text{C} < \theta \leq 200^\circ\text{C},$$

$$\rho(\theta) = \rho_{(20^\circ\text{C})} \cdot \left(0,98 - 0,03 \cdot \frac{\theta - 200}{200}\right) \quad \text{pro } 200^\circ\text{C} < \theta \leq 400^\circ\text{C},$$

$$\rho(\theta) = \rho_{(20^\circ\text{C})} \cdot \left(0,95 - 0,07 \cdot \frac{\theta - 400}{800}\right) \quad \text{pro } 400^\circ\text{C} < \theta \leq 1200^\circ\text{C},$$

kde θ je teplota betonu.

Měrná tepelná kapacita suchého betonu v závislosti na teplotě je popsána rovnicí dle [7, 3.3.2 (1)].

$$c_p(\theta) = 900 \quad \text{pro } 20\text{ }^\circ\text{C} \leq \theta \leq 100\text{ }^\circ\text{C},$$

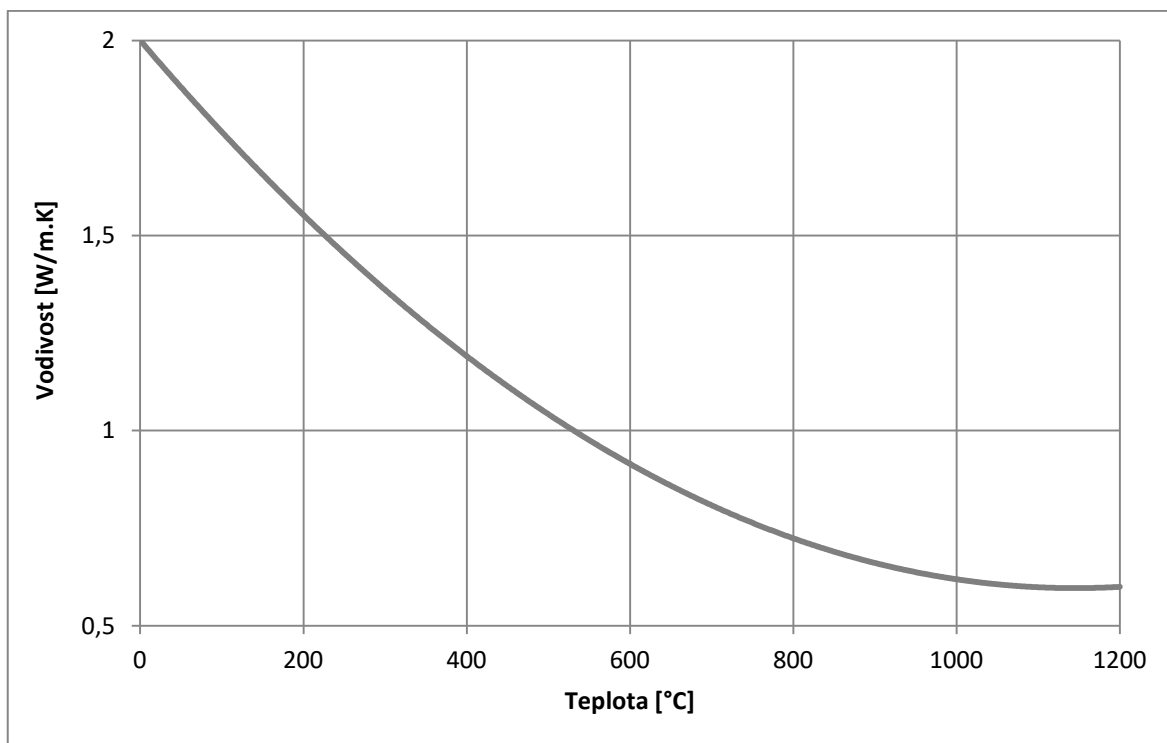
$$c_p(\theta) = 900 + (\theta - 100) \quad \text{pro } 100\text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 200\text{ }^\circ\text{C},$$

$$c_p(\theta) = 900 + \frac{(\theta - 200)}{2} \quad \text{pro } 200\text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 400\text{ }^\circ\text{C},$$

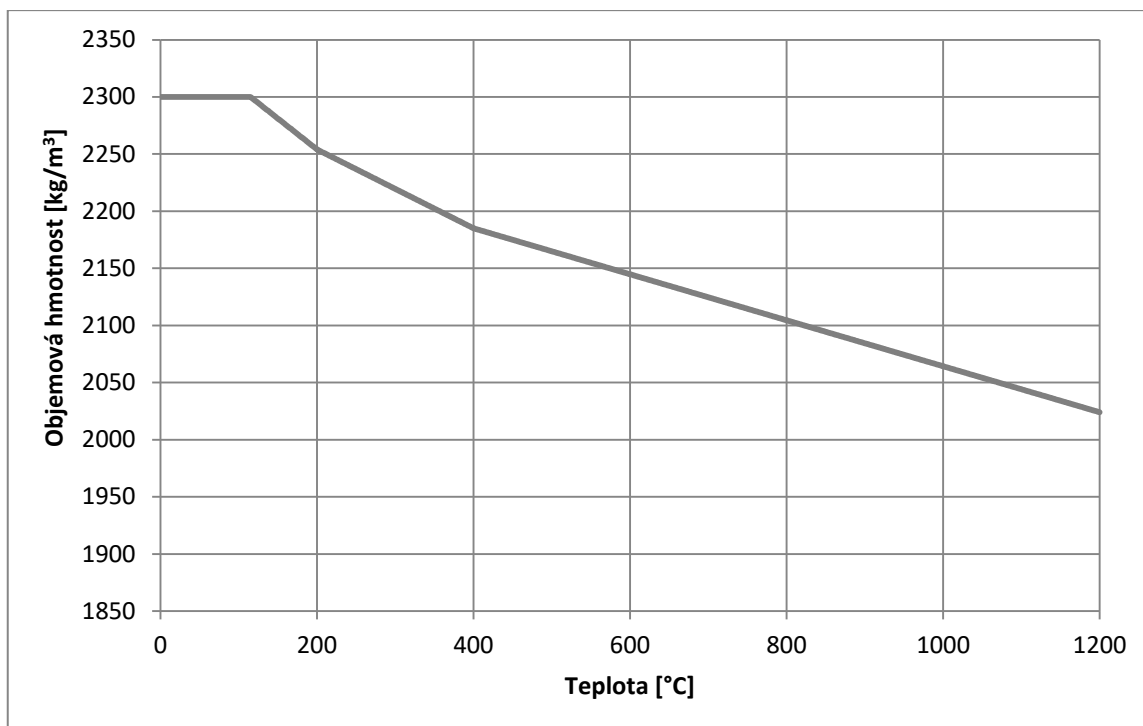
$$c_p(\theta) = 1100 \quad \text{pro } 400\text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 1200\text{ }^\circ\text{C},$$

kde θ je teplota betonu.

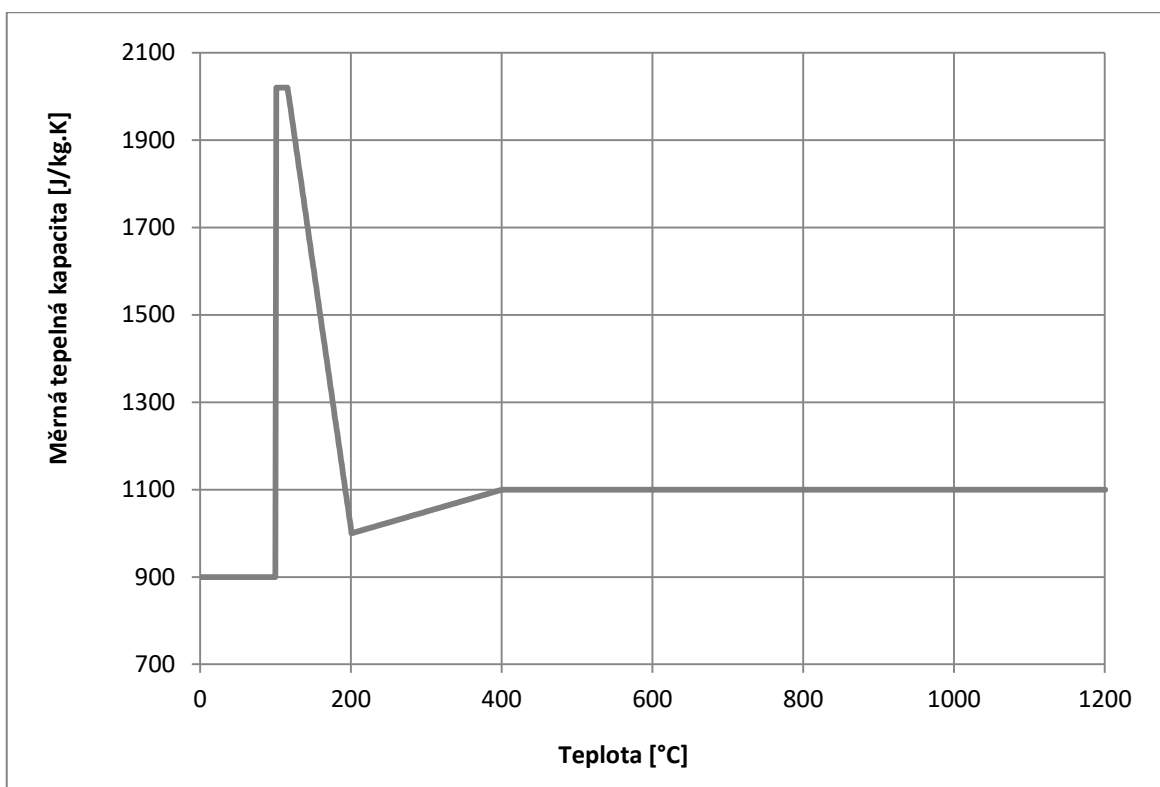
Kvůli uvažované vlhkosti betonu 3 % je v rovnici pro měrnou kapacitu betonu uvažována konstantní hodnota 2020 J/kg.K v intervalu mezi teplotou 100 °C a 115 °C (viz Obrázek 20).



Obrázek 18 – Průběh vodivosti v betonu



Obrázek 19 – Průběh objemové hmotnosti v betonu



Obrázek 20 – Průběh měrné tepelné kapacity v betonu

3.3.1.3 Ocel

Tepelná vodivost oceli v závislosti na teplotě (viz Obrázek 21) je popsána rovnicí dle [10, 3.4.1.2 (1)]:

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \cdot \theta \quad \text{pro } 20 \text{ }^\circ\text{C} \leq \theta \leq 800 \text{ }^\circ\text{C},$$

$$\lambda_a = 27,3 \quad \text{pro } 800 \text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 1200 \text{ }^\circ\text{C},$$

kde θ je teplota oceli.

Objemová hmotnost oceli v závislosti na teplotě je dle [11, 3.4 (1)] lineární a hodnoty 7850 kg/m^3 (viz Obrázek 22).

Měrná tepelná kapacita oceli v závislosti na teplotě (viz Obrázek 23) je popsána vzorcem dle [10, 3.4.1.2 (1)] následovně:

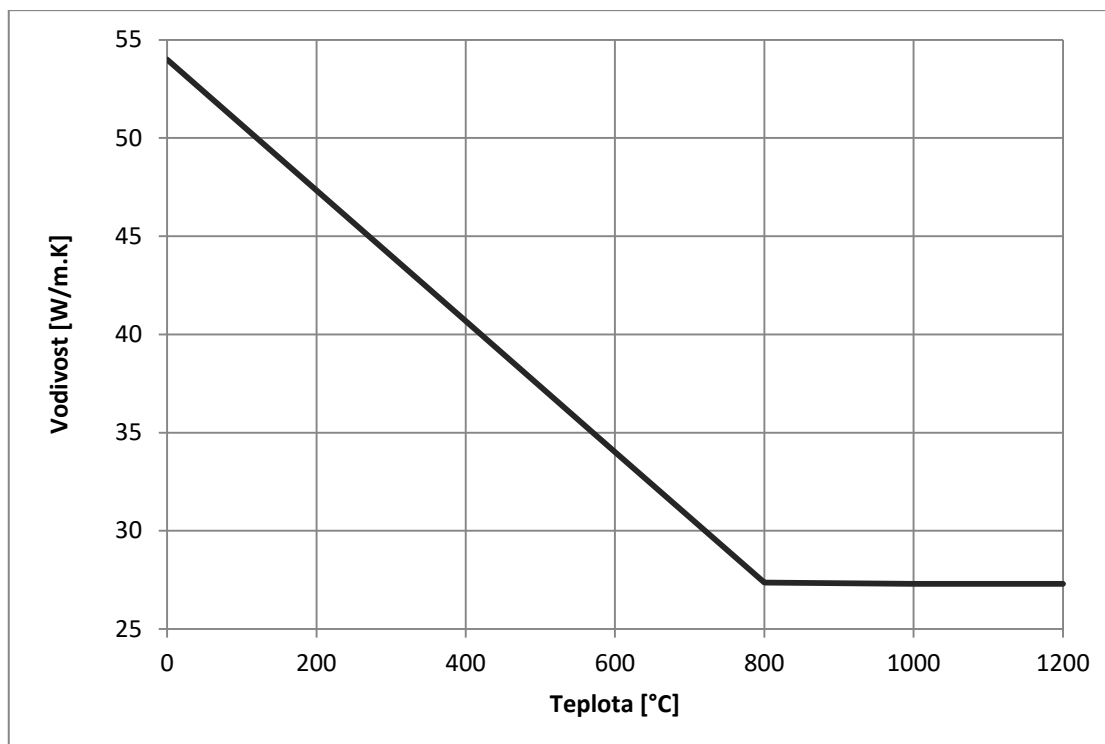
$$c_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \cdot \theta - 1,69 \cdot 10^{-3} \cdot \theta^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \cdot \theta^3 \quad \text{pro } 20 \text{ }^\circ\text{C} \leq \theta \leq 600 \text{ }^\circ\text{C},$$

$$c_a = 666 + \frac{1302}{738 - \theta} \quad \text{pro } 600 \text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 735 \text{ }^\circ\text{C},$$

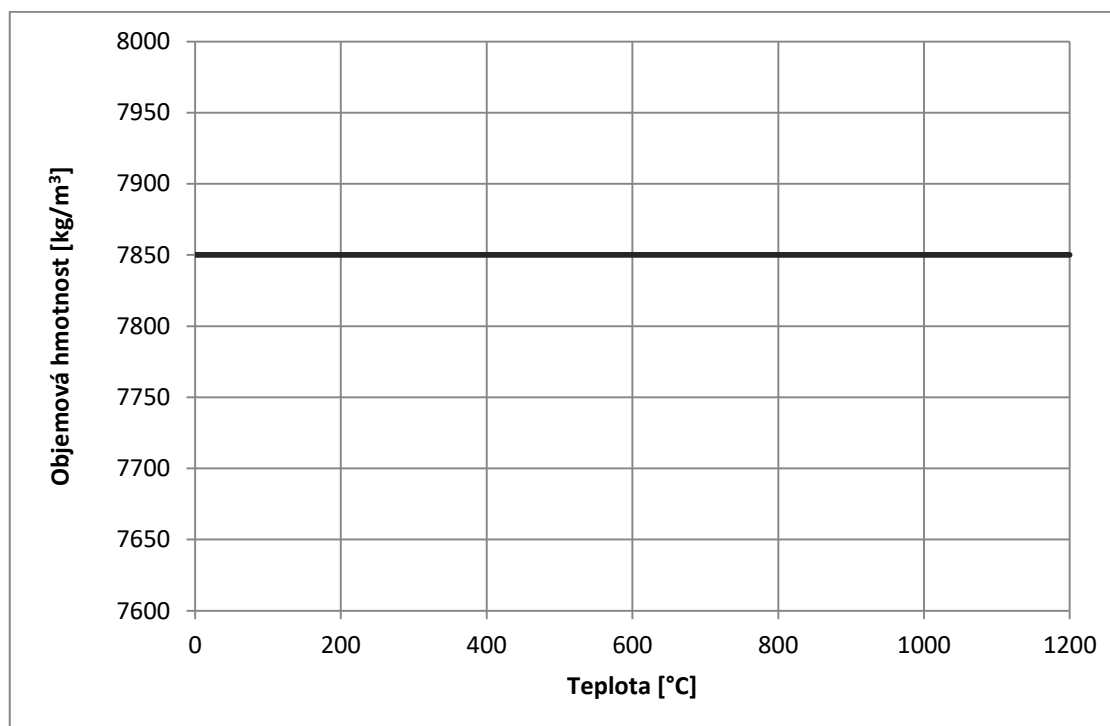
$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta - 731} \quad \text{pro } 735 \text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 900 \text{ }^\circ\text{C},$$

$$c_a = 650 \quad \text{pro } 900 \text{ }^\circ\text{C} < \theta \leq 1200 \text{ }^\circ\text{C},$$

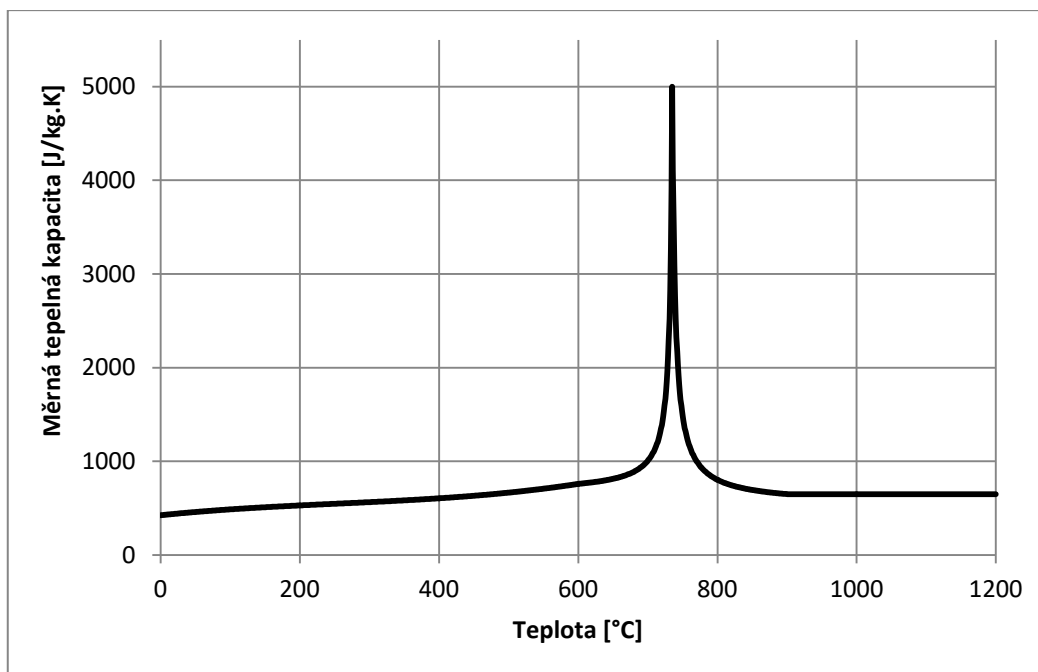
kde θ je teplota oceli.



Obrázek 21 – Průběh vodivosti v oceli



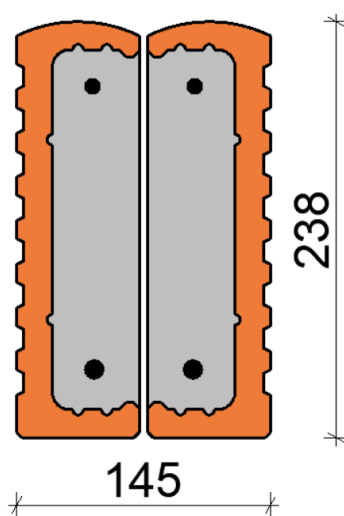
Obrázek 22 – Průběh objemové hmotnosti v oceli



Obrázek 23 – Průběh měrné tepelné kapacity v oceli

3.3.2 Geometrie vzorku

Při požárním experimentu, viz další kapitola, se kterým budou porovnány výsledky tohoto výpočtu, byla zkoušena dvojice překladů umístěna betonovými stranami k sobě, tj. cihelnou obálkou k požáru (viz Obrázek 24). Šířka této soustavy je 145 mm a výška 238 mm. Stejná geometrie, tj. dvojice překladů umístěna betonovými stranami k sobě, bude použita pro následující výpočet požární odolnosti. Vzhledem k tomu, že problém je symetrický, je při teplotní analýze modelována pouze polovina geometrie – viz Obrázek 25 a 26.

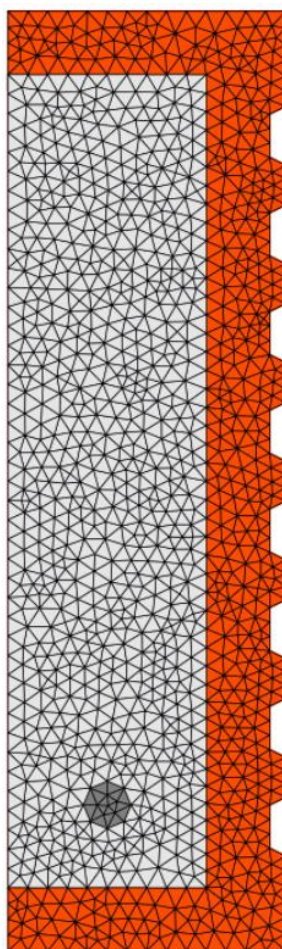


Obrázek 24 – Zkušební dvojice překladů (podle [4])

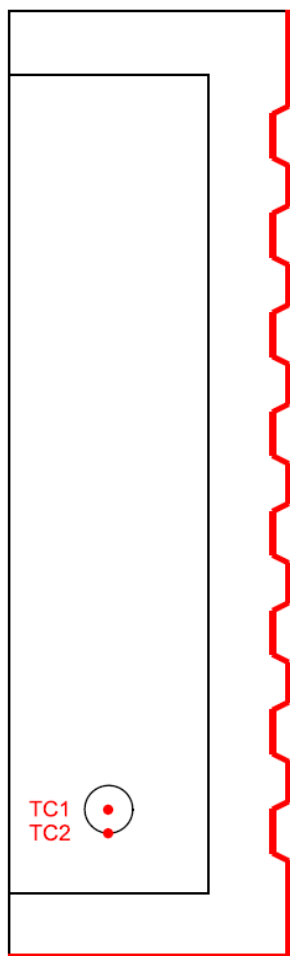
Pro teplotní analýzu prvku byl použit numerický výpočetní program TempAnalysis. V tomto programu byl namodelován překlad s částečně zjednodušenou geometrií. Překlad byl ze tří stran převeden na pravoúhlý průřez, ovšem žebrování na vnější straně keramické tvarovky bylo zachováno.

Pro účely výpočtu byla v průřezu vytvořena síť s celkem 2263 trojúhelníkovými prvky (viz Obrázek 25).

Při experimentu byl vzorek vystaven požáru ze tří stran. Ve výpočetním modelu poloviny problému je geometrie vystavena požáru na dvou stranách. Na Obrázku 26 jsou červeně vyznačeny hrany vystavené požáru a „virtuální“ termočlánky, tj. monitory teploty. Vzhledem k tomu, že pro výpočet metodou izotermie 500 °C je nutno znát teplotu ve výztuži, byl umístěn jeden monitor teploty do středu výztužného prutu a druhý na spodní hranu výztužného prutu, kde byly umístěny termočlánky při experimentu.



Obrázek 25 – Model vzorku v programu [2]



Obrázek 26 – Geometrie, pozice termočlánků a označení hran vystavených požáru[2]

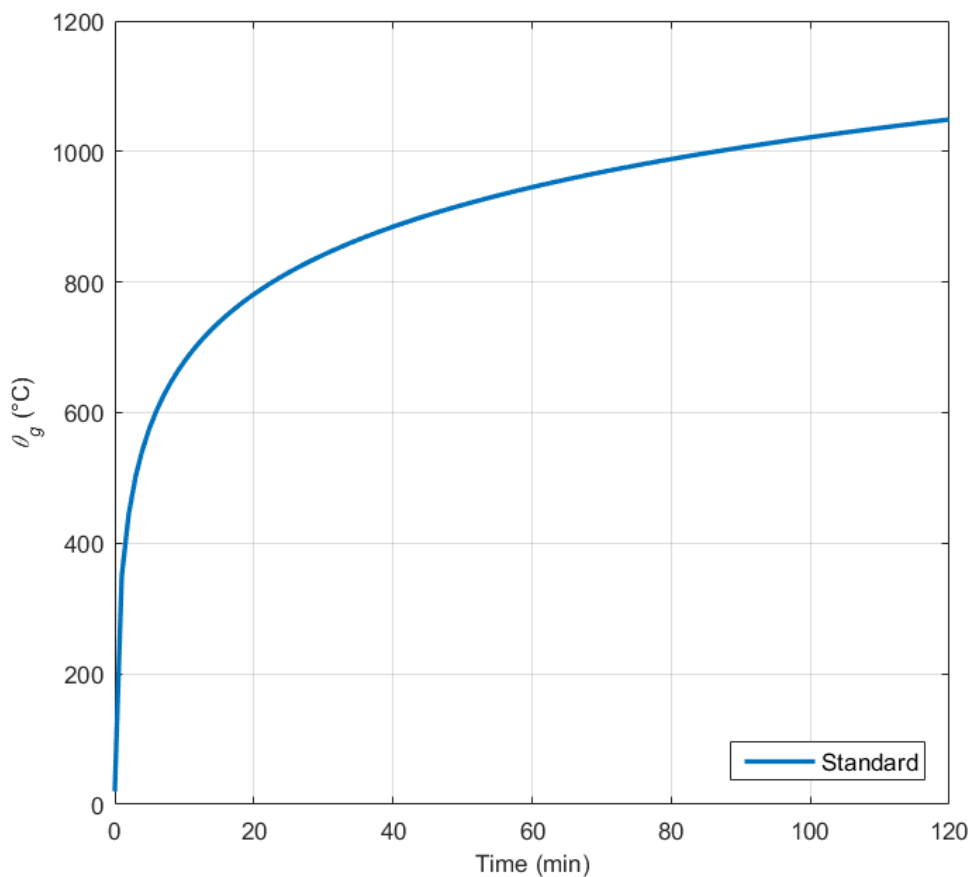
3.3.3 Okrajové podmínky

Dle [15] působí na ohřívané straně vzorku tepelný tok od radiace a od přestupu tepla. Hodnota emisivity je rovna 0,7 a součinitel přestupu tepla je 25 W/(m²K). Z nominálních teplotních křivek je zde použita normová teplotní křivka (viz Obrázek 27). Normová teplotní křivka je dána rovnicí:

$$\theta_g = 20 + 345 \cdot \log(8 \cdot t + 1),$$

kde θ_g – teplota plynů v požárním úseku [°C],

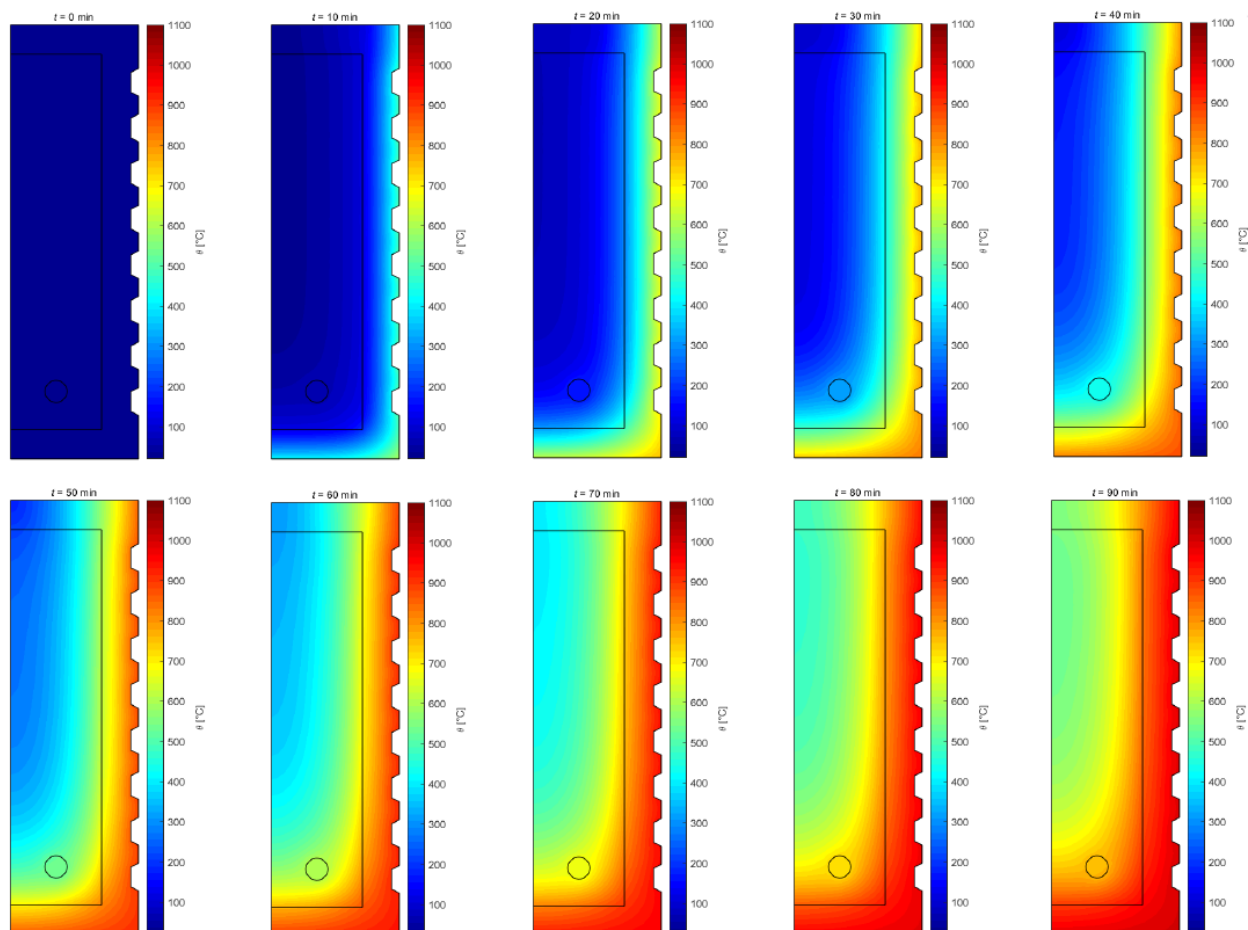
t – čas trvání požáru [min].



Obrázek 27 – Normová teplotní křivka

3.3.4 Výpočet metodou izotermy 500 °C

Teplotní analýzou průřezu v programu TempAnalysis [2] bylo zjištěno rozložení teplot v průřezu v průběhu času. Výsledky jsou zobrazeny v časových intervalech 10 minut – izoplochy viz Obrázek 28. Výpočet únosnosti průřezu dle metody izotermy 500 °C byl proveden pro všechny časové intervaly 0 – 90 minut požáru. V kapitole 3.3.4.1 je ukázán výpočet pro 40. minutu požáru.



Obrázek 28 – Rozložení teplot v průřezu v čase 0-90 min [2]

3.3.4.1 Výpočet ve 40. minutě požáru

Tabulka 14 – Charakteristické pevnosti materiálů a součinitele

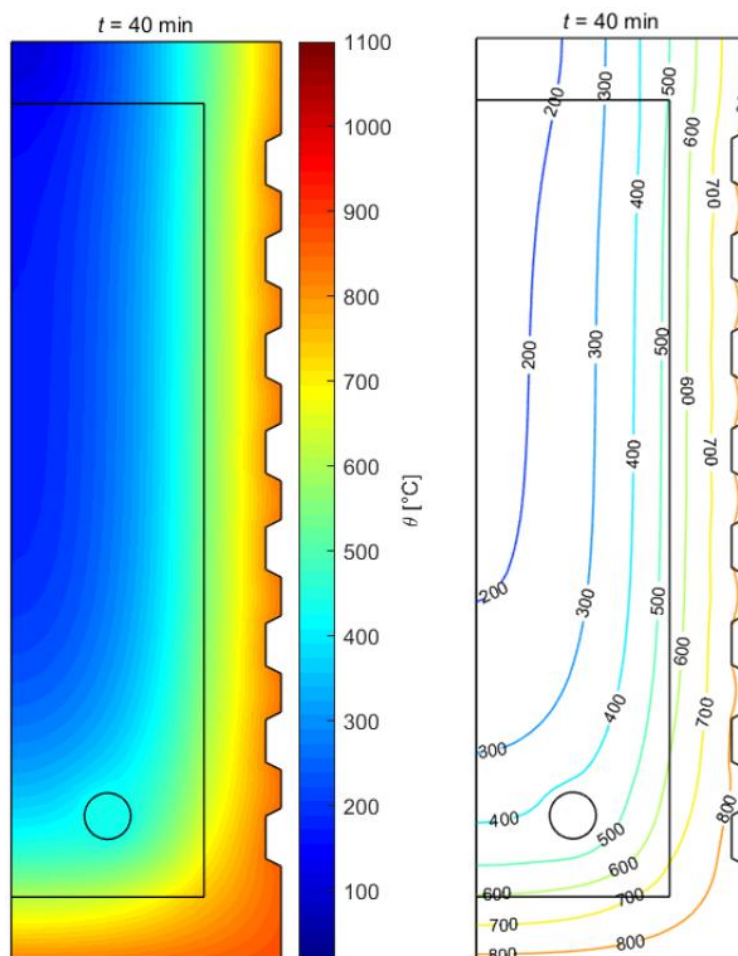
Charakteristická hodnota pevnosti betonu v tlaku za běžné teploty	$f_{ck} = 25 \text{ MPa}$
Charakteristická hodnota meze kluzu betonářské výztuže při běžné teplotě	$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$
Dílčí součinitel spolehlivosti betonu při požární situaci	$\gamma_{c,fi} = 1$
Dílčí součinitel spolehlivosti výztuže při požární situaci	$\gamma_{s,fi} = 1$
Součinitel definující účinnou výšku tlačené oblasti	$\lambda = 0,8$

Součinitel definující účinnou pevnost	$\eta = 1$
---------------------------------------	------------

Návrhová hodnota tlakové pevnosti betonu je

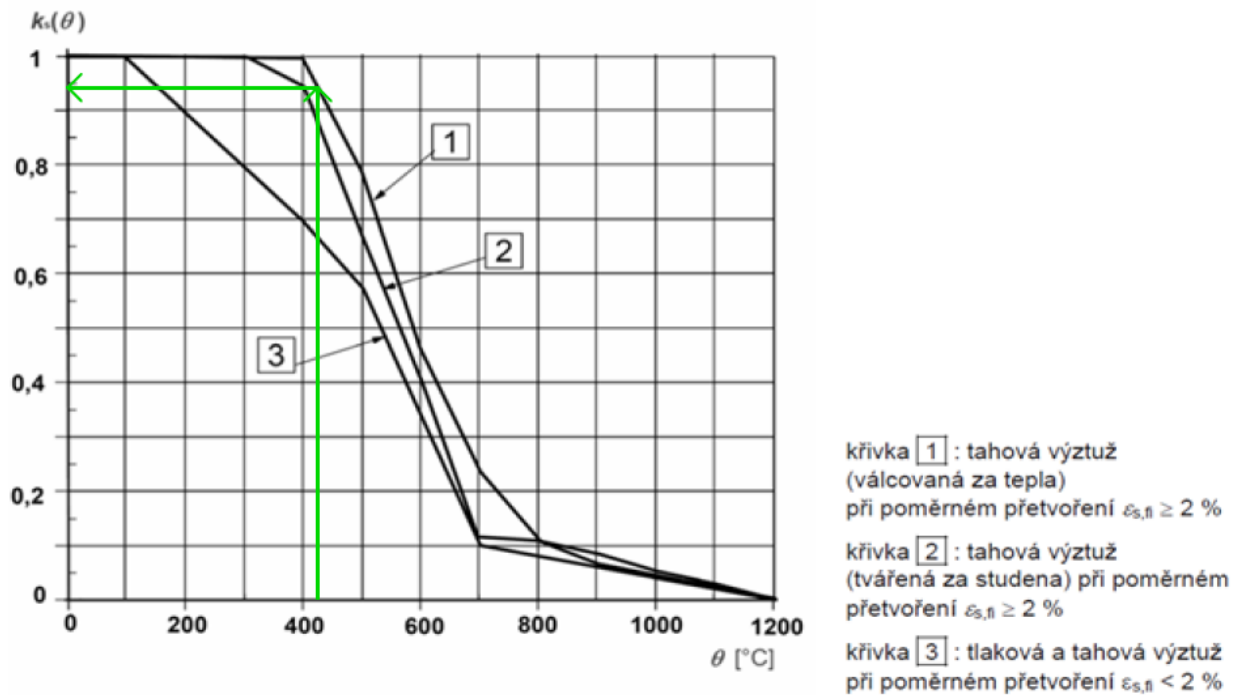
$$f_{cd,fi,20^{\circ}\text{C}} = \frac{f_{ck}}{\gamma_{c,fi}} = \frac{25}{1} = 25 \text{ MPa.}$$

Na Obrázku 29 je možno vidět rozložení teplot v průřezu ve 40. minutě požáru.



Obrázek 29 – Rozložení teplot v průřezu ve 40. minutě [2]

Na základě zjištěné teploty θ v ose výztuže je hodnota součinitele pro redukci charakteristické hodnoty meze kluzu $k_{s,\theta}$ odvozena z příslušného grafu na Obrázku 30. Pro teplotu výztuže 431°C v čase 40 minut je součinitel $k_{s,\theta,40} = 0,94$.

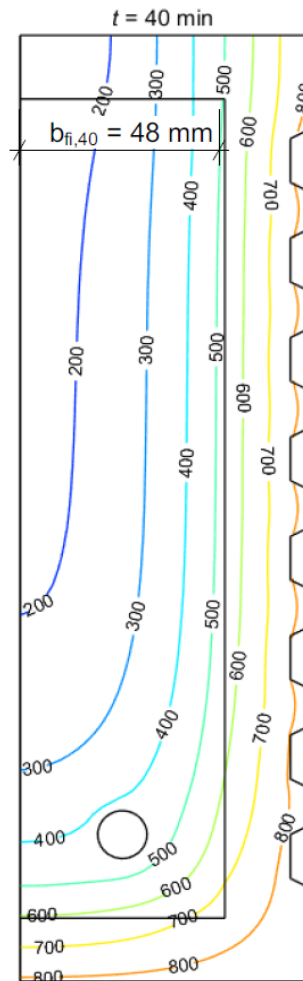


Obrázek 30 – Součinitel pro redukci charakteristické pevnosti tahové a tlakové výztuže v čase 40 minut [7]

Návrhová hodnota meze kluzu ve 40. minutě požáru je

$$f_{syd,fi,40} = k_{s,\theta,40} \cdot \frac{f_{yk}}{\gamma_{s,fi}} = 0,94 \cdot \frac{500}{1} = 470 \text{ MPa.}$$

Redukovaný průřez betonové části překladu, kde je teplota menší než 500 °C, má šířku $b_{fi,40} = 96 \text{ mm}$. Na Obrázku 31 je možno vidět redukci průřezu, přičemž obrázek ukazuje jen polovinu vzorku, tj. jeden překlad. Při požární zkoušce byly zkoušeny dva překlady betonovou stranou k sobě, šířka b_{fi} je tedy dvojnásobkem šířky na obrázku.



Obrázek 31 – Šířka tlačené části redukovaného průřezu ve 40. minutě požáru

Vzdálenost neutrální osy od tlačeního kraje se tedy vypočte jako

$$x_{fi,40} = \frac{(2 \cdot A_s) \cdot f_{syd,fi,v,40}}{(2 \cdot b_{fi}) \cdot \lambda \cdot \eta \cdot f_{cd,fi,20^\circ\text{C}}} = \frac{113,098 \cdot 470}{96 \cdot 0,8 \cdot 1 \cdot 25} = 55,37 \text{ mm.}$$

Návrhová hodnota momentu únosnosti při požární situaci je

$$\begin{aligned} M_{Rd,fi,40} &= (2 \cdot A_s) \cdot f_{syd,fi,v,40} \cdot (d_{fi} - 0,5 \cdot \lambda \cdot x_{fi,40}) \\ &= (2 \cdot 113,098) \cdot 470 \cdot (185 - 0,5 \cdot 0,8 \cdot 55,37) = 17313141,37 \text{ Nmm} \\ &= 17,313 \text{ kNm,} \end{aligned}$$

Návrhová hodnota ohybového momentu při požáru je

$$M_{Ed,fi} = \frac{1}{8} \cdot f_{Ed,fi} \cdot L_{ef}^2 = \frac{1}{8} \cdot 2,45 \cdot 3,25^2 = 3,233 \text{ kNm.}$$

Stejně jako za běžné teploty musí být splněna podmínka únosnosti, resp. hodnota únosnosti musí být vyšší než hodnota zatížení, musí tedy platit:

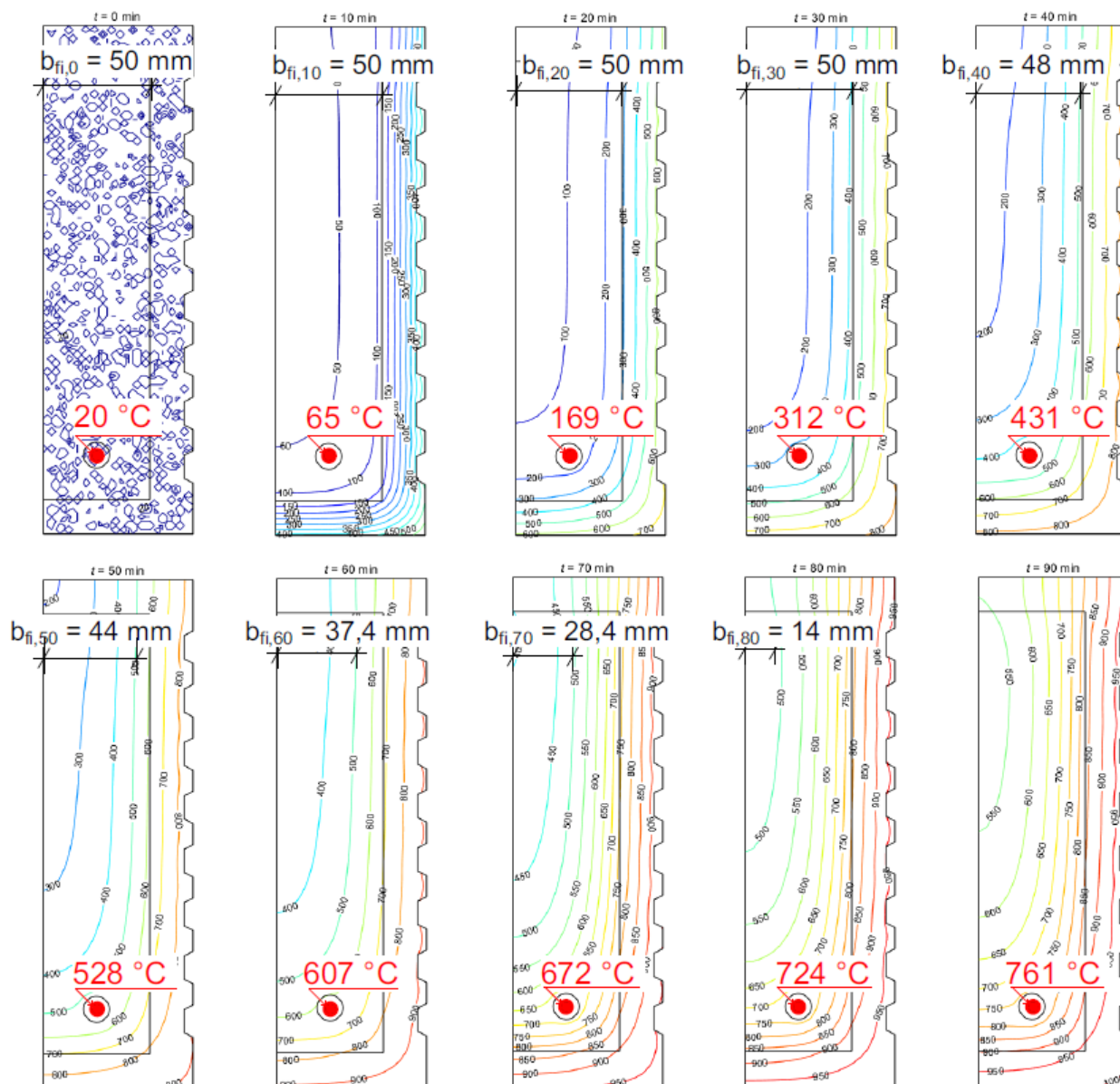
$$M_{Rd,fi,40} = 17,407 \text{ kNm} > M_{Ed,fi} = 3,233 \text{ kNm.}$$

Podmínka únosnosti je splněna, hodnota únosnosti v čase 40 minut vyhovuje.

3.3.4.2 Výsledky výpočtu metodou izotermie 500 °C

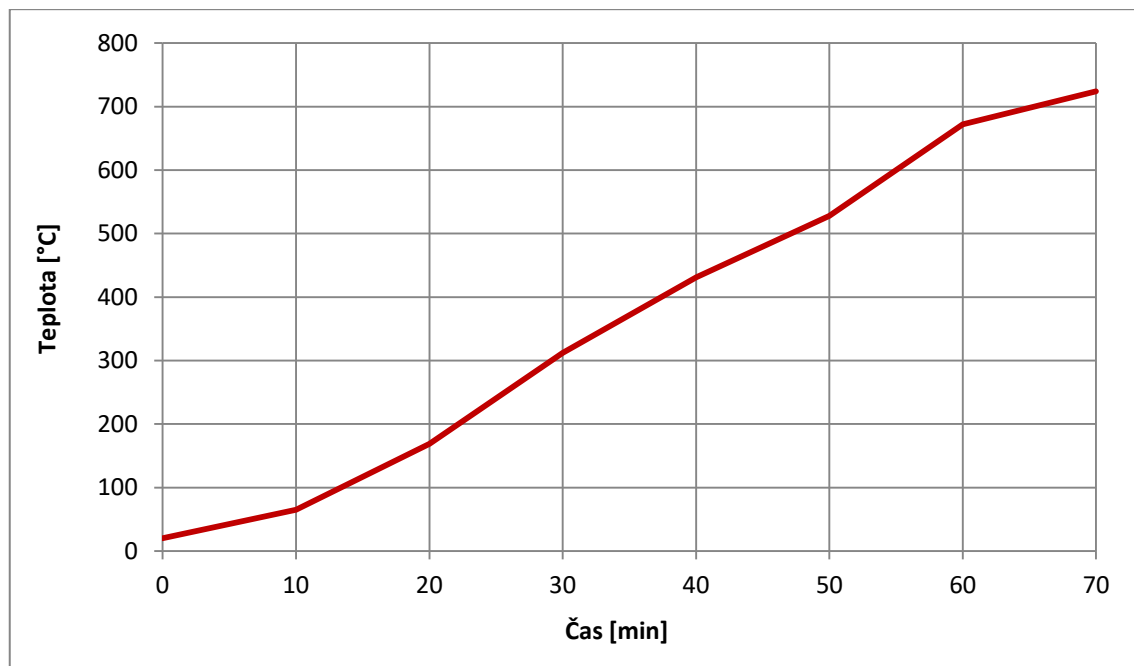
Stejným výpočtem jako v předešlé kapitole byla vypočtena únosnost pro všechny ostatní časy.

Na Obrázku 32 lze vidět všechny průřezy a jejich izotermie s vyznačenou teplotou ve výztuži a šířkou redukovaného průřezu b_{fi} .



Obrázek 32 – Izotermie v čase 0 – 90 minut

Na Obrázku 33 je zobrazen graf narůstající teploty ve výztuži v závislosti na čase.



Obrázek 33 – Graf teploty ve výztuži v závislosti na čase

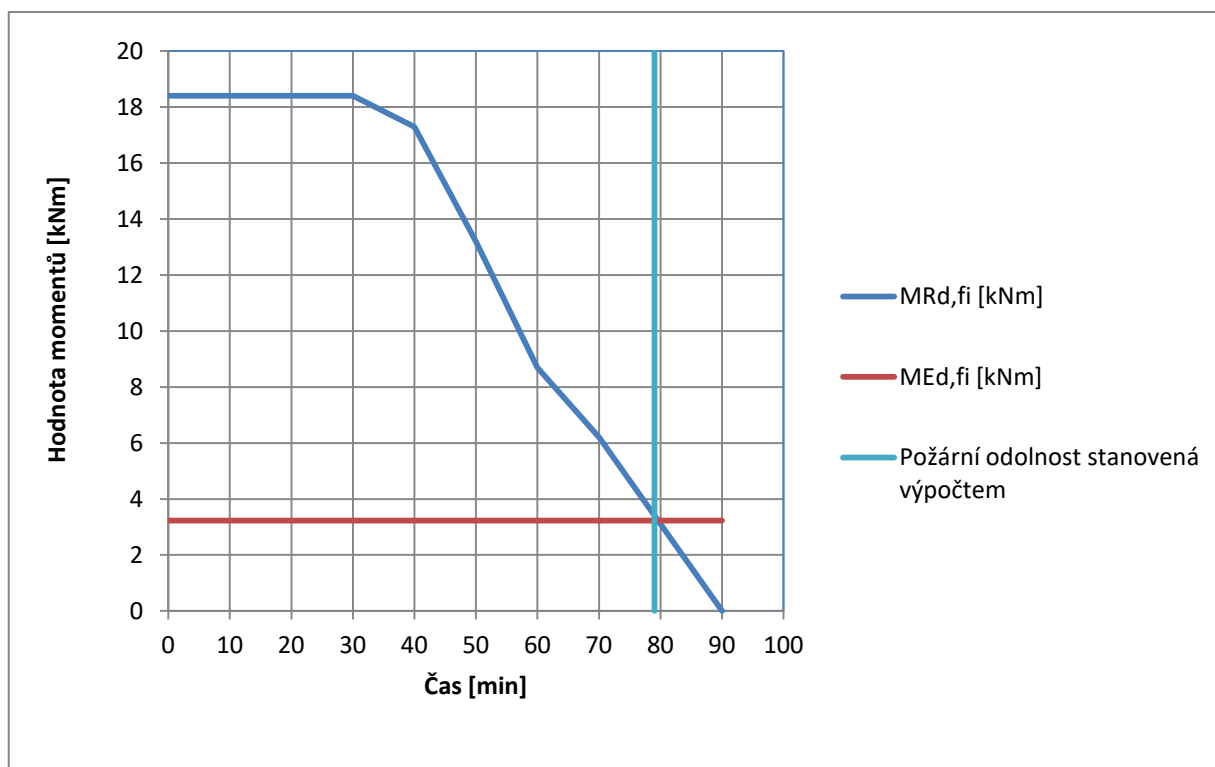
Výsledné hodnoty výpočtu lze vidět v Tabulce 16. V čase od 0. do 30. minuty izoterma 500 °C nezasahuje do betonového průřezu, šířka redukovaného průřezu zůstává stejná jako původní šířka betonového průřezu – 100 mm.

Tabulka 15 – Výsledné hodnoty výpočtu

Čas [min]	Teplota výztuže [°C]	$k_{s,\theta}$	b_{fi} [mm]	x_{fi} [mm]	$M_{Rd,fi}$ [kNm]	$M_{Ed,fi}$ [kNm]	Únosnost
0	20	1,0	100	56,5	18,4	3,23	VYHOVÍ
10	65	1,0	100	56,4	18,4	3,23	VYHOVÍ
20	169	1,0	100	56,4	18,4	3,23	VYHOVÍ
30	312	1,0	100	56,4	18,4	3,23	VYHOVÍ
40	431	0,94	96	55,4	17,3	3,23	VYHOVÍ
50	528	0,7	88	45	13,2	3,23	VYHOVÍ

60	607	0,45	74,8	34	8,7	3,23	VYHOVÍ
70	672	0,32	56,8	31,9	6,2	3,23	VYHOVÍ
80	724	0,16	28	32,3	3,1	3,23	NEVYHOVÍ
90	761	0,14	0	0	0	3,23	NEVYHOVÍ

Na Obrázku 34 jsou zobrazeny výsledné hodnoty momentu od zatížení za požáru a únosnosti za požáru. Výslednou požární odolnost prvku stanovenou výpočtem lze určit graficky (Obrázek 34) nebo lineární interpolací hodnot uvedených v Tabulce 16 a vychází **79 minut**.



Obrázek 34 – Výsledné hodnoty momentů

3.4 Experiment

3.4.1 Zkušební vzorek

Zkušební vzorek, skládající se ze dvou překladů, byl při experimentu vystaven požáru ze tří stran. V každém vzorku byly umístěny tři termočlánky na spodní hraně výztužného prutu. Zkušební vzorek umístěný ve zkušební peci je umístěn na Obrázku 35.

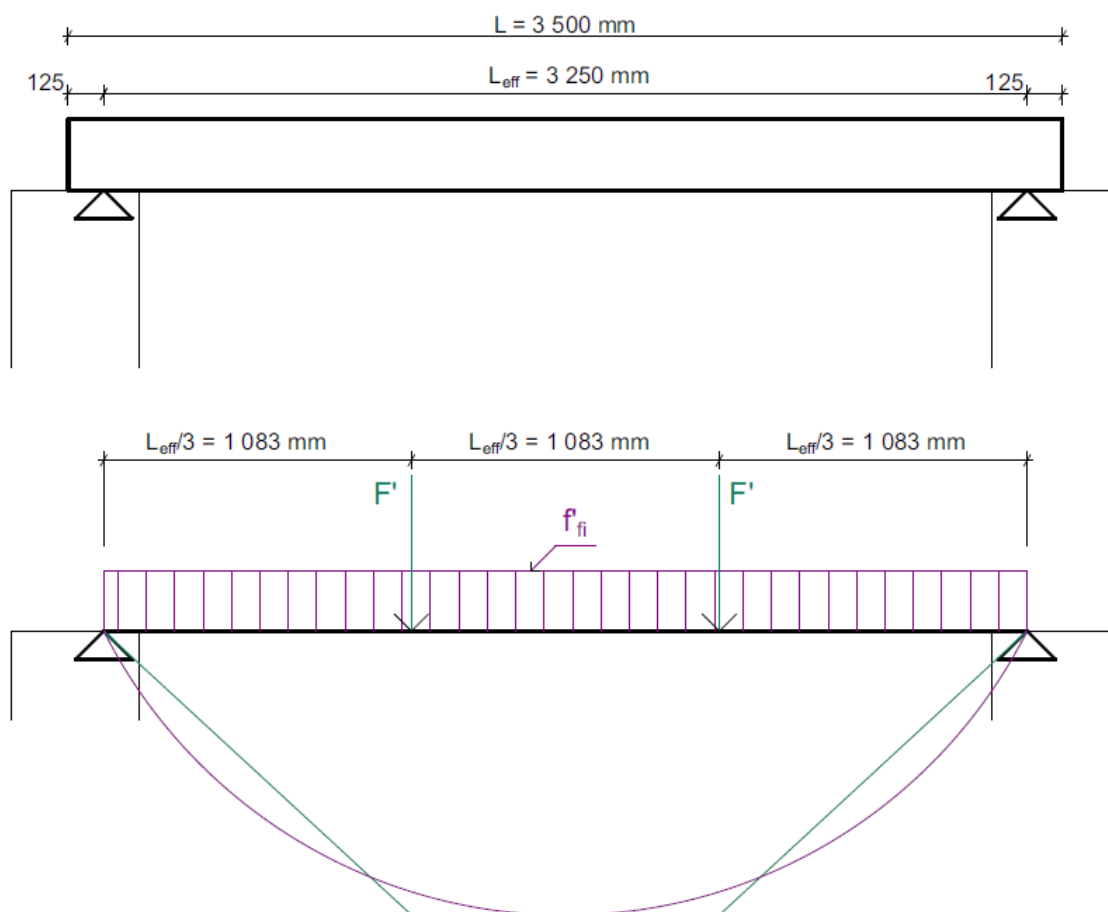


Obrázek 35 – Zkušební vzorek umístěný ve zkušební peci [14]

3.4.2 Zatížení vzorku

Vzorek byl zatížen bodovým zatížením. Pro účely požární zkoušky, bylo nutno stanovit velikost sil působících ve třetinách účinného rozpětí překladu (viz Obrázek 36) vyvozujících maximální ohybový moment, který je rovný maximálnímu ohybovému momentu od rovnoměrného spojitého přetížení f_{fi}' .

Na Obrázku 37 je vidět zatížení zkušebního vzorku simulované osamělými břemeny ve zkušebně.



Obrázek 36 – Schéma uložení a zatížení



Obrázek 37 – Zatížení zkušební vzorku simulované osamělými břemeny [14]

3.4.3 Požární odolnost vzorku

Požární odolnost vzorku je při experimentu stanovena jako doba, ve které je dosaženo jednoho ze dvou limitních kritérií uvedených např. v normě [12]. Jedná se o kritérium limitního průhybu a limitní rychlosti průhybu.

Limitní průhyb byl vypočten dle vzorce z [12, čl. 7.2.6.3]

$$D = \frac{L^2}{400 \cdot d} \text{ [mm]}.$$

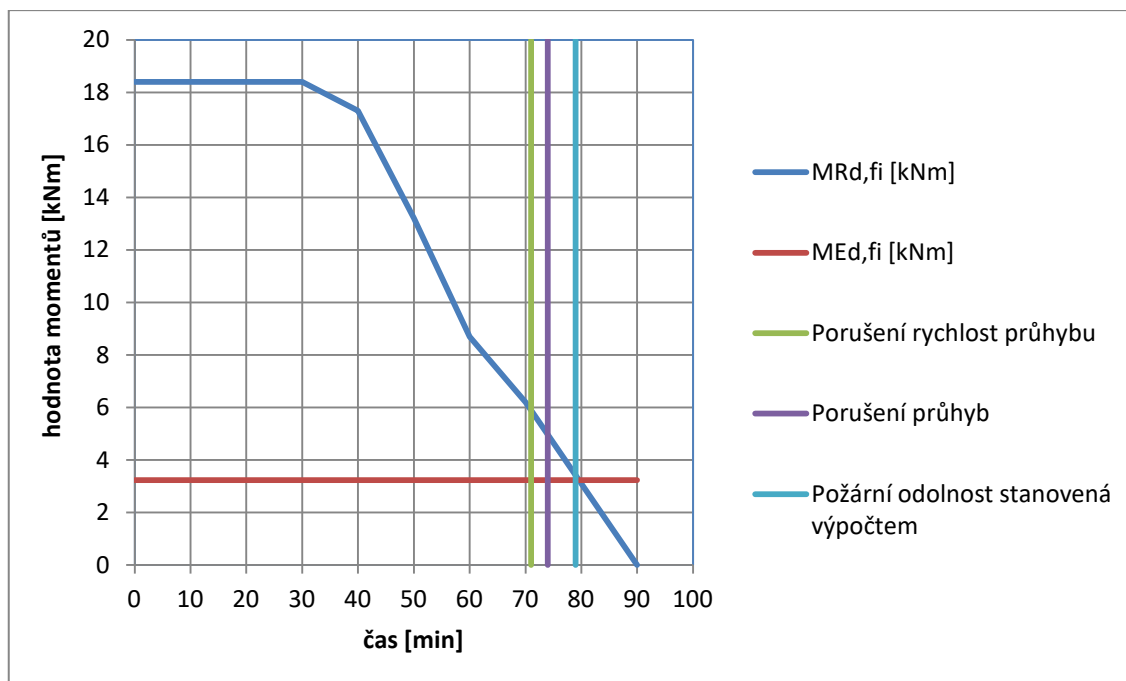
Dle [12, čl. 7.2.6.3] je limitní rychlost průhybu stanovena dle vzorce

$$\frac{dD}{dt} = \frac{L^2}{9000 \cdot d} \text{ [mm/min]}.$$

Při experimentu bylo dosaženo kritérium limitní rychlosti průhybu v 71. minutě experimentu a kritérium limitního průhybu v 74. minutě. Výsledná požární odolnost překladu je tedy 71 minut, resp. 60 minut, tedy R60, dle klasifikační doby uvedené v [13]. Porovnání času dosažení výše uvedených kritérií s požární odolností stanovenou výpočtem je uvedeno na Obrázku 39. Na Obrázku 38 je znázorněn vzorek v peci těsně po dosažení limitního kritéria.



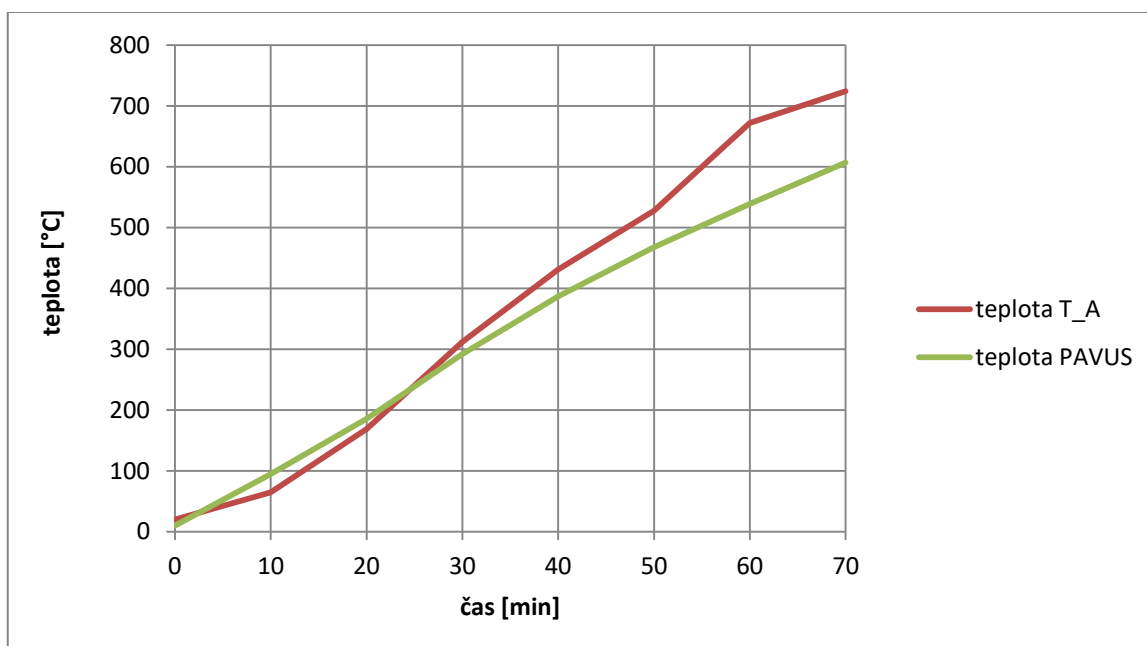
Obrázek 38 – Vzorek v peci po dosažení limitního kritéria [14]



Obrázek 39 – Graf dosažení kritérií porušení a požární odolnosti

3.4.4 Teplota ve výztuži

Při požárním experimentu byla změřena teplota na spodní hraně výztuže v průběhu času. Výsledky lze vidět na Obrázku 40, kde je znázorněn graf teploty ve výztuži v závislosti na čase. Na grafu jsou porovnány výsledky teplot naměřených při požárním experimentu a výsledky numerického modelu v programu TempAnalysis [2]. Z obrázku lze vyčíst, že výsledné hodnoty vypočtených teplot a výsledků z požárního experimentu jsou velmi podobné.



Obrázek 40 – Porovnání teplot výpočtem a z experimentu [14]

3.5 Diskuze

Překlad byl posouzen za běžné teploty na mezní stav únosnosti a použitelnosti a bylo stanoveno maximální přetížení překladu. Z výsledného přetížení za běžné teploty bylo stanoveno přetížení za požáru, které bylo použito pro stanovení zatěžovacích sil při požárním experimentu.

Požární odolnost překladu byla stanovena výpočtem s použitím metody izotermy 500 °C dle [7]. Výsledná hodnota požární odolnosti stanovena výpočtem je 79 minut.

Požární odolnost překladu stanovená experimentem je 71 minut, což je doba, při které bylo dosaženo limitní rychlosti průhybu. Limitní průhyb byl dosažen v 74. minutě.

Shoda mezi požární odolností stanovenou výpočtem a zjištěnou při požárním experimentu je vynikající – rozdíl je pouhých 8 minut, resp. 5 minut pro kritérium limitního průhybu. Rozdíl je daný jednak tím, že použitá výpočetní metoda je zjednodušená a nevystihuje plně chování prvku při požáru. Dále je rozdíl způsobený tím, že požární odolnost pomocí výpočtu představuje dobu, kdy prvek již není schopen přenášet působení zatížení a dochází tedy k jeho kolapsu. Oproti tomu při experimentu je rozhodující průhyb prvku, resp. rychlost jeho nárůstu. Zkouška požární odolnosti je tedy ukončena dříve, než je dosaženo kolapsu. Přesto lze hodnotit schodu mezi výpočtem a experimentem jako vynikající.

4 Závěr

V rámci této práce byla podrobně teoreticky popsána problematika návrhu konstrukce za požární situace a prezentován konkrétní příklad stanovení požární odolnosti keramobetonového překladu. V rámci popisu problematiky byla věnována pozornost teplotní analýze požárního úseku, teplotní analýze konstrukce a výpočetnímu posouzení požární odolnosti. V další části práce byla stanovena maximální zatížitelnost konkrétního keramobetonového překladu z hlediska mezních stavů únosnosti i použitelnosti za běžné teploty a odpovídající zatížení za požáru. Dále byla výpočetně a experimentálně stanovena požární odolnost keramobetonového překladu při vypočteném zatížení za požáru. V závěru této práce byly prezentovány výsledky experimentu, které byly porovnány s předchozím výpočtem požární odolnosti.

Z prezentovaných výsledků je zřejmé, že vypočtená požární odolnost tohoto konkrétního keramobetonového překladu se velice přesně shoduje s experimentálně stanovenou požární odolností. Hlavní cíl práce byl naplněn.

Seznam obrázků

Obrázek 1 – Příklad průběhu požáru (převzato z [6])	10
Obrázek 2 – Nominální teplotní křivky (převzato z [6])	11
Obrázek 3 – Formy sdílení tepla (převzato z [6]).....	12
Obrázek 4 – Deska vystavená požáru na tažené straně (převzato z [6] a doplněno).....	14
Obrázek 5 – Deska vystavená požáru na tlačené straně (převzato z [6] a doplněno).....	14
Obrázek 6 – Stěna vystavená požáru z obou stran (převzato z [6] a doplněno).....	15
Obrázek 7 – Nosník vystavený požáru ze tří stran s exponovanou taženou oblastí (převzato z [6] a doplněno)	15
Obrázek 8 – Nosník vystavený požáru ze tří stran s exponovanou tlačenu oblastí (převzato z [6] a doplněno)	16
Obrázek 9 – Sloup vystavený požáru ze všech stran (převzato z [6] a doplněno)	16
Obrázek 10 – Součinitel ks, θ pro redukci charakteristické pevnosti tahové a tlakové výztuže (převzato z [7]).....	18
Obrázek 11 – Rozdělení napětí v obdélníkovém průřezu nosníku při požární situaci (převzato z [6])	18
Obrázek 12 - Geometrie překladu (podle [4])	20
Obrázek 13 - Schéma uložení překladu	22
Obrázek 14 - Schéma a značení posouvajících sil.....	24
Obrázek 15 – Průběh vodivosti keramiky	39
Obrázek 16 – Průběh objemové hmotnosti keramiky	39
Obrázek 17 – Průběh měrné tepelné kapacity keramiky	40
Obrázek 18 – Průběh vodivosti v betonu.....	41
Obrázek 19 – Průběh objemové hmotnosti v betonu.....	42
Obrázek 20 – Průběh měrné tepelné kapacity v betonu	42
Obrázek 21 – Průběh vodivosti v oceli.....	44
Obrázek 22 – Průběh objemové hmotnosti v oceli.....	44
Obrázek 23 – Průběh měrné tepelné kapacity v oceli	45
Obrázek 24 – Zkušební dvojice překladů (podle [4]).....	45
Obrázek 25 – Model vzorku v programu [2].....	46
Obrázek 26 – Geometrie, pozice termočlánků a označení hran vystavených požáru[2].....	47
Obrázek 27 – Normová teplotní křivka	48
Obrázek 28 – Rozložení teplot v průřezu v čase 0-90 min [2]	49

Obrázek 29 – Rozložení teplot v průřezu ve 40. minutě [2].....	50
Obrázek 30 – Součinitel pro redukci charakteristické pevnosti tahové a tlakové výztuže v čase 40 minut [7].....	51
Obrázek 31 – Šířka tlačené části redukovaného průřezu ve 40. minutě požáru.....	52
Obrázek 32 – Izotermy v čase 0 – 90 minut.....	53
Obrázek 33 – Graf teploty ve výztuži v závislosti na čase.....	54
Obrázek 34 – Výsledné hodnoty momentů	55
Obrázek 35 – Zkušební vzorek umístěný ve zkušební peci [14].....	56
Obrázek 36 – Schéma uložení a zatížení	57
Obrázek 37 – Zatížení zkušební vzorku simulované osamělými břemeny [14]	57
Obrázek 38 – Vzorek v peci po dosažení limitního kritéria [14]	58
Obrázek 39 – Graf dosažení kritérií porušení a požární odolnosti.....	59
Obrázek 40 – Porovnání teplot výpočtem a z experimentu [14].....	59

Seznam tabulek

Tabulka 1 – Minimální šířka průřezu	13
Tabulka 2 – Přehled geometrických parametrů	20
Tabulka 3 – Přehled materiálových charakteristik	21
Tabulka 4 – Přehled geometrických charakteristik	22
Tabulka 5 – Přehled charakteristik třmínků	23
Tabulka 6 – Přehled součinitelů a vymežující ohybové štíhlosti	25
Tabulka 7 – Přehled materiálových charakteristik	26
Tabulka 8 – Hodnoty zatížení a součinitele ψ_2	27
Tabulka 9 – Přehled hodnot potřebných pro výpočet součinitele dotvarování	27
Tabulka 10 – Vyhovující hodnoty zatížení pro splnění podmínky průhybu	31
Tabulka 11 – Přehled hodnot potřebných pro výpočet součinitele dotvarování	32
Tabulka 12 – Přehled dílčích zatížení.....	36
Tabulka 14 – Přehled výpočetních údajů	37
Tabulka 15 – Charakteristické pevnosti materiálů a součinitele	49
Tabulka 16 – Výsledné hodnoty výpočtu	54

Literatura

- [1] ČSN EN 1992-1-1 Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby, 2011.
- [2] Štefan, R., Procházka, J. TempAnalysis - Computer Program for Temperature Analysis of Cross Sections Exposed to Fire [software online]. Prague: CTU in Prague, Faculty of Civil Engineering, Dep. of Concrete and Masonry Structures, 2009.
- [3] Procházka, J., a kol. Navrhování železobetonových konstrukcí. Příklady a postupy. Praha: České vysoké učení technické v Praze, 2018.
- [4] Podklady od výrobce
- [5] ČSN EN 1990 ed. 2 Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí, 2011.
- [6] Procházka, J., Štefan, R. a Vašková, J. Navrhování betonových a zděných konstrukcí na účinky požáru. Praha: České vysoké učení technické v Praze, 2010.
- [7] ČSN EN 1992-1-2 Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla - Navrhování konstrukcí na účinky požáru, 2006.
- [8] ČSN 73 0802 Požární bezpečnost staveb - Nevýrobní objekty, 2009.
- [9] ČSN EN 1996-1-2 Eurokód 6: Navrhování zděných konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla - Navrhování konstrukcí na účinky požáru, 2006.
- [10] ČSN EN 1993-1-2 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla - Navrhování konstrukcí na účinky požáru, 2006.
- [11] ČSN EN 1994-1-2 Eurokód 4: Navrhování spřažených ocelobetonových konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla - Navrhování konstrukcí na účinky požáru, 2006.
- [12] ČSN EN 13501-2 Požární klasifikace stavebních výrobků a konstrukcí staveb - Část 2: Klasifikace podle výsledků zkoušek požární odolnosti kromě vzduchotechnických zařízení, 2017.
- [13] ČSN 73 0810 Požární bezpečnost staveb - Společná ustanovení, 2016.
- [14] Štefan, R. Dokumentace z požární zkoušky. 2019.
- [15] ČSN EN 1991-1-2 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-2: Obecná zatížení - Zatížení konstrukcí vystavených účinkům požáru, 2004.