

České vysoké učení technické v Praze

Fakulta stavební

Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí



Diplomová práce

Prohlašuji, že jsem tuto magisterskou práci vypracoval samostatně, pouze za odborného vedení vedoucího prof. Františka Walda.

Dále prohlašuji, že veškeré podklady, ze kterých jsem čerpal(a), jsou uvedeny v seznamu použité literatury.

.....

podpis

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: Jurečka Jméno: Jiří Osobní číslo: 423037

Zadávací katedra: Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí (K 134)

Studijní program: Stavební Inženýrství

Studijní obor: Intergrální bezpečnost staveb

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce: Rozložení teploty v ocelobetonovém sloupu vyplněném drátkobetonem

Název diplomové práce anglicky: Temperature distribution of steel and concrete column filled with steel-fibre reinforced concrete

Pokyny pro vypracování:

Shrnutí problematiky
Verifikace modelu
Numerické experimenty
Analytický model
Závěry

Seznam doporučené literatury:

V. Albero, A. Espinos, M.L. Romero, A. Hospitaler, G. Bihina, C. Renaud – Proposal of a new method in EN1994-1-2 for the fire design of concrete filled steel tubular columns – January 2018.

Kodur VKR. Performance-based fire resistance design of concrete-filled steel columns. J Constr Steel Res 1999;51:21–36

Kodur – Factors Affecting the Fire Resistance of Circular Hollow Steel Columns Filled with Steel-Fibre Reinforced Concrete –September 1996.


Jméno vedoucího diplomové práce: Prof. Ing. František Wald, CSc.

Datum zadání diplomové práce: 24.9. 2019

Termín odevzdání diplomové práce: 5.1. 2020

Údaj uveďte v souladu s datem v časovém plánu příslušného ak. roku


Podpis vedoucího práce


Podpis vedoucího katedry

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

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“.

24.9. 2019
Datum převzetí zadání


Podpis studenta(ky)

Děkuji vedoucímu diplomové práce prof. Ing. Františku Waldovi, CSc. za vedení, užitečné rady a poskytnuté materiály k dané problematice. Dále děkuji Ing. Alexeyi Tretyakovi za výpočetní model a seznámení se softwarem ATENA.

Rozložení teploty
v ocelobetonovém sloupu
vyplněným drátkobetonem

Temperature distribution
of steel and concrete column
filled with steel-fibre reinforced concrete

Anotace:

Práce je zaměřena na chování ocelobetonových sloupů vyplněných drátkobetonem za zvýšené teploty. Využití kombinace betonu a oceli zvyšuje požární odolnost oproti dutým ocelovým sloupům. V poslední době se zdokonaluje navrhování ocelobetonových sloupů za požáru, jelikož jejich využití je atraktivní pro budoucí stavby. Stávající EN 1994-1-2:2005 nabízí postup návrhu ocelobetonových sloupů za zvýšené teploty, ale pouze pro prostý beton a železobeton. Postup se v blízké budoucnosti změní na základě rozsáhlého výzkumu. Nová analytická metoda je popsána v prEN 1994-1-2:2017. Zahrnuje prostý beton a železobeton s přesnější definicí chování ocelobetonových sloupů za požáru.

Práce studuje citlivost rozložení teploty v průřezu a verifikaci analytického modelu s různými dimenzemi průřezu. Výsledky z numerické analýzy jsou porovnány s požárními experimenty a analytickými analýzami.

Klíčová slova: *Ocelobetonový sloup, drátkobeton, požární odolnost, rozložení teploty v průřezu*

Abstract:

This thesis is focused on behavior of steel and concrete columns filled with steel-fibre reinforced concrete at elevated temperature. Combination of steel and concrete increases fire resistance compared to steel hollow section columns. Recently there has been improve in design procedure of concrete filled hollow section columns at elevated temperature. Current EN 1994-1-2:2005 contains design method for steel-concrete columns at elevated temperature, which only includes plain concrete and bar reinforced concrete. Furthermore, this procedure should change soon based on extensive research. New analytic analysis is described in prEN 1994-1-2:2017 and includes only plain concrete and bar reinforced concrete, however it has more accurate definition of its behavior.

This thesis deals with temperature distribution in cross-section and verification of analytical model based on different cross-section dimensions but same slenderness of columns. Results of numerical analysis are compared with fire experiments and analytic analysis defined in prEN 1994-1-2:2017.

Keywords: *Steel and concrete columns, Fibre reinforced concrete, fire resistance, Temperature distributon*

Obsah

| | |
|--|-----------|
| Seznam použitých symbolů | 2 |
| 1 Úvod..... | 4 |
| 2 Současný stav poznání | 5 |
| 2.1 Obecně o ocelobetonových sloupech | 5 |
| 2.2 Analytický model | 6 |
| 2.2.1 Jednoduchý výpočtový model | 7 |
| 2.2.2 Tabulkový návrh | 11 |
| 2.3 Numerický model..... | 15 |
| 2.4 Požární experimenty..... | 16 |
| 2.5 Vlastnosti požárů..... | 17 |
| 2.5.1 Dynamika požáru | 17 |
| 2.5.2 Přestup tepla | 18 |
| 2.6 Vlastnosti materiálů..... | 21 |
| 2.6.1 Drátkobeton..... | 21 |
| 2.6.2 Ocel | 26 |
| 2.6.3 Ocelobeton | 30 |
| 2.7 Numerický model ČVUT | 34 |
| 2.7.1 Materiálové vlastnosti | 36 |
| 3 Cíle práce | 44 |
| 3.1 Charakteristika numerického modelu..... | 45 |
| 3.1.1 Teplotní analýza | 47 |
| 3.1.2 Mechanická analýza | 49 |
| 3.2 Studie citlivosti rozložení teploty v průřezu | 51 |
| 3.3 Verifikace analytického modelu na rozložení teploty v průřezu..... | 55 |
| 4 Závěr..... | 62 |
| Literatura..... | 63 |

Seznam použitých symbolů

| | |
|--------------------------|---|
| A_i | plocha materiálu i |
| $A_{i,\theta}$ | plocha materiálu i při teplotě θ |
| A_m/V | součinitel průřezu |
| b_i | šířka sloupu |
| d | vnější průměr sloupu |
| e | excentricita zatížení |
| I_i | moment setrvačnosti materiálu i |
| E_i | modul pružnosti materiálu i |
| $E_{i,\theta}$ | modul pružnosti materiálu i při teplotě θ |
| $E_{i,\theta,\sigma}$ | modul pružnosti materiálu i při teplotě θ , pro napětí $\sigma_{i,\theta}$ |
| $EI_{fi,eff}$ | účinná ohybová tuhost při zvýšené teplotě |
| f_{id} | návrhová pevnost materiálu i |
| f_{ik} | charakteristická pevnost materiálu i |
| $f_{i,\theta}$ | návrhová pevnost materiálu i při teplotě θ |
| $k_{c,\theta}$ | redukční součinitel pevnosti betonu v tlaku při zvýšené teplotě |
| $k_{E,\theta}$ | redukční součinitel modulu pružnosti oceli při zvýšené teplotě |
| $k_{y,\theta}$ | redukční součinitel meze kluzu oceli při zvýšené teplotě |
| l | délka nebo vzpěrná délka |
| l_θ | vzpěrná délka za požáru |
| $N_{fi,cr}$ | Kritická síla za zvýšené teploty |
| $N_{fi,pl,Rd}$ | návrhová hodnota plastické tlakové odolnosti průřezu při požáru |
| $N_{fi,Rd}$ | návrhová únosnost za zvýšené teploty |
| R_d | návrhová odolnost za běžné teploty |
| $R_{d,fi,t}$ | návrhová únosnost při požáru v čase t |
| $\eta_{fi,t}$ | úroveň zatížení za požáru |
| $\sigma_{i,\theta}$ | napětí v materiálu i při teplotě θ |
| ε_i | poměrné osově prodloužení materiálu i nebo emisivita materiálu i |
| $\varepsilon_{i,\theta}$ | poměrné osově prodloužení materiálu i při zvýšené teplotě |
| t_{fi} | doba vystavení konstrukce požáru |
| Θ_i | teplota materiálu i |
| t | čas |

| | |
|------------------------|---|
| $\gamma_{m,fi,i}$ | součinitel spolehlivost za požáru materiálu i |
| $\varphi_{i,\theta}$ | redukční koeficient tepelném namáhání materiálu i |
| $\bar{\lambda}_\theta$ | relativní poměrná štíhlost za zvýšené teploty |
| χ | redukční součinitel vzpěrnosti |
| \dot{h}_{net} | návrhová hodnota tepelného toku na jednotku plochy |
| $\dot{h}_{net,c}$ | návrhová hodnota konvekční složky tepelného toku na jednotku plochy |
| $\dot{h}_{net,r}$ | návrhová hodnota sálavé složky tepelného toku na jednotku plochy |
| q | hustota tepelného toku |
| λ | tepelná vodivost |
| ρ | objemová hmotnost |
| Q | množství tepla |
| α_c | součinitel přestupu tepla |
| ϕ | konfigurační součinitel |

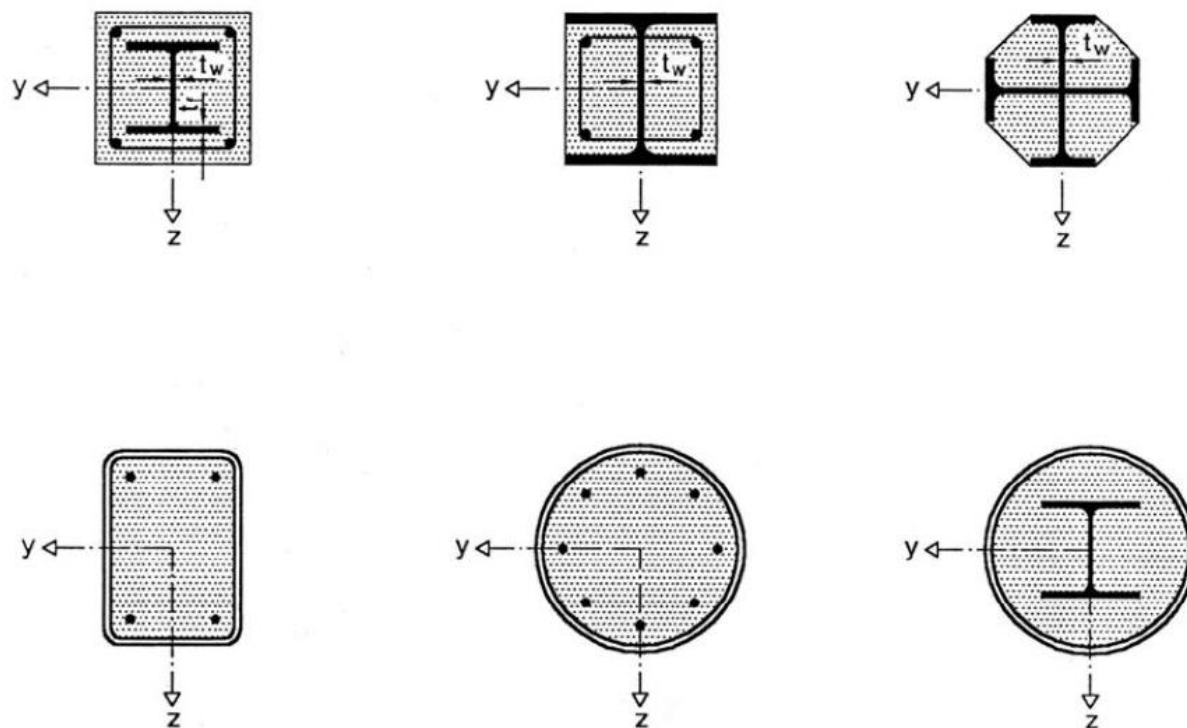
1 Úvod

Ocelobetonové sloupy jsou z architektonického, ekonomického a environmentálního hlediska atraktivní řešení pro vícepodlažní ocelobetonové nebo betonové budovy. Sloupy jsou tvořeny dutými ocelovými průřezy, které jsou vyplněny betonem, aby bylo zajištěno optimální únosnosti konstrukce v souladu s požární odolností. Spojení těchto dvou materiálů poskytuje kvalitní stavební i architektonické vlastnosti jako: vysoká únosnost, vysoká seismická odolnost, atraktivní vzhled, zmenšení průřezu, rychlá kompletace a v neposlední řadě vysoká požární odolnost. Kombinací ocelového pláště a betonové výplně lze beton namáhat v prostorovém tlaku, který je až 6,5krát větší než rovinný. Ocelový plášť zároveň plní funkci bednění pro beton. Využívá se několik typů betonových výplní: prostý beton, železobeton a drátkobeton.

Za pokojové teploty přenáší zatížení ocelová i betonová část průřezu. V případě, kdy je sloup vystaven požáru, začne většinu zatížení přenášet ocel, protože se za zvýšené teploty roztahuje rychleji než betonové jádro. Jev však trvá pouze po dobu 5ti až 10ti min vystavení požáru. Během této doby se zásadně sníží mez kluzu oceli až do fáze, kdy většinu zatížení začne přenášet betonové jádro. Ocelový plášť působí jako ochranná vrstva betonové výplně proti přímému vystavení požáru a beton se prohřívá velmi pomalu. Jeho únosnost klesá se stoupající teplotou až do doby, kdy sloup není schopen přenášet zatížení a dojde k jeho kolapsu. Čas, kdy sloup selže při zahřívání podle nominální normové křivky určuje jeho požární odolnost. [1] [2]

I když byla efektivnost ocelobetonových sloupů mnohokrát prokázána, tak stále chybí přesnější informace pro návrh za zvýšené teploty těchto stavební prvků. Existuje několik návrhových řešení a metod výpočtů. Podrobnější výzkum technologie ocelobetonových sloupů je atraktivní a pro budoucí využití nezbytný.

Existuje několik druhů ocelobetonových sloupů. Nejčastěji se v praxi využívají válcované ocelové HEB profily s vybetonováním mezi pásnicemi, dále jsou to kruhové nebo čtvercové uzavřené průřezy vyplněné betonem. [3]



Obr. 1: Typy ocelobetonových sloupů [3]

2 Současný stav poznání

2.1 Obecně o ocelobetonových sloupech

Únosnost ocelobetonových sloupů se za zvýšené teploty snižuje z důvodu poklesu mechanických vlastností jednotlivých materiálů. Modul pružnosti a mez kluzu oceli za zvýšené teploty klesá, protože je ocelový dutý profil přímo vystaven požáru a plášť se rychle prohřívá. Betonové jádro také ztrácí únosnost za zvýšené teploty, ale díky pomalejšímu prohřívání a masivnímu průřezu prvku není degradace jeho vlastností tak výrazná.

Únosnost ocelobetonových sloupů za zvýšené teploty se dá podle ČSN EN 1994-1-2 stanovit využitím návrhových tabulek, jednoduchým analytickým modelem, pokročilým numerickým modelem. [4]

Existují dva postupy, jak získat teplotu průřezu prvku, což znamená dvě odlišná řešení přestupu tepla do konstrukce. Jednou z možností je teoreticko-analytická metoda (Lie 1984, Tan & Tang 2004, Wang & Tan 2006). Druhá metoda využívá pokročilý numerický model, tedy metodu konečných prvků (Zha 2003, Ding & Wang 2008, Hong & Varma 2009). Druhá

z metod byla použita k řešení problému zkoumaného prvku této diplomové práce. Existuje několik softwarů, které byly vyvinuty k řešení teplotní a mechanické analýzy, například ANSYS, ATENA, ABAQUS. [2]

Většina dostupných modelů pro návrh ocelobetonových sloupů za zvýšené teploty byla vyvinuta na požárních zkouškách ve sloupové peci a počítačovém modelování krátkých a centricky zatěžovaných sloupech o malém průměru. Bylo uvažováno pouze s využitím normálních pevností betonu (55 MPa a nižších). Pro navrhování za zvýšené teploty se obecně využívají nominální normové teplotní křivky ASTM-E119 nebo ISO-834, které reprezentují požární scénáře v moderních a vícepodlažních budovách. Stavební materiály pro moderní konstrukce se značně liší od materiálů, se kterými bylo uvažováno ve starších požárních zkouškách, z nichž byly vytvořeny postupy pro návrh ocelobetonových sloupů za požáru. Jedná se především o druhy betonových výplní. V dnešní době se čím dál tím víc využívají drátkobetonové nebo vláknobetonové výplně, pro které doposud nebyl vytvořen návrhový postup. Drákobeton a vláknobeton se zatím uvažuje zjednodušeně jako prostý beton. [5]

V současné době se připravuje nová verze normy EN 1994-1-2, která má platit po roce 2021 a její koncepce je připravena v prEN 1994-1-2:2017.

2.2 Analytický model

Analytický model je jednou z alternativ, jak řešit přesun tepla v ocelobetonových konstrukcích. Jelikož se jedná o matematický model, který poskytuje konečná řešení, nabízí tak možnost počítat jednotlivé části průřezu samostatně. Tento způsob může být u komplexních prvků značně komplikovaný.

První způsob, který nabízí literatura pro analytické řešení přesunu tepla v ocelobetonových sloupech vystavených požáru je publikace Lie (1984). Poskytuje nejen odvození matematického řešení, ale také teoretický konstrukční model, který umožňuje výpočet deformací a požárních odolností sloupů založenou na metodě konečných rozdílů (Dusinberre 1961). Lie odvodil vzorce, kterými lze výpočítat teploty betonového jádra a ocelového profilu rozdělením průřezu na jednotlivé vrstvy. Po získání příslušných teplot průřezu může být nosnost sloupu určena pomocí metod založených na deformaci zatížením nebo analýzy stability. Validace jeho postupu proběhla na reálných požárních zkouškách.

Požární odolnost ocelobetonových sloupů lze získat prostřednictvím modelu navrženého Hanem (2001). Model uvažuje s fyzikálními a geometrickými nelinearitami. Han použil formulaci vztahu mezi napětím a deformací betonu při zvýšené teplotě.

Většina metod předpokládala zjednodušené chování teploty na rozhraní oceli a betonu, kdy byl zanedbán tepelný tok mezi materiály, až do zveřejnění publikace Ghojela (2004). Ghojel odhadl vodivosti vrstvy mezi ocelí a betonem při zatíženém a nezatíženém ocelovém dutém průřezu, jako funkci teploty ocelového profilu.

Na základě analytické Greenovy funkce Wang & Tan (2006) vyvinuli analýzu přestupu tepla ocelobetonových sloupů. Postup lze využít pro předpovězení tepelného toku na rozhraní požáru a ocelobetonového sloupu a také teplotu průřezu prvku.

Yin (2006) vytvořil nelineární analýzu, která využívá teplotní rovnici uvedenou v Li & Purkiss (2005) pro běžně používané pevnosti betonu a oceli na základě modelu od Lie (1994). Teplota průřezu byla získána z příslušných rovnic. Napětí a přetvoření bylo definováno za předpokladu nulové imperfekce sloupu a zatížení aplikovaného tak, aby došlo ke kolapsu sloupu z důvodu překročení meze pevnosti sloupu v tlaku bez vybočení. Byly porovnány výpočty kruhových a čtvercových ocelobetonových sloupů, kdy kruhové sloupy vykazovaly vyšší požární odolnost.

2.2.1 Jednoduchý výpočtový model

Ruční výpočet podle ČSN EN 1994-1-2:2019

Z diferenciální rovnice vedení tepla se stanoví rozložení teploty v průřezu, a to, pro kterou je třeba využít program s metodou konečných prvků. Předpokládá se konstantní rozdělení teploty po výšce sloupu. Druhým krokem je vlastní výpočet návrhové únosnosti sloupu za požáru. [6]

Postup jednoduchého návrhového modelu dle ČSN EN 1994-1-2:2005 přílohy H. Zjednodušený výpočtový model lze uplatnit pouze při splnění těchto podmínek:

vzpěrná délka $l_0 \leq 4,5$ m,

$140 \text{ mm} \leq$ šířka b nebo průměr $d \leq 400$ mm,

$C 20/25 \leq$ pevnostní třída betonu $\leq C 40/45$,

$1 \% \leq$ procento vyztužení $\leq 5 \%$,

normová požární odolnost ≤ 120 min.

Programem se určí rozložení teplot v průřezu, který je zatížen normovou teplotní křivkou. Betonová část průřezu se rozdělí na několik vrstev. Čím větší počet vrstev, tím přesnější

výsledky. Získají se průměrné teploty jednotlivých vrstev betonu, ocelové části a betonářské výztuže v čase trvání požáru t . Pomocí redukčních součinitelů degradace materiálu za zvýšené teploty v tabulkách 3.2, 3.3, 3.4 v EN 1994-1-2 se sníží mechanické vlastnosti jednotlivých vrstev, respektive výztuže.

Eulerova kritická síla za požáru

$$N_{fi,cr} = \frac{\pi^2(E_{a,\theta,\sigma}I_a + E_{c,\theta,\sigma}I_c + E_{s,\theta,\sigma}I_s)}{l_\theta^2}$$

a návrhová hodnota plastické odolnosti průřezu

$$N_{fi,pl,Rd} = A_a \frac{\sigma_{a,\theta}}{\gamma_{m,fi,a}} + A_c \frac{\sigma_{c,\theta}}{\gamma_{m,fi,c}} + A_s \frac{\sigma_{s,\theta}}{\gamma_{m,fi,s}}$$

kde l_θ je vzpěrná délka za požáru

$E_{i,\theta,\sigma}$ modul pružnosti materiálu i při teplotě θ , pro napětí $\sigma_{i,\theta}$ a daném přetvoření ε

$$E_{c,\theta,\sigma} = \frac{6f_{c,\theta} * 1 - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu,\theta}}\right)^3}{\varepsilon_{cu,\theta} \left[2 + \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu,\theta}}\right)^3\right]^2} \quad E_{a,\theta} = E_{a,\theta,\sigma} = E_a k_E \quad E_{s,\theta} = E_{s,\theta,\sigma} = E_s k_s$$

I_i moment setrvačnosti materiálu i

A_i plocha materiálu i

$\sigma_{i,\theta}$ napětí v materiálu i při teplotě θ a daném přetvoření ε

$$\sigma_{c,\theta} = f_{c,\theta} \left[\frac{3}{2} \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu,\theta}}\right) \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu,\theta}}\right)^3 \right] \quad \sigma_{a,\theta} = E_{a,\theta} \varepsilon_a \quad \sigma_{s,\theta} = E_{s,\theta} \varepsilon_s$$

ε_i poměrné osově prodloužení materiálu i ; předpoklad $\varepsilon_a = \varepsilon_c = \varepsilon_s = \varepsilon$

$E_{i,\theta,\sigma}$, I_i , A_i , $\sigma_{i,\theta}$ se vypočítá jako suma jednotlivých částí materiálu v čase trvání požáru t . Začíná se s počáteční hodnotou poměrného přetvoření $\varepsilon = 0,0005$, která se mění do dosažení rovnosti únosnosti za požáru, kritické síly a plastické únosnosti průřezu $N_{fi,Rd} = N_{fi,cr} = N_{fi,pl,Rd}$. Hodnota $N_{fi,Rd}$ značí návrhovou požární únosností sloupu v čase požadovaném požární odolností pomocí ručního výpočtu dle jednoduchého výpočtového modelu. [6]

Ruční výpočet podle prEN 1994-1-2:2017

Postup výpočtu v prEN 1994-1-2:2017 příloze H je odlišný od předchozího postupu. Nová metoda má také dvě části. Stanovení teploty průřezu a výpočet návrhové únosnosti za požáru. Liší se i počáteční podmínky. Pro návrh ocelobetonových sloupů podle prEN 1994-1-2:2017 přílohy H musí být splněny následující požadavky:

$$10 \leq d/t \leq 60,$$

$$5 \leq A_m/V \leq 30,$$

$$5 \leq l_0/d \leq 30,$$

$$e/d \leq 1,$$

$$30 \text{ min} \leq \text{normová požární odolnost} \leq 240 \text{ min}.$$

| | | |
|-----|---------|---|
| kde | d | je vnější rozměr kruhového průřezu sloupu [mm] |
| | t | tloušťka ocelového profilu [mm] |
| | A_m/V | součinitel průřezu, který je pro kompozitní sloupy roven vnějšímu obvodu sloupu ku jeho obsahu [m ⁻¹] |
| | l_0 | vzpěrná délka za požáru [mm] |
| | e | excentricita zatížení [mm] |

V nové verzi Eurokódu se průměrná teplota betonové části průřezu stanoví ze vztahu

$$\theta_{c,eg} = 81,8 - 5,05t_{fi} + 0,003t_{fi}^2 - 15,07 \frac{A_m}{V} + 0,3 \left(\frac{A_m}{V} \right)^2 - 0,88t_{fi} \frac{A_m}{V} + 7,43t_{fi}^{0,842} \left(\frac{A_m}{V} \right)^{0,714}$$

a ocelové části průřezu z rovnice

$$\theta_{a,eg} = -824,67 - 5,58t_{fi} + 0,007t_{fi}^2 - 0,01t_{fi} \frac{A_m}{V} + 645,08t_{fi}^{0,269} \left(\frac{A_m}{V} \right)^{0,017}$$

| | | |
|-----|----------|--|
| kde | t_{fi} | doba vystavení konstrukce požáru [min] |
|-----|----------|--|

Betonová část průřezu se nerozděluje na jednotlivé vrstvy. Teplota $\theta_{c,eg}$ se uvažuje jako průměrná teplota celého betonového jádra konstrukce. Nový postup je založen na principech a pravidlech z bodu 4.3.5.1 EN 1994-1-2:2005. Průřez ocelobetonových sloupů je rozdělen na tři sekce. Ocelový profil, betonové jádro a betonářská výztuž.

Hodnota návrhové plastické únosnosti průřezu se vypočte

$$N_{fi,pl,Rd} = A_a \frac{f_{y,\theta}}{\gamma_{m,fi,a}} + A_c \frac{f_{c,\theta}}{\gamma_{m,fi,c}} + A_s \frac{f_{s,\theta}}{\gamma_{m,fi,s}}$$

kde A_i plocha materiálu i
 $f_{i,\theta}$ návrhová pevnost materiálu i za zvýšené teploty, redukční součinitele jsou v tabulkách 3.2, 3.3, 3.4 v EN 1994-1-2:2005
 $f_{c,\theta} = f_{c,k} k_{c,\theta}$ $f_{a,\theta} = f_{yk} k_{y,\theta}$
 $\gamma_{m,fi,i}$ součinitel spolehlivost za požáru materiálu i (roven 1,0)

Účinná ohybová tuhost za požáru se stanoví

$$(EI)_{fi,eff} = \varphi_{a,\theta} E_{a,\theta} I_a + \varphi_{c,\theta} E_{c,\theta} I_c + \varphi_{s,\theta} E_{s,\theta} I_s$$

kde $\varphi_{i,\theta}$ redukční koeficient tepelném namáhání materiálu i

$$\varphi_{a,\theta} = \varphi_{a,\theta,1} \varphi_{a,\theta,2} \varphi_{a,\theta,3} \varphi_{a,\theta,4}$$

pro $\frac{l_\theta}{d} \leq 12$

$$\varphi_{a,\theta,1} = 6,05 - 1,16 \left(\frac{A_m}{V} \right)$$

$$\varphi_{a,\theta,2} = 0,55 + 0,082 \left(\frac{l_\theta}{d} \right)^{0,979}$$

$$\varphi_{a,\theta,3} = 566,37 - 565,25 \left(\frac{d}{t} \right)^{2,21 \cdot 10^{-4}}$$

$$\varphi_{a,\theta,4} = 0,116 + 8,84 \cdot 10^{-12} t_{fi}^{4,285}$$

pro $\frac{l_\theta}{d} > 12$

$$\varphi_{a,\theta,1} = 0,2$$

$$\varphi_{a,\theta,2} = -4262 + 4253 \left(\frac{l_\theta}{d} \right)^{9,04 \cdot 10^{-4}}$$

$$\varphi_{a,\theta,3} = 0,5375 + 7,5 \cdot 10^{-3} \left(\frac{d}{t} \right)$$

$$\varphi_{a,\theta,4} = 2,66 - 0,44 t_{fi}^{0,28}$$

$$\varphi_{c,\theta} = 1,2$$

$E_{i,\theta}$ modul pružnosti materiálu i při teplotě θ

$$E_{c,\theta} = \frac{f_{c,\theta}}{\varepsilon_{cu,\theta}} \quad E_{a,\theta} = E_a k_E$$

I_i moment setrvačnosti materiálu i

Eurelovo kritické napětí se stanoví jako

$$N_{fi,cr} = \frac{\pi^2 (EI)_{eff,fi}}{l_\theta^2}$$

Relativní poměrná štíhlost se vypočítá jako

$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{\frac{N_{fi,pl,Rd}}{N_{fi,cr}}}$$

A návrhová únosnost ocelobetonového sloupu za požáru při centrickém tlaku

$$N_{fi,Rd} = \chi N_{fi,pl,Rd}$$

kde χ redukční součinitel vzpěrnosti, který je závislý na relativním poměrném přetvoření a stanoví se podle křivky vzpěrnosti „a“ z EN 1994-1-3 (u sloupů vyztužených betonářskou výztuží se použije křivka „c“) [7]

2.2.2 Tabulkový návrh

Návrh za zvýšené teploty dle tabulek je konzervativní. V tabulce jsou zobrazeny požadavky na rozměry konstrukce, které musí být splněny, aby byla zajištěna požadovaná požární odolnost.

Pro využití tab. 1 je třeba dodržet následující podmínky při určování $\eta_{fi,t}$ ze vztahu $R_{d,fi,t} = \eta_{fi,t} R_d$:

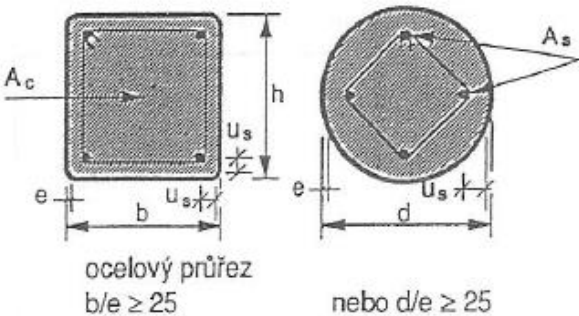
bez ohledu na třídu oceli se do výpočtu bere nominální hodnota meze kluzu 235 MPa,

tloušťka stěny ocelového profilu e se uvažuje maximálně $(1/25)b$ nebo d ,

procento vyztužení $A_s/(A_c+A_s)$ se nevažuje vyšší než 3 %,

pevnost betonu se uvažuje jako pevnost při běžné teplotě. [8]

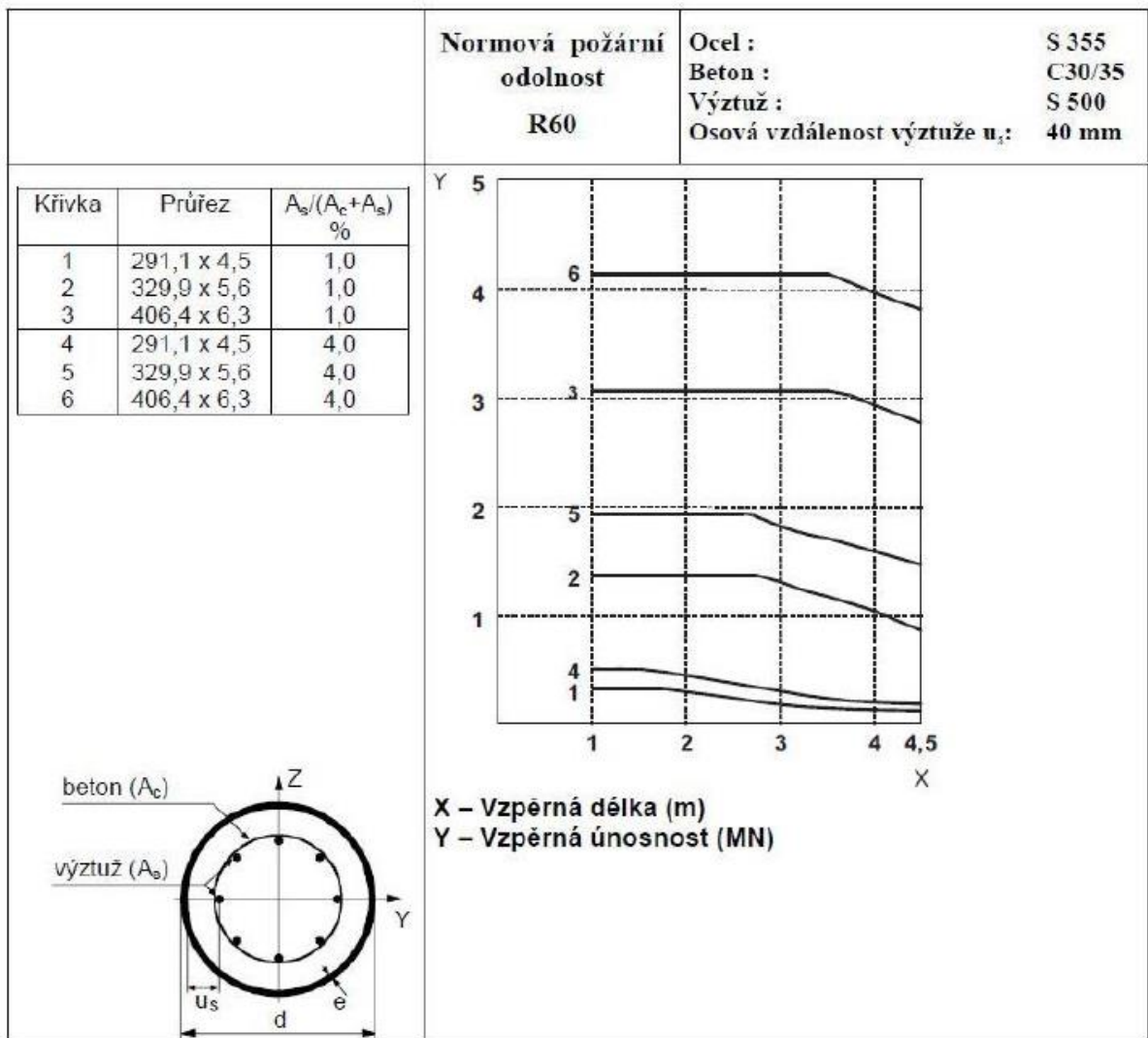
Tab. 1: Požadavky pro návrh za zvýšené teploty na dutý sloup vyplněný betonem [3]

|  <p>ocelový průřez $b/e \geq 25$</p> <p>nebo $d/e \geq 25$</p> | | Normová požární odolnost | | | | |
|---|--|--------------------------|------|------|-------|-------|
| | | R 30 | R 60 | R 90 | R 120 | R 180 |
| 1 | Minimální rozměry pro úroveň zatížení $\eta_{fi,t} \leq 0,28$ | | | | | |
| 1.1 | Minimální h a b nebo minimální d [mm] | 160 | 200 | 220 | 260 | 400 |
| 1.2 | Minimální vyztužení $A_s / (A_c + A_s)$ v % | 0 | 1,5 | 3,0 | 6,0 | 6,0 |
| 1.3 | Minimální vzdálenost výztuže u_s [mm] | - | 30 | 40 | 50 | 60 |
| 2 | Minimální rozměry pro úroveň zatížení $\eta_{fi,t} \leq 0,47$ | | | | | |
| 2.1 | Minimální h a b nebo minimální d [mm] | 260 | 260 | 400 | 450 | 500 |
| 2.2 | Minimální vyztužení $A_s / (A_c + A_s)$ v % | 0 | 3,0 | 6,0 | 6,0 | 6,0 |
| 2.3 | Minimální vzdálenost výztuže u_s [mm] | - | 30 | 40 | 50 | 60 |
| 3 | Minimální rozměry pro úroveň zatížení $\eta_{fi,t} \leq 0,66$ | | | | | |
| 3.1 | Minimální h a b nebo minimální d [mm] | 260 | 450 | 550 | - | - |
| 3.2 | Minimální vyztužení $A_s / (A_c + A_s)$ v % | 3,0 | 6,0 | 6,0 | - | - |
| 3.3 | Minimální vzdálenost výztuže u_s [mm] | 25 | 30 | 40 | - | - |

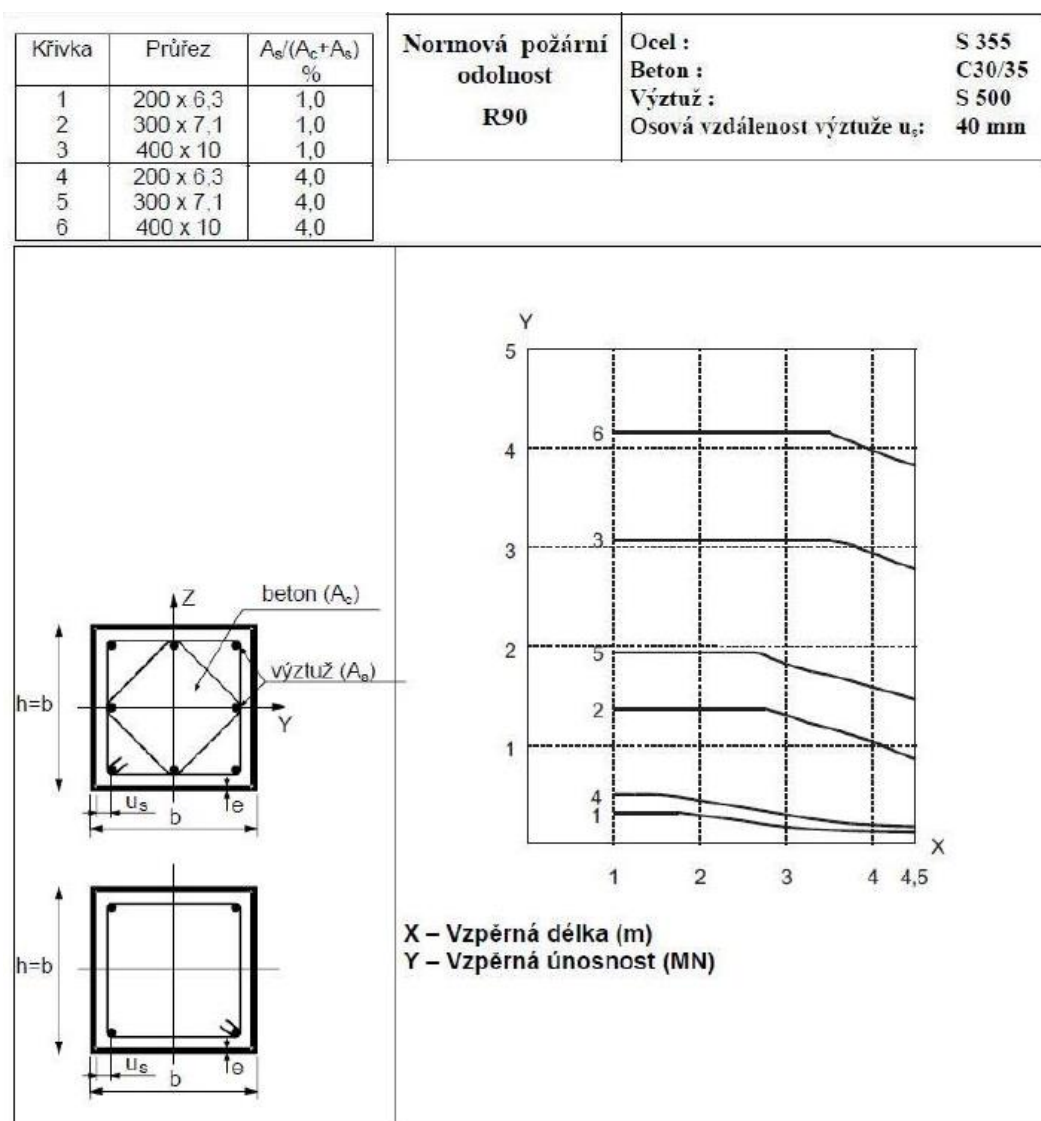
Návrh podle dimenzačního grafu

V normě ČSN EN 1994-1-2 jsou uvedeny grafy nebo tabulky, podle kterých lze určit únosnost ocelobetonových sloupů za zvýšené teploty. Grafy mají omezený rozsah rozměrů průřezů a materiálů. [3]

Tab. 2: Dimenzační graf pro kruhové průřezy vyplněné betonem [6]



Tab. 3: Dimenzační graf pro čtvercové průřezy vyplněné betonem [6]



Obě metody podle přílohy H EN 1994-1-2:2019 a prEN 1994-1-2:2017 pro návrh ocelobetonových sloupů za zvýšené teploty se liší. Pro stanovení teploty průřezu je u starší metody nutnost využití počítačového softwaru, oproti nové metodě, pro kterou je připraven vztah pro výpočet průměrné teploty jednotlivých materiálů. Starší verze je pracnější rozdělováním betonového jádra na jednotlivé vrstvy. Postup výpočtu ve verzi z roku 2005 má několik nedostatků. Při hledání rovnováhy mezi Eulerovou kritickou silou a návrhovou únosností za požáru je třeba iterovat. Metoda poskytuje velmi vysoké únosnosti pro štíhlé sloupy. Ve verzi z roku 2017 jsou nedostatky odstraněny. PrEN 1994-1-2:2017 poskytuje nižší návrhové únosnosti sloupů za požáru.

2.3 Numerický model

Numerické modely využívají jednotlivých výpočtových kroků v čase, aby zjistily chování prvku za zvýšené teploty. V praxi to znamená, že je nutné provést velké množství iteračních výpočtů, k čemu se využívají různé softwary. Jedná se o metodu konečných prvků.

V poslední době se hlavně z důvodu úspory času a financí vyvíjí velké množství numerických modelů nejrůznějších stavebních prvků a konstrukcí. Mezi jedny z nejvyužívanějších softwaru konečných prvků, které se specializují na požární problematiku patří FIRES-T3 (Iding 1977), TASEF (Sterner & Wickström 1990) a SAFIR (Franssen 2003). Mimo tyto specializované programy existují i další softwary jako ABAQUS, ANSYS, ATENA nebo DIANA, které řeší tepelnou i mechanickou analýzu.

Celosvětově už bylo provedeno několik studií numerických modelů na téma ocelobetonových sloupů. Dostupnou literaturu je však nutné rozdělit na dvě kategorie: globální konstrukční model a model jednotlivých prvků.

Bailey (2000) publikoval konstrukční model, který byl zaměřen na mezní délky ocelobetonových sloupů za zvýšené teploty. Jeho počítačový model, který využívá metodu konečných prvků, byl rozšířen tak, aby zpracovával chování čtvercových ocelobetonových sloupů při běžné i zvýšené teplotě. Sloupy byly modelovány jako jednorozměrový model se sedmi stupni volnosti v každém uzlu. Průřez byl rozdělen do několika čtvercových nebo obdélníkových segmentů. Vlastnosti materiálů za zvýšené teploty byly převzaty z EN 1994-1-2 (CEN 2005c). Pro jednotlivé teploty byla pevnost betonu v tahu rovna 10% pevnosti betonu v tlaku. Teplota průřezu byla získána z dvourozměrného teplotního modelu. Vzhledem k tomu, že se jednalo o jednorozměrovou analýzu, nemohlo být zohledněno lokální boulení.

Yang (2008a) představil model konečných prvků s využitím softwaru Visual Fortran. Sloup byl rozdělen do malého počtu dvoubodových konečných prvků po délce a každý z průřezů byl rozdělen do jemné sítě segmentů, které představovali ocel a beton. Model byl využit pro pozorování chování ocelobetonového sloupu po celou dobu vystavení požáru. Od zatížení za běžné teploty, zahřívání, ochlazení na běžnou teplotu, zatížení po požáru až do kolapsu sloupu. Bylo uvažováno se zjednodušeným chováním prvku. Zanedbal se prokluz povrchů mezi ocelí a betonem, pevnost betonu v tahu a lokální boulení stěny ocelového profilu.

Skupina vědců vedená profesorem Hanem (Song 2010) vyvinula trojrozměrový model v softwaru ABAQUS pro simulaci chování ocelobetonového sloupu pod různým tepelným i mechanickým zatížením. Ocelová část průřezu byla rozmeshována do čtyřstranných elementů

a betonové jádro do osmistranných. Songův model sledoval chování prvku podobně jako přechozí model, tedy ve všech fázích požáru.

V současnosti probíhá výzkum ve Španělsku pod vedením profesora Romera. Romero & Hospitaler (2009, 2010, 2011) vedou skupinu, kde Espinos (2010) pracuje na výzkumu chování čtvercových nechráněných ocelobetonových sloupů za zvýšené teploty. Ve Španělsku vyvinuli pokročilý trojrozměrný numerický model pro tepelně-mechanickou analýzu prostřednictvím programu ABAQUS. Spojili mechanický model vyvinutý Liem (1994) pro betonové jádro a model z EN 1993-1-2 (CEN 2005b) pro ocelovou část průřezu. Validace proběhla na experimentech, které jsou popsány níže. Model poskytuje výsledky požární odolnosti v čase. Výzkum byl dále rozšířen prací Espinos (2011) o model eliptického ocelobetonového sloupu za zvýšené teploty.

2.4 Požární experimenty

Do dnešní doby proběhlo velké množství experimentů na téma ocelobetonových sloupů za požáru. Požární experimenty využijí nejrůznější vstupní data: odlišné materiály, rozměry, zatížení, uložení, atd.

Jeden z prvních experimentů pro ocelobetonové sloupy za zvýšené teploty proběhl pod vedením CIDECT (Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire) mezi lety 1974 a 1982.

Za zmínku stojí návrhové postupy pro ocelobetonové sloupy za zvýšené teploty podle Corus Tubes guide (Hicks & Newman 2002) a CIDECT guide (Twilt 1996). V druhé zmíněné publikaci můžeme najít návrhové grafy pro běžně používané dimenze průřezů, kde je nosnost sloupu za požáru v určitém čase odvozena od vzpěrné délky, dimenze průřezu a procenta vyztužení.

Uskutečnilo se mnoho dalších experimentů. Například mezi lety 1982 a 1994 pod záštitou NRCC (National Research Council of Canada) byly provedeny odlišné experimenty ocelobetonových sloupů (Lie & Chabot 1992, Kodur & Lie 1995). Byly testovány kruhové a čtvercové průřezy sloupů. Zároveň nebyl jako výplň ocelového profilu využit pouze prostý beton, ale i železobeton a drátkobeton. Sloupy byly centricky zatěžovány, dimenze průřezů sloupů se pohybovala mezi 141,3 mm a 406,4 mm s tloušťkami ocelových profilů od 4,78 mm až 12,70 mm a délce sloupů 3810 mm.

Další experiment, který je zmíněný výše, proběhl ve španělské Valencii pod vedením Romera (2011). Romero provedl experiment na štíhlém osově zatíženém ocelobetonovém

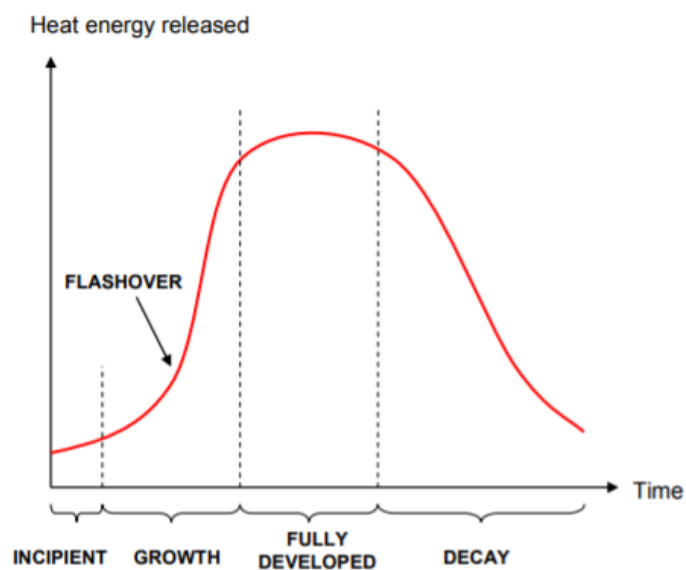
sloupu vystaveném požáru. Testován byl běžně používaný beton, ale také vysokopevnostní beton v 16 experimentech. Dimenze průřezu kruhových sloupů byla 159 mm o tloušťce ocelového profilu 6 mm a délce sloupu 3180 mm. Výzkum byl zaměřen na testování parametrů jako jsou pevnost betonu, typ výplně a mezní zatížení. [2]

2.5 Vlastnosti požárů

2.5.1 Dynamika požáru

Dynamika požáru popisuje rozvoj teploty v závislosti na čase v prostoru. Hlavní faktory ovlivňující rozvoj požáru jsou geometrie místnosti, přístup kyslíku (ventilace), ohraničující plochy, typ a množství paliva.

Rozvoj požáru rozdělujeme na jednotlivé fáze: iniciace, prostorové vzplanutí, plně rozvinutý požár, dohořívání

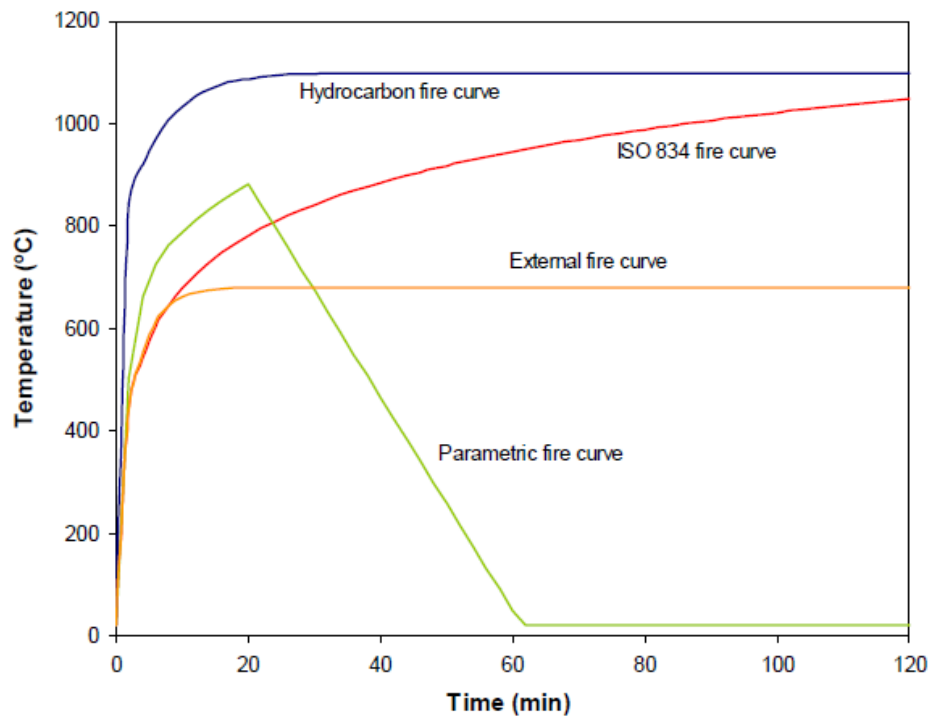


Obr. 2: Fáze rozvoje požáru [2]

Nejrychleji stoupá teplota ve fázi prostorového vzplanutí. Jedná se o fázi, kdy dochází k úplnému vzplanutí všech hořlavých materiálů.

Podle ČSN EN 1991-1-2 sekce 3.3 se rozlišuje několik druhů požárů: zjednodušené požární modely (nominální a parametrické teplotní křivky), zdokonalené požární modely (lokální požár, jednozónový model, dvouzónový model, dynamický model). Podmínky každého z požárů jsou velmi odlišné. Aby bylo možno porovnávat účinnost konstrukčních

řešení, klasifikovat je a ověřovat jejich požární odolnost, byl vytvořen standartní model požáru. Ten je definován teplotními křivkami, u kterých se zvyšuje teplota bez ohledu na podmínky v prostoru a množství paliva. V mnoha stavebních normách se využívá teplotní křivka popsána v ISO 834 standard (ISO 1980), podle které se určuje požární odolnost stavebních prvků. Tato křivka nereprezentuje skutečný požár. Je definována rostoucí teplotou plynu v prostoru, ale se sníženou rychlostí. [2]



Obr. 3: Teplotní křivky [2]

2.5.2 Přestup tepla

K přestupu tepla dochází na rozhraní dvou látek s různou teplotou. Existují 3 druhy přestupu tepla mezi látkami – kondukce (vedení), konvekce (proudění), radiace (sálání).

. Při kondukčním přenosu tepla je využita Fourierova diferenciální rovnice tepla, kdy v homogenní látce dochází k místnímu přenosu tepla úměrnému teplotnímu gradientu bez přidruženého pohybu hmotnosti materiálu. Kondukční přestup tepla je popsán jako

$$q = -\lambda \nabla \theta$$

kde q je hustota tepelného toku na jednotku povrchu,
 λ tepelná vodivost,
 θ teplota.

Rovnice pro zachování energie

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = -\nabla q + Q$$

kde ρ je objemová hmotnost,
 c měrná tepelná kapacita,
 Q množství tepla na jednotku objemu.

Měrná tepelná kapacita materiálu závisí na teplotě, což do rovnice zavádí nelinearitu. Spojením dvou předchozích rovnic dostaneme rovnici vedení tepla,

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = -\nabla(\lambda \nabla \theta) + Q$$

kteřá lze řešit zavedením počátečních a odpovídajících teplotních okrajových podmínek. Počáteční podmínky jsou specifikovány počáteční teplotou. Teplotní okrajová podmínka pro povrchy vystavené požáru je Neumannova typu a je specifikována normálovou derivací teploty.

$$\dot{h}_{net} = \lambda \frac{\partial \theta_m}{\partial n}$$

kde n je normála k povrchu,
 \dot{h}_{net} tepelný tok na jednotku povrchu.

Tepelný tok \dot{h}_{net} může být rozdělen na dva samostatné tepelné toky – konvekce $\dot{h}_{net,c}$ a radiace $\dot{h}_{net,r}$.

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

Tepelný tok konvekcí je definován jako

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c (\theta_g - \theta_m)$$

kde α_c je součinitel přestupu tepla
 θ_g teplota plynu okolí,
 θ_m teplota povrchu prvku.

Součinitel přestupu tepla $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ v případě, že je použita normová teplotní křivka nebo křivka vnějšího požáru. Pro parametrickou teplotní křivku je $\alpha_c = 35 \text{ W/m}^2\text{K}$ a pro uhlovodíkovou teplotní křivku $50 \text{ W/m}^2\text{K}$.

Na straně prvku nevystavené účinkům požáru je $\alpha_c = 4 \text{ W/m}^2\text{K}$. Pokud se uvažuje i s přenosem tepla radiací je $\alpha_c = 9 \text{ W/m}^2\text{K}$.

Tepelný tok radiací je definován rovnicí

$$\dot{h}_{net,r} = \phi \varepsilon_m \varepsilon_f \sigma [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4]$$

kde ϕ je konfigurační součinitel
 ε_m emisivita povrchu prvku,
 ε_f emisivita požáru,
 σ Stephan-Boltzmannova konstanta
 θ_r radiační teplota požáru
 θ_m teplota povrchu prvku

Hodnotu konfiguračního součinitele lze určit podle ČSN EN 1991-1-2 sekci 3.1 nebo vypočítat podle přílohy G této normy. Sekce 2.2 zmíněné normy definuje $\varepsilon_m = 0,7$ pro ocel a beton. Emisivita požáru se obecně uvažuje jako $\varepsilon_f = 1,0$. Za předpokladu plně rozvinutého požáru v okolí sledovaného prvku je radiační teplota θ_r shodná s teplotou plynu θ_g . Teplota plynu se určuje podle teplotních křivek zmíněných v předešlé kapitole. [9]

2.6 Vlastnosti materiálů

2.6.1 Drátkobeton

Mezi negativní vlastnosti betonu patří jeho nízká pevnost v tahu. Z tohoto důvodu je zapotřebí beton vyztužovat dalšími materiály. Obvykle je výztuž ve formě kontinuálních ocelových tyčí vhodně umístěných v betonové konstrukci, aby konstrukce lépe odolávala tahovým a smykovým namáháním. Lze vyztužit vlákny, která jsou obecně nesouvislá, krátká a jsou náhodně rozmístěna v betonové konstrukci. Takový materiál je znám jako vlákny vyztužený beton. Vlákna jsou vyrobena převážně z oceli, skla, polymeru nebo z přírodních materiálů. Beton vyztužený vlákny z oceli se nazývá drátkobeton. [10]

Ocelové drátky se třídí podle délky, průměru a typu zahnutí. Obsah drátků v prostém betonu se pohybuje mezi 30–150 kg/m³. Pro dosažení očekávaných vlastností betonu v čerstvém i ztvrdlém stavu je nutné rovnoměrné rozptýlení drátků v drátkobetonu a také rovnoměrné obalení cementovou maltou.

Mezi charakteristické vlastnosti drátkobetonu patří kontrola smršťování betonu, vysoká pevnost v tahu, ohybová pevnost a pevnost ve smyku, nepatrně přispívá k pevnosti v tlaku, tepelná odolnost a vysoká tepelná vodivost, odolnost proti zemětřesení, vysoká odolnost proti únavě, nárazům a náhlým zatížením, vysoká tažnost [11]



Obr. 4: Typy ocelových drátků v drátkobetonu [11]

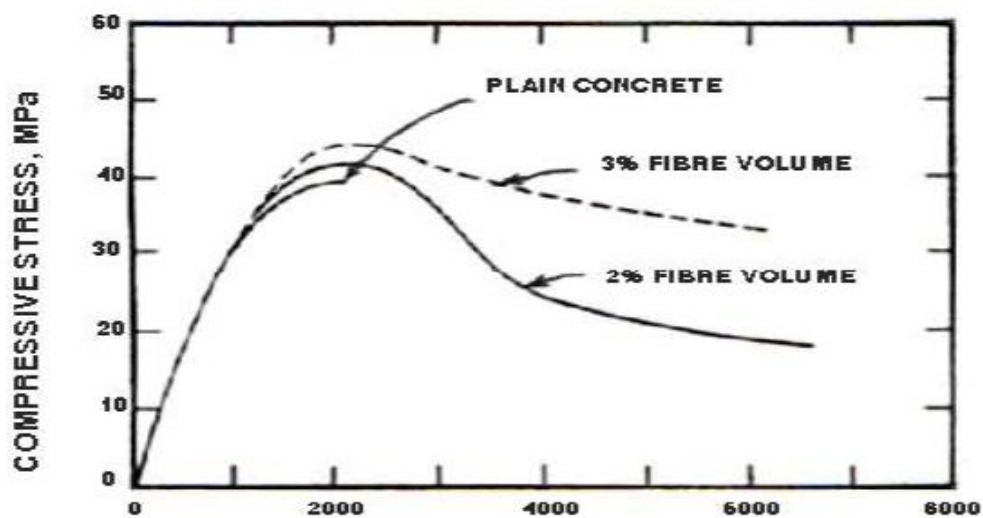
Mechanické vlastnosti

Drátkobeton vyniká tahovými vlastnostmi, odolností proti vzniku a šíření smršťovacích trhlin, ale také má nepatrně vyšší pevnost v tlaku než klasický beton. Schopnost ocelových drátků bránit vzniku a šíření trhlin má tři hlavní účinky na chování drátkobetonu. Ocelové drátky oddalují vznik ohybových trhlin, kdy tahové namáhání při první trhlíně může

dosahovat až 100 % a konečná deformace může být 20krát až 50krát vyšší než u prostého betonu. Vyztužením ocelovými drátky lze přesně zaznamenat chování betonu po vzniku trhlin. Vlastnost drátkobetonu brání vzniku trhlin, zvyšuje jeho tažnost a tím pozitivně přispívá k vyšší houževnatosti konstrukce [10]

Pevnost v tlaku

Ocelové drátky mírně zvyšují pevnost drátkobetonu v tlaku, přičemž zvýšení se v průměru pohybuje kolem 10. Drátky zvyšují tažnost po vzniku prasklin a množství energie, kterou může materiál absorbovat. [11]



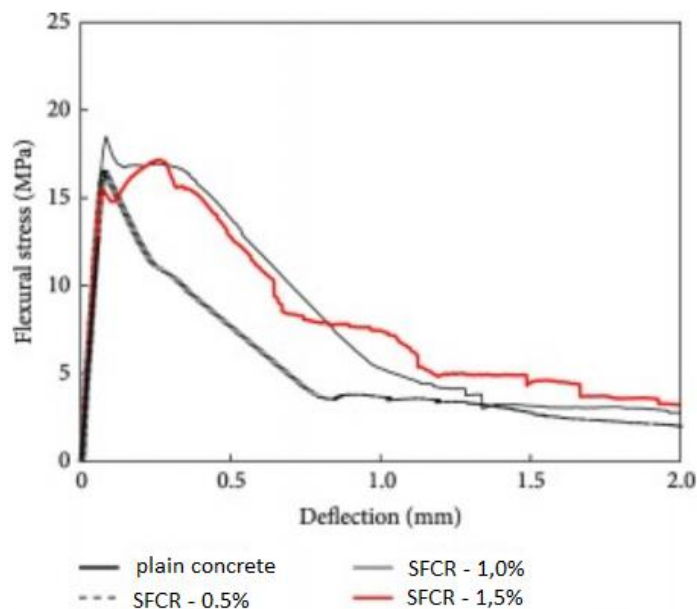
Obr. 5: Porovnání pracovních diagramů pevnosti v tlaku prostého betonu a drátkobetonu [12]

Pevnost v tahu

Ocelové drátky uložené ve směru tahového namáhání mohou přispět k pevnosti drátkobetonu v tahu. Pevnost v tahu se může zvýšit až o 133 % za předpokladu, že je minimálně 5 % drátků namířeno ve směru tahu. Nicméně pro více náhodně rozložené ocelové drátky u směsi drátkobetonu je zvýšení tahové pevnosti mnohem nižší, pohybuje se okolo 0–60 %. Tudiž přidávání ocelových drátků pouze z důvodu zvýšení pevnosti v tahu není efektivní. Avšak stejně jako u tlakové pevnosti, ocelové drátky přispívají k houževnatosti materiálu a zlepšují chování materiálu po vzniku trhlin.

Ohybová pevnost

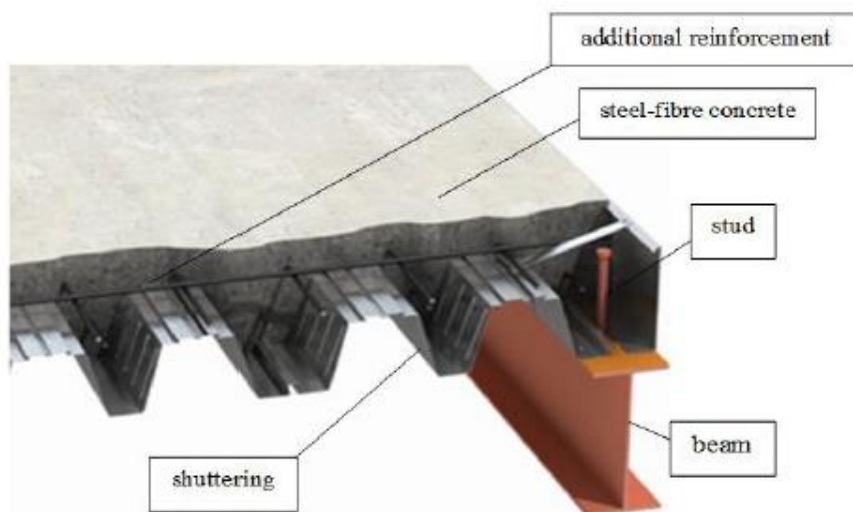
Ocelové drátky mají větší účinek na pevnost v ohybu než na pevnost v tahu a tlaku, zvýšení pevnosti v ohybu je více než 100 %. Zvýšení pevnosti v ohybu je citlivé nejen na množství drátků ve směsi drátkobetonu, ale také na poměr stran (rozměrů) použitých drátků. S větším poměrem stran drátků roste ohybová pevnost. [12]



Obr. 6: Graf ohybového napětí různých druhů drátkobetonu [12]

Využití

V posledních letech využití drátkobetonu roste a stále se objevují nové typy konstrukcí, kde se lze částečně nebo úplně nahradit klasickou prutovou výztuž ocelovými drátky. Nejčastěji se aplikuje v konstrukcích podlah průmyslových staveb, ale z důvodu dobrých vlastností drátkobetonu při dynamickém namáhání se také hojně uplatňují v konstrukcích silnic, jako podložní vrstva pod stroje a další prvky, které vytváří dynamické zatížení a v konstrukcích namáhaných seismickým zatížením. Dále se drátkobeton využívá v ocelobetonových stropích a sloupech, na výstavbu tunelů a také na konstrukce pod vodní hladinou.



Obr. 7: Ocelo-drátkobetonová stropní deska [13]

Zajímavý příklad využití drátkobetonu najdeme ve střešní konstrukci Evropského Oceánografického parku ve Valencii. Byla zde využita kombinace vyztužení ocelových prutů a ocelových drátků. [13]



Obr. 8: Drátkobetonová střešní konstrukce Evropského Oceánografického parku ve Valencii [13]

Další neméně zajímavou konstrukcí, která využívá drátkobeton je přehrada v Longshua v Číně. Tento materiál byl zvolen z důvodu častého seismického zatížení. Konstrukce je tvořena z části klasickým železobetonem a z části SFRC. SFRC je využívám i v podvodních částech konstrukce. Největší deska z SFRC měří 75 metrů, a i po několika zemětřeseních nenese žádné známky poškození. [13]

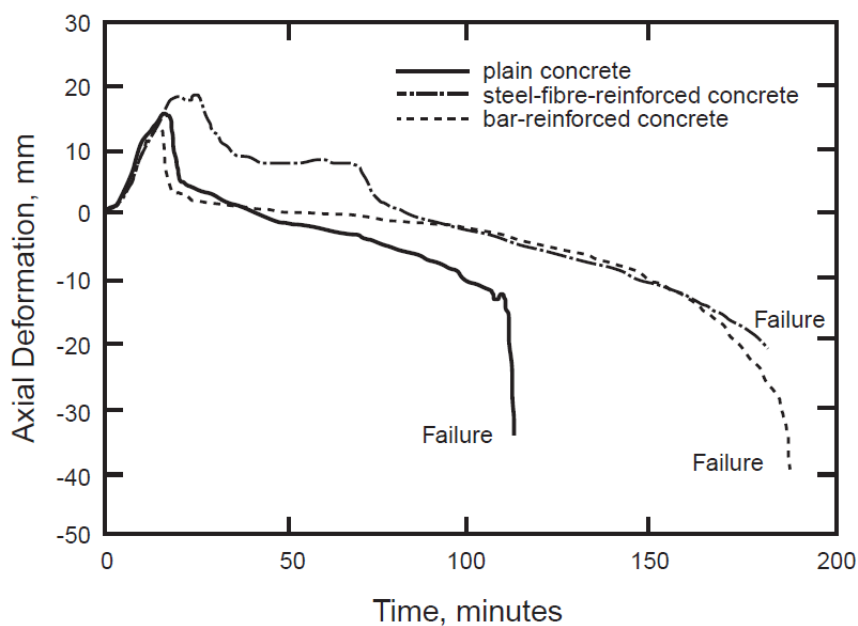
Chování za požáru

Prostý beton v ocelobetonových sloupech

Požární odolnost sloupů vyplněných prostým beton se pohybuje mezi jednou až dvěma hodinami. Kolaps nastává z důvodu snižování pevnosti betonu v tlaku za zvyšující se teplotou společně s rychlým šířením trhlin v betonu, což má za následek předčasné selhání betonového jádra. Požární odolnost vyšší než jednu hodinu lze dosáhnout pouze u snížení úrovně zatížení. Ocelobetonové sloupy vyplněné prostým betonem jsou rovněž velmi citlivé na excentrické zatížení.

Drátkobeton v ocelobetonových sloupech

Požární odolnost ocelobetonových sloupů může být výrazně zvýšena využitím drátkobetonu namísto prostého betonu jak lze vidět na obr. 7. Lze se přiblížit až ke třem hodinám požární odolnosti, a to i bez redukované úrovně zatížení. Přítomnost ocelových vláken snižuje tvorbu trhlin a přispívá k pevnosti betonu v tlaku za zvýšené teploty, čímž zabraňuje předčasnému kolapsu betonového jádra. [14]



Obr. 9: Porovnání osových deformací ocelobetonových sloupů vyplněnými třemi různými typy betonu [14]

2.6.2 Ocel

Ocelobetonové konstrukce jsou výhradně tvořeny konstrukční ocelí. Nejčastěji využívané pevnostní třídy konstrukční oceli, které jsou popsány v Eurokódu 3, jsou S235, S275, S355 a S450. Stavební produkty vyrobené z oceli lze dělit do těchto skupin: prvky tvarované za tepla – profily I, U, H a úhelníkové profily; prvky tvarované za studena – úhelníky nebo profily taru Z, C a Omega a opláštění budov; duté profily tvarované za tepla nebo za studena – pravoúhlé, kruhové a eliptické profily; složené profily – příhradové nosníky, prolamované nosníky a svařované profily.

Mechanické vlastnosti

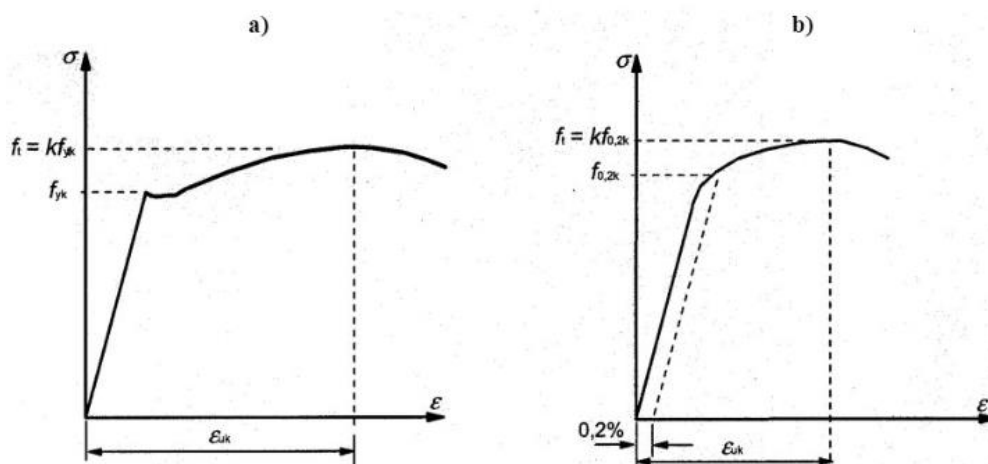
Tab. 4: Materiálové konstanty oceli

| | | | |
|--------------------------------|------------|--------------------|--------------------|
| Modul pružnosti | $E =$ | 210 000 | MPa |
| Modul pružnosti ve smyku | $G =$ | 80 700 | MPa |
| Koeficient tepelné roztažnosti | $\alpha =$ | $12 \cdot 10^{-6}$ | $1/^\circ\text{C}$ |
| Objemová hmotnost | $\rho =$ | 7850 | kg/m^3 |
| Poissonův součinitel | $\nu =$ | 0,3 | |

Mez kluzu f_y a mez pevnosti f_u jsou uvedeny v tab. 5 a rozdělené podle tloušťky materiálu.

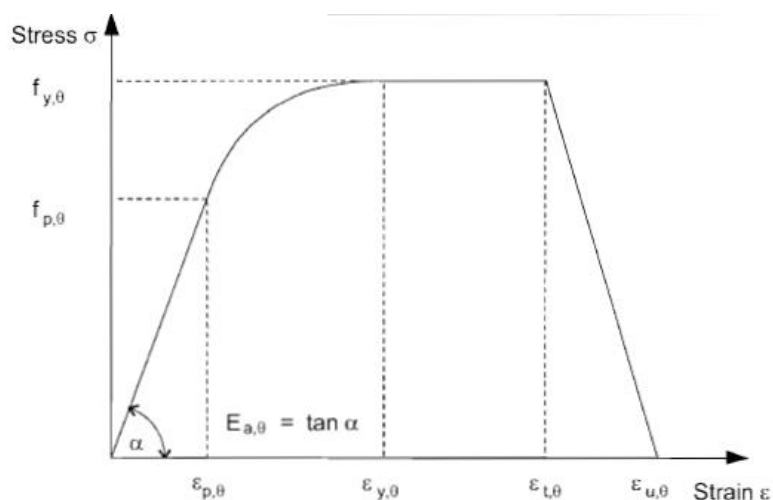
Tab. 5: Jmenovité hodnoty meze kluzu f_y a meze pevnosti f_u pro konstrukční ocel [15]

| Značka oceli podle ČSN EN 10027 | Jmenovitá tloušťka prvku t [mm] | | | |
|---------------------------------------|-----------------------------------|-------|------------------------------|-------|
| | $t \leq 40$ mm | | $40 \text{ mm} < t < 100$ mm | |
| | f_y | f_u | f_y | f_u |
| S 235 | 235 | 360 | 215 | 340 |
| S 275 | 275 | 430 | 255 | 410 |
| S 355 | 355 | 510 | 335 | 490 |
| S 420 | 420 | 500 | 390 | 500 |
| S 460 | 460 | 530 | 430 | 530 |



Obr. 10: Pracovní diagram oceli; a) za tepla válcovaná ocel b) za studena tvarovaná ocel

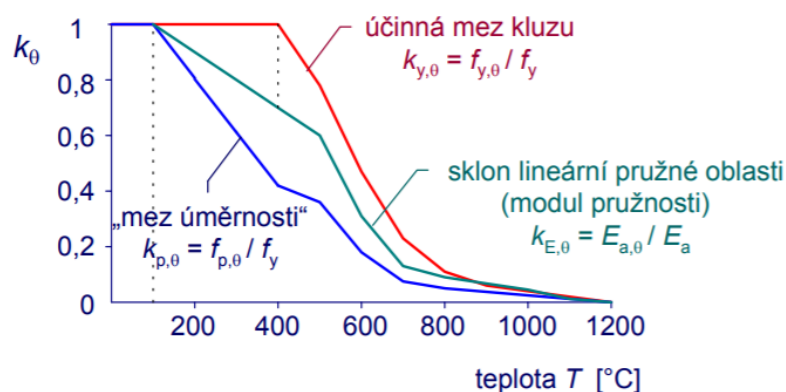
Mechanické vlastnosti za zvýšené teploty



Obr. 11: Pracovní diagram oceli za zvýšené teploty [16]

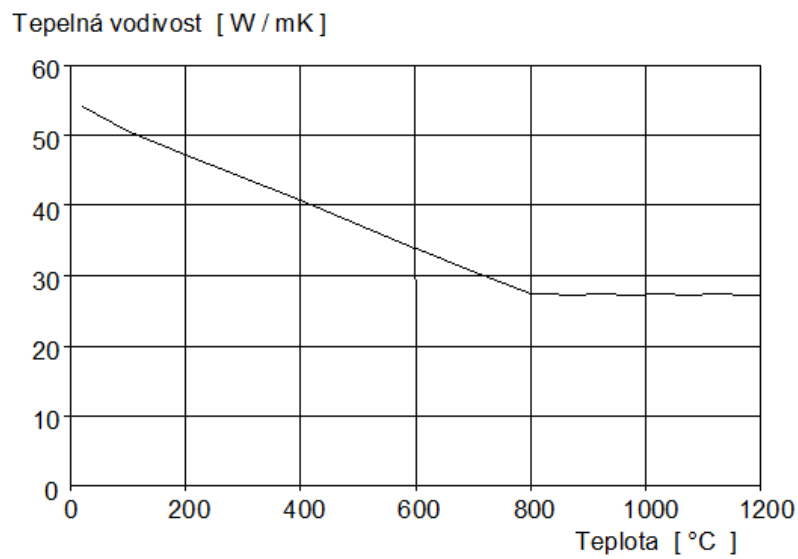
- Kde $f_{y,\theta}$ je mez kluzu za zvýšené teploty,
 $f_{p,\theta}$ je mez úměrnosti za zvýšené teploty,
 $\varepsilon_{p,\theta}$ poměrná deformace na mezi úměrnosti za zvýšené teploty,
 $\varepsilon_{y,\theta}$ poměrná deformace na mezi kluzu za zvýšené teploty = 2 %,
 $\varepsilon_{u,\theta}$ poměrná deformace na mezi pevnosti za zvýšené teploty = 20 %.

Redukční součinitel k_θ , podle kterého se upravují hodnoty meze kluzu, meze úměrnosti a Youngova modelu pružnosti za zvýšené teploty jsou uvedeny v ČSN EN 1994-1-2. Graf, ze kterého tyto hodnoty vycházejí je zobrazen na obr. 12.



Obr. 12: Graf redukčního součinitele k_θ [6]

Tepelná vodivost λ_a a měrná tepelná kapacita c_a oceli se za zvýšené teploty upravuje podle grafů na obr. 13 a obr. 14.

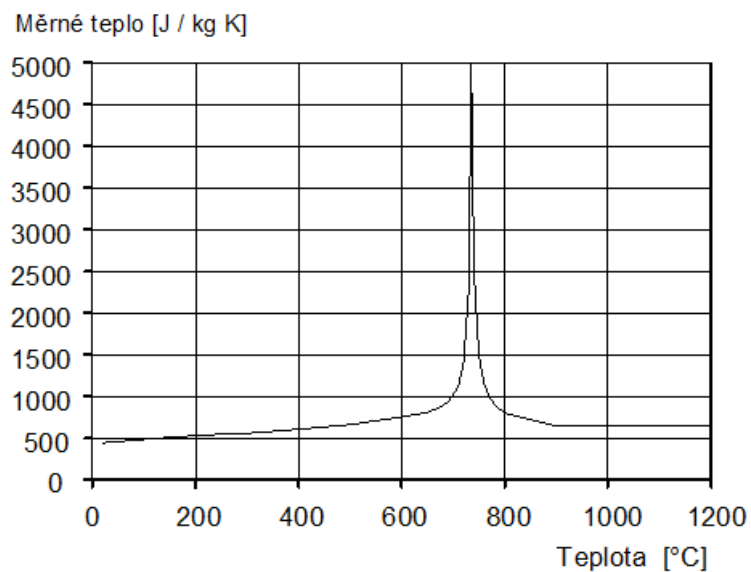


Obr. 13: Tepelná vodivost oceli λ_a za zvýšené teploty [6]

Tepelná vodivost λ_a může být také stanovena podle rovnice uvedené v ČSN EN 1994-1-2 jako

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \times \theta_a \quad \text{pokud } \theta_a \leq 800^\circ\text{C}$$

$$\lambda_a = 27,3 \quad \text{pokud } \theta_a > 800^\circ\text{C}$$



Obr. 14: Měrná tepelná kapacita c_a za zvýšené teploty [6]

Měrná tepelná kapacita je definována 4 způsoby v závislosti na uvažované teplotě jako

$$\begin{aligned}c_a &= 425 + 7,73 \times 10^{-1}\theta_a - 1,69 \times 10^{-3}\theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6}\theta_a^3 && \text{pokud } 20 \leq \theta_a \leq 600^\circ\text{C} \\c_a &= 666 - \left(\frac{13200}{\theta_a - 738}\right) && \text{pokud } 600 \leq \theta_a \leq 735^\circ\text{C} \\c_a &= 545 + \left(\frac{17820}{\theta_a - 731}\right) && \text{pokud } 735 \leq \theta_a \leq 900^\circ\text{C} \\c_a &= 650 && \text{pokud } 900 \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}\end{aligned}$$

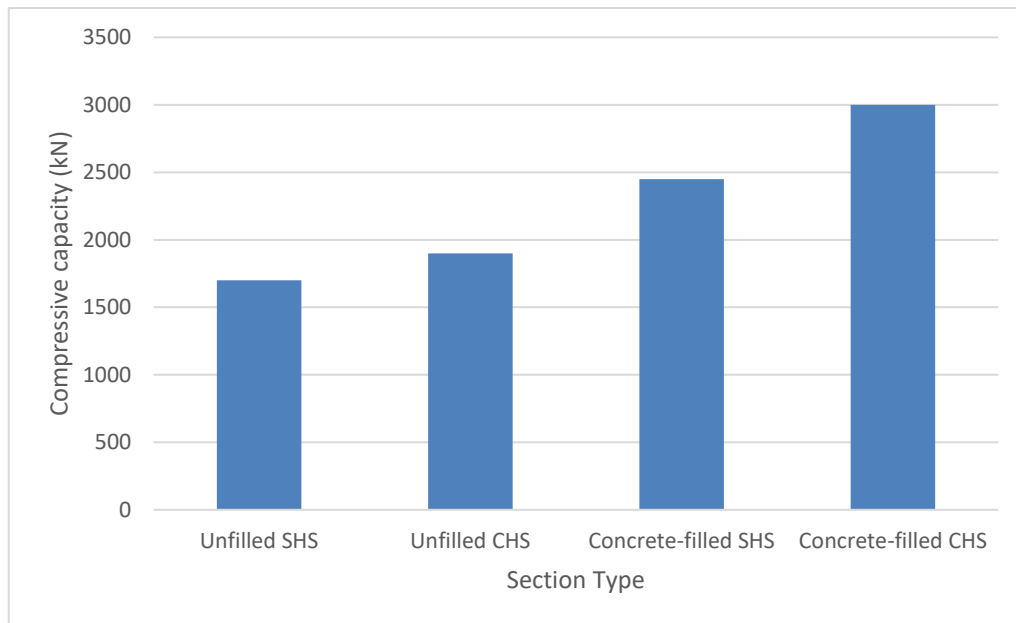
2.6.3 Ocelobeton

Mechanické vlastnosti

Spojením konstrukční oceli a betonu výsledný kompozit získává kladné mechanické vlastnosti obou materiálů. Jedním z konstrukčních prvků využívající tuto kombinaci materiálů je ocelobetonový sloup.

Zvýšená pevnost v tlaku a zvýšený odpor proti boulení oceli umožňuje použití menších průřezů sloupu, kterých se dá efektivně využít z pohledu architektonické i statické stránky. Tyto sloupy jsou prováděny v kruhových, čtvercových i eliptických tvarech.

Duté průřezy mají mnoho výhod oproti otevřeným průřezům. Uavřené profily vynikají ve vyšších pevnostech, a naopak nižším ohybu a kroucení. Při vyplnění ocelového profilu betonem objevují další výhody. Ocel poskytuje betonu trvalé bednění, které je schopno při konstrukční fázi přenášet zatížení v době, kdy beton stálé tvrdne. Další a jednou z hlavních výhod je zpoždění či zamezení lokálního boulení oceli díky betonovému jádru.

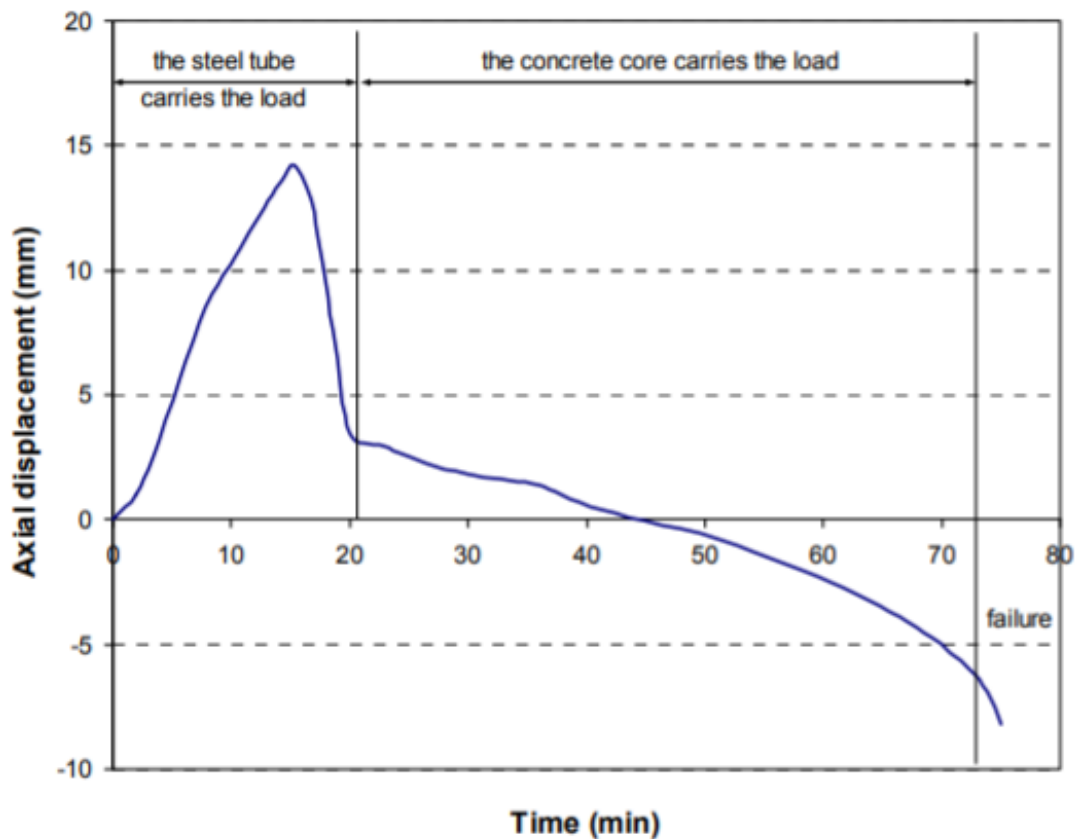


Obr. 15: Porovnání pevností v tlaku ocelových a ocelobetonových sloupů (Unfilled SHS – nevyplněný čtvercový uzavřený průřez; Unfilled CHS – nevyplněný kruhový uzavřený průřez; Concrete-filled SHS – čtvercový uzavřený průřez vyplněný betonem; Concrete-filled CHS – kruhový uzavřený průřez vyplněný betonem) [17]

Chování za požáru

Vyplnění ocelového průřezu betonem zásadně zvyšuje požární odolnost sloupu bez nutnosti doplňkové požární ochrany. Díky nízké tepelné vodivosti dokáže betonová vrstva absorbovat velké množství tepla a zároveň přispívá k přenášení části zatížení a omezuje lokální boulení oceli.

Ocelová část průřezu se roztahuje rychleji než ta betonová, a proto je v první části požáru většina zatížení přenášena ocelovým profilem. Tepelný tok je přenášen ze stěny ocelového profilu na betonové jádro, které disponuje mnohem příznivějšími tepelnými vlastnostmi a prohřívá se velmi pomalu. Po zhruba 20-ti až 30-ti min vystavení sloupu požáru se únosnost oceli degraduje natolik, že je většina zatížení přenášena betonovým jádrem. Stoupající teplota snižuje mechanické vlastnosti betonu, až dojde ke kolapsu sloupu z důvodu globálního boulení nebo překročení tlakové únosnosti. Průběh únosnosti průřezu je znázorněn na obr. 16.



Obr. 16: Chování ocelobetonového sloupu za zvýšené teploty [2]

Redukce mechanických vlastností betonu u ocelových průřezů vyplněných betonem je nižší než u klasických ocelobetonových sloupů, jelikož je betonové jádro chráněno přímému vystavení požáru ocelovou vrstvou. Při uzavření betonového jádra v ocelovém profilu se nesmí opomenout vlhkost, která je uvolňována z betonu za zvýšené teploty. Doporučuje se tvořit větrací otvory v horní i dolní části sloupu a průměru minimálně 20 mm v každém podlaží. [2]



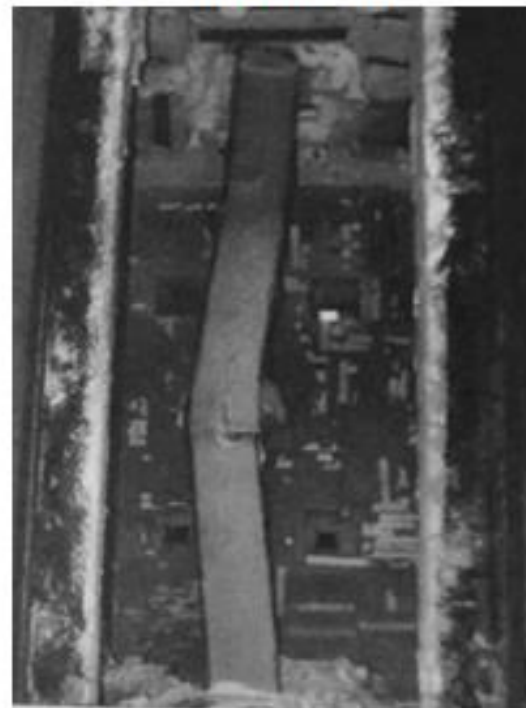
a) Local compression



b) Overall buckling



c) Local compression



d) Overall buckling

Obr. 17: Kolaps ocelobetonového sloupu vystaveného účinků požáru [17]

2.7 Numerický model ČVUT

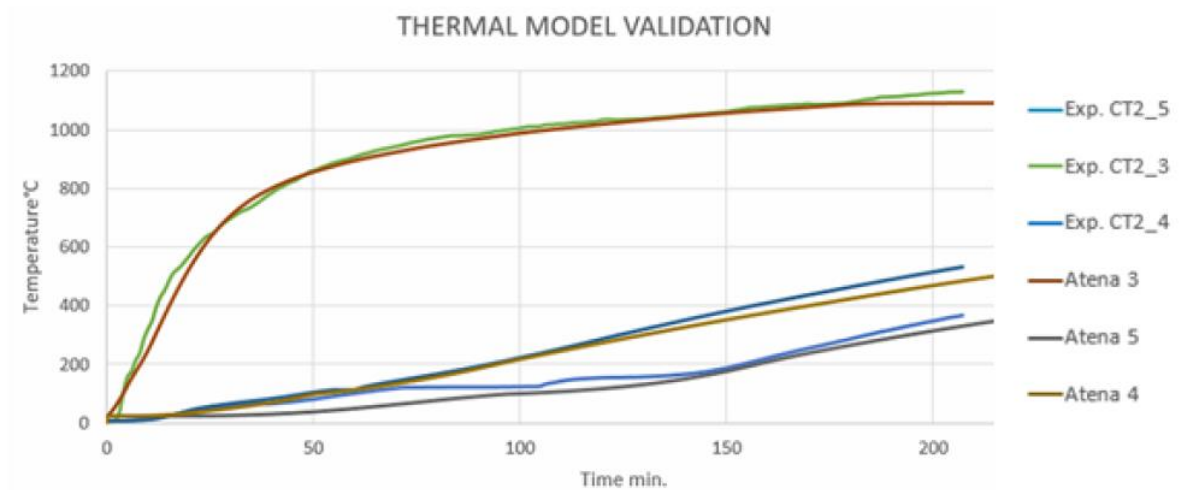
Model byl validován na požární zkoušce sloupu s vnějším průměrem 323,9 mm a tloušťkou stěny ocelového profilu 6 mm. Ocelový profil byl tvořen ocelí S 355 byla vyplněna drátkobetonem s pevností v tlaku 61 MPa. Sloupy byly instalovány do požární pece včetně termočlánků a byly zatíženy průběhem teploty podle nominální normové teplotní křivky. Mechanické zatížení činilo 4000 kN. Sloupy byly testovány i s 8 mm excentrickým zatížením.

Ke kolapsu sloupu došlo z důvodu lokálního boulení ve 207. min od zahájení zkoušky.



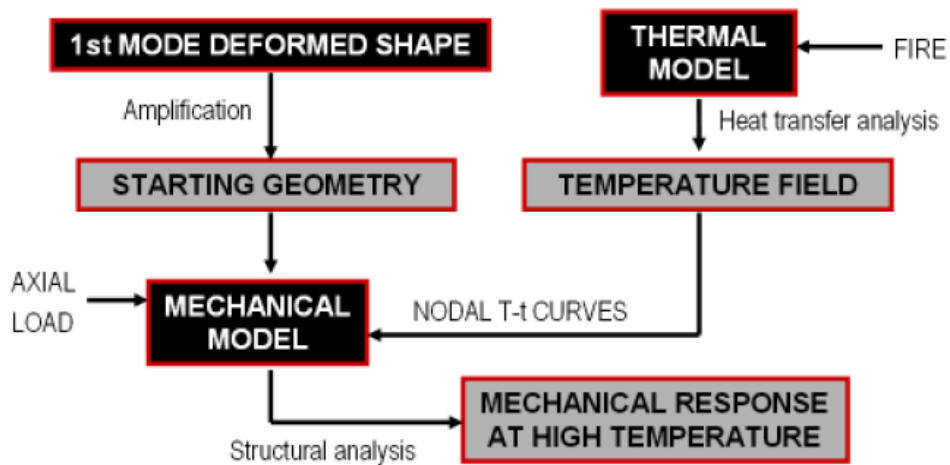
Obr. 18: Požární zkouška ČVUT ve společnosti PAVUS a.s.

Po výpočtech v programu ATENA bylo možné porovnávat výsledky s požární zkouškou a postupně vylepšovat 3D numerický model ocelobetonového sloupu. Na obr. 19 pozorujeme pouze malé rozdíly mezi numerickým modelem ČVUT a požární zkouškou. I přes rozdíly lze považovat model ČVUT za ověřený.



Obr. 19: Porovnání výsledků teplot mezi modelem a požární zkouškou

Pro vývoj 3D numerického modelu železobetonového sloupu byl využit software GID a ATENA. Geometrie sloupu byla vytvořena pomocí softwaru AUTOCAD a k modelování byl využit software GID. Výpočet pak proběhl v programu ATENA.



Obr. 20: Schéma postupu analýzy

2.7.1 Materiálové vlastnosti

Materiálové vlastnosti odpovídají zkoušce ČVUT.

Ocel

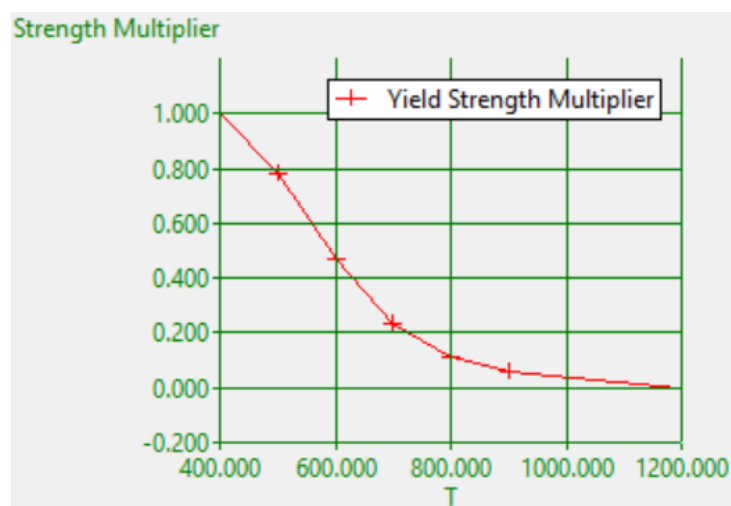
Při modelování byla použita stavební ocel S355 podle EN 10025.

Mez kluzu

| Značka oceli podle ČSN EN 10027 | Jmenovitá tloušťka prvku t [mm] | | | |
|---------------------------------------|-----------------------------------|-------|------------------------------|-------|
| | $t \leq 40$ mm | | $40 \text{ mm} < t < 100$ mm | |
| | f_y | f_u | f_y | f_u |
| S 235 | 235 | 360 | 215 | 340 |
| S 275 | 275 | 430 | 255 | 410 |
| S 355 | 355 | 510 | 335 | 490 |
| S 420 | 420 | 500 | 390 | 500 |
| S 460 | 460 | 530 | 430 | 530 |

Obr. 21: Jmenovité hodnoty meze kluzu f_y a meze pevnosti f_u [MPa] [15]

Mez kluzu se za zvýšené teploty snižuje. Na obr. 22 je znázorněný její průběh se stoupající teplotou.



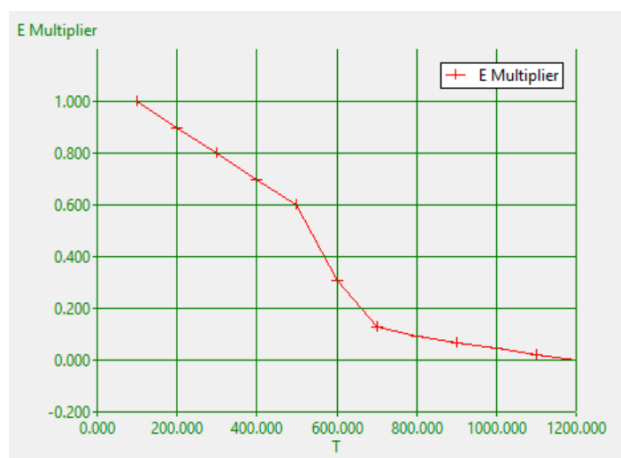
Obr. 22: Snižování meze kluzu oceli v závislosti na teplotě

Materiálové konstanty oceli

| | | | |
|--------------------------------|------------|--------------------|-------------------|
| Modul pružnosti | E = | 210 000 | MPa |
| Modul pružnosti ve smyku | G = | 80 700 | MPa |
| Koeficient tepelné roztažnosti | $\alpha =$ | $12 \cdot 10^{-6}$ | 1/°C |
| Objemová hmotnost | $\rho =$ | 7850 | kg/m ³ |
| Poissonův součinitel | $\nu =$ | 0,3 | |

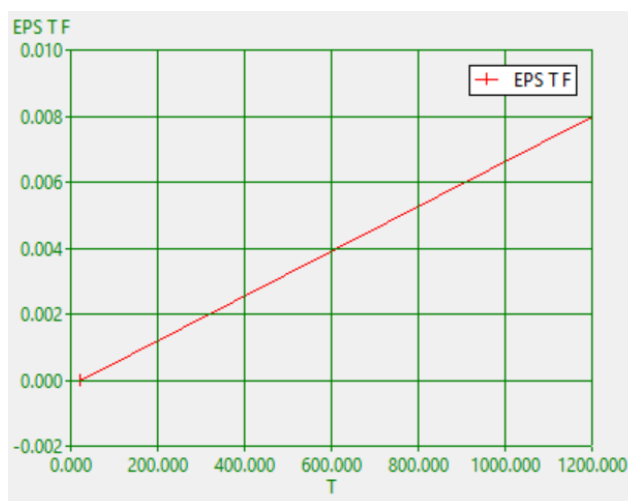
Obr. 23: Materiálové konstanty oceli

Modul pružnosti se s rostoucí teplotou snižuje. Bylo uvažováno snižování podle obr. 24.



Obr. 24: Snižování modulu pružnosti oceli v závislosti na teplotě

Teplotní roztažnost



Obr. 25: Teplotní roztažnost oceli

Tepelný tok

$$K_{\text{temp}} = 300 \text{ W/C.m}$$

Tepelná kapacita

$$C_{\text{temp}} = 15000 \text{ J/m}^3.\text{C}$$

Počáteční teplota

$$\theta_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$$

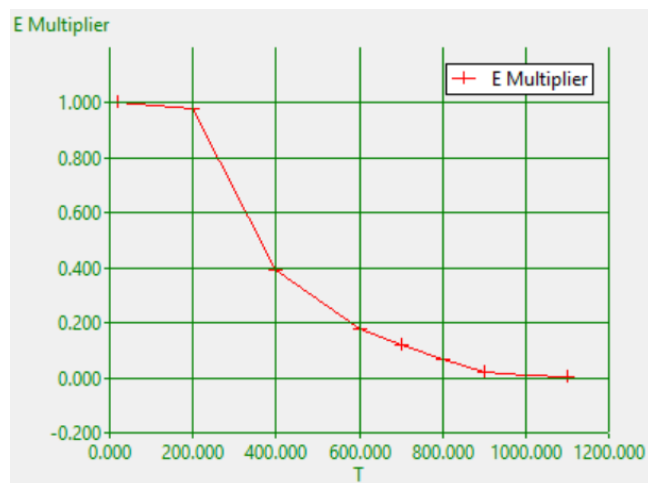
Drátkobeton

Použité materiálové vlastnosti drátkobetonu byly převzaty z experimentu ČVUT z roku 2017.

Drátkobeton byl pro numerický model definován těmito veličinami:

Youngův modul pružnosti

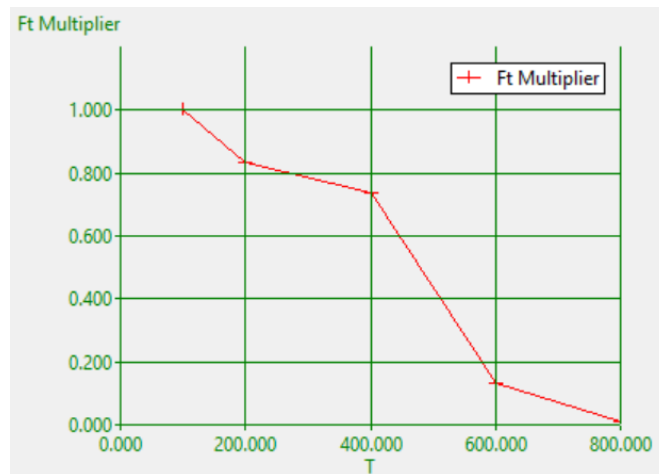
$$E = 36000 \text{ MPa}$$



Obr. 26: Snižování modulu pružnosti drátkobetonu v závislosti na teplotě

Pevnost v tahu

$$f_t = 3,0 \text{ MPa}$$



Obr. 27: Snižování pevnosti drátkobetonu v tahu v závislosti na teplotě

Pevnost v tlaku

$$f_c = 62 \text{ MPa}$$



Obr. 28: Snižování pevnosti drátkobetonu v tlaku v závislosti na teplotě

Poissonův součinitel

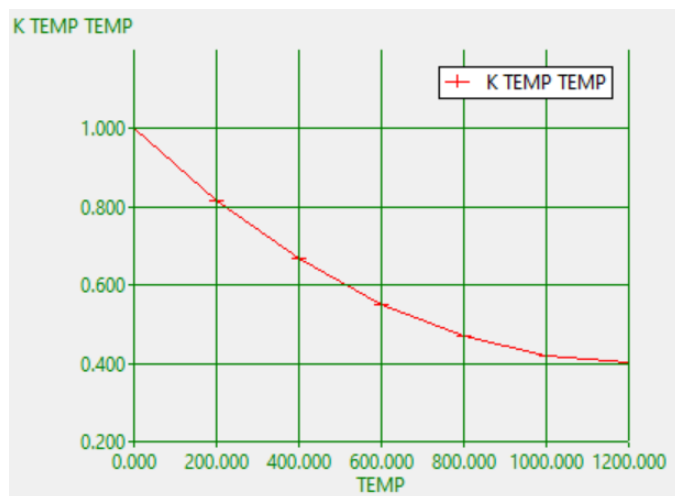
$$\nu = 0,2$$

Hustota

$$\rho = 2300 \text{ kg/m}^3$$

Tepelný tok

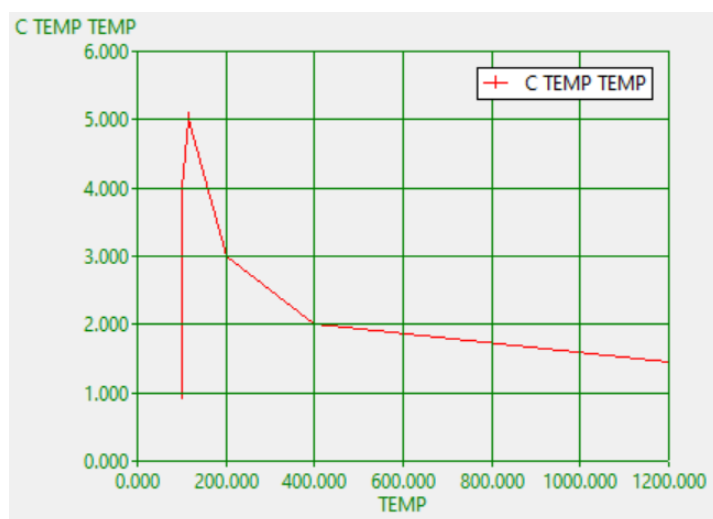
$$K_{\text{temp}} = 2,05 \text{ W/C.m}$$



Obr. 29: Snižování tepelného toku drátkobetonu v závislosti na teplotě

Tepelná kapacita

$$C_{\text{temp}} = 1\,750\,000 \text{ J/m}^3 \cdot \text{C}$$



Obr. 30: Snižování tepelné kapacity drátkobetonu v závislosti na teplotě

Počáteční teplota

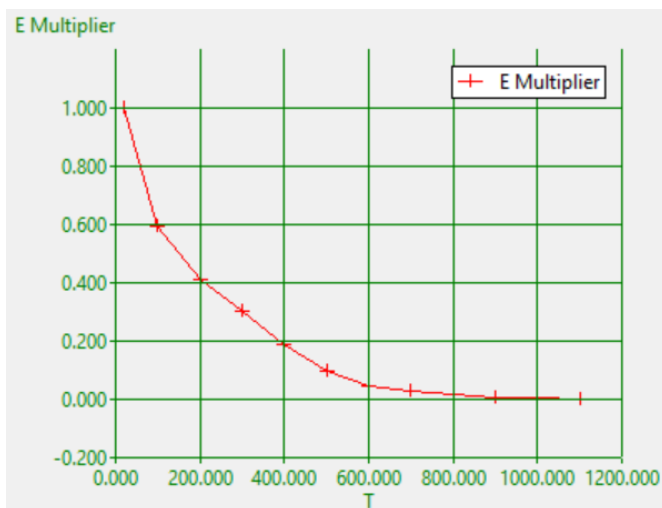
$$\theta_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$$

Prostý beton

Mechanické vlastnosti prostého betonu za zvýšené teploty byly převzaty z EN 1992-1-2. Byl použit beton pevnostní třídy C50/60. Prostý beton byl definován těmito veličinami:

Youngův modul pružnosti

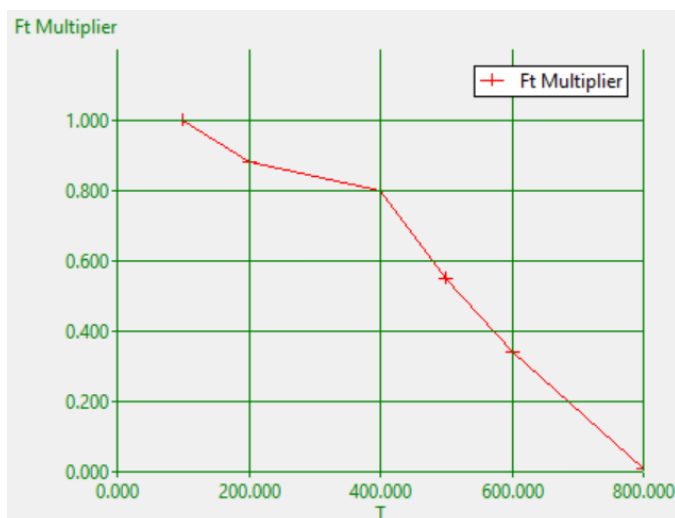
$$E = 37000 \text{ MPa}$$



Obr. 31: Snižování modulu pružnosti prostého betonu v závislosti na teplotě

Pevnost v tahu

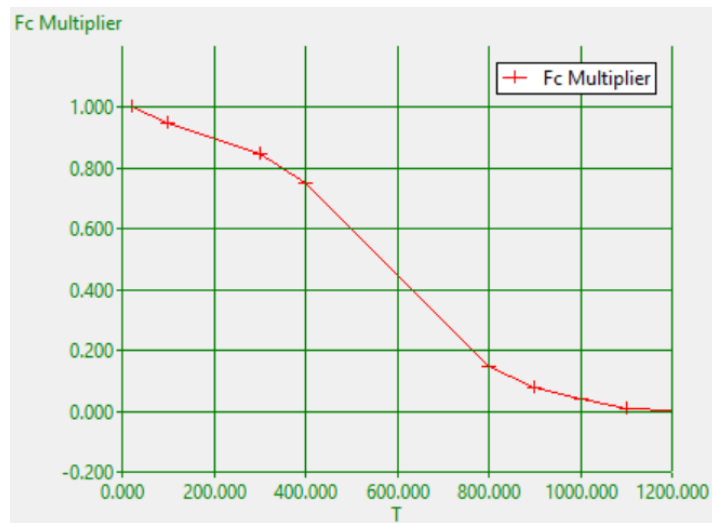
$$f_t = 4,1 \text{ MPa}$$



Obr. 32: Snižování pevnosti prostého betonu v tahu v závislosti na teplotě

Pevnost v tlaku

$$f_c = 58 \text{ MPa}$$



Obr. 33: Snižování pevnosti prostého betonu v tlaku v závislosti na teplotě

Poissonův součinitel

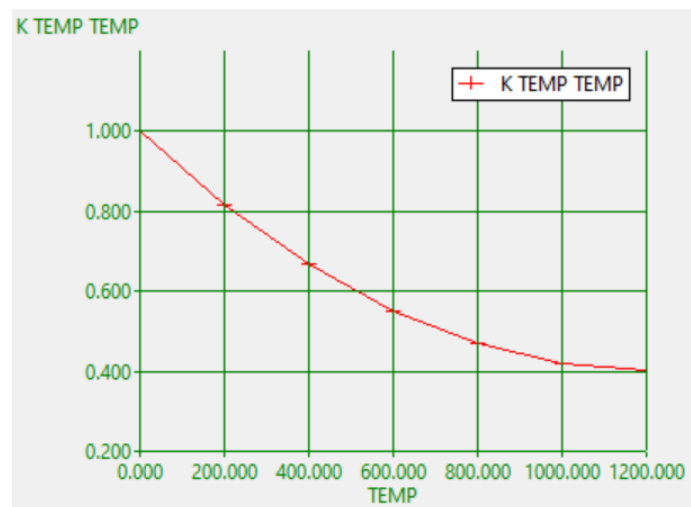
$$\nu = 0,2$$

Hustota

$$\rho = 2300 \text{ kg/m}^3$$

Tepelný tok

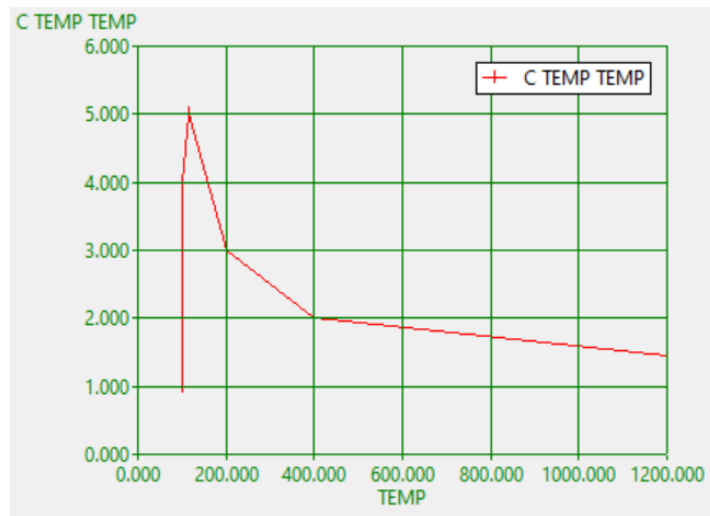
$$K_{\text{temp}} = 2,05 \text{ W/C.m}$$



Obr. 34: Snižování tepelného toku prostého betonu v závislosti na teplotě

Tepelná kapacita

$$C_{\text{temp}} = 1\,750\,000 \text{ J/m}^3 \cdot \text{C}$$



Obr. 35: Snižování tepelné kapacity prostého betonu v závislosti na teplotě

Počáteční teplota

$$\theta_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$$

3 Cíle práce

Cílem práce bylo porovnání požárních odolností a rozložení teploty v průřezu pro různé dimenze průřezů. Jednalo se o studii citlivosti rozložení teploty v průřezu. Porovnání výsledných teplot experimentů a numerického modelu v čase v různých bodech průřezů. Ověření funkčnosti numerického modelu na rozložení teploty v průřezu. Dále bylo provedeno porovnání požárních odolností vypočtených analytickou a numerickou metodou. Zhodnocení efektivnosti návrhových řešení a jejich správné definice mechanického chování zkoumaného konstrukčního prvku.

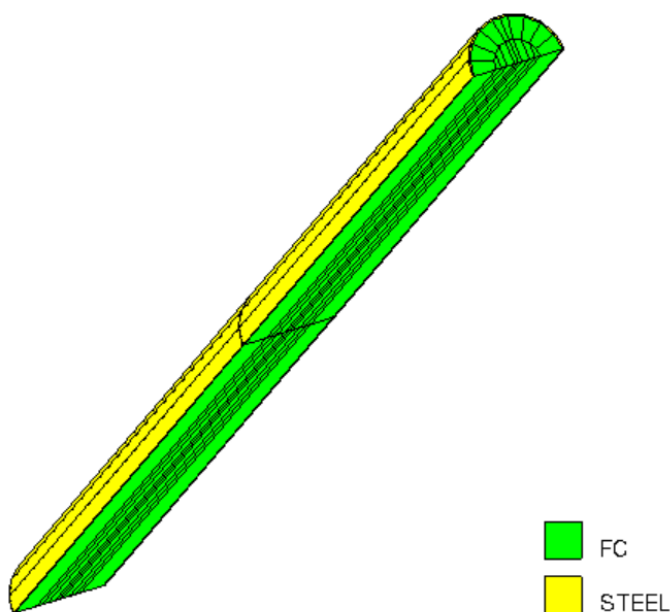
Dílčím cílem práce bylo shrnutí problematiky chování ocelobetonových sloupů vyplněných drátkobetonem za zvýšené teploty. Definování mechanických vlastností využitých materiálů za běžné i zvýšené teploty. Popis analytických a numerických modelů, které se využívají pro návrh ocelobetonových sloupů a také s výsledky experimentálních výzkumů. Úprava numerického modelu ČVUT, která zahrnovala modelování ocelobetonových sloupů se stejnou štíhlostí a různými dimenzemi průřezu preprocesoru GID. Vyhodnocení výsledných únosností za zvýšené teploty poskytnutých softwarem ATENA.

3.1 Charakteristika numerického modelu

Numerických modelů bylo vytvořeno pět a u každého z nich se měnila vstupní data. Cílem bylo posoudit 5 sloupů s rozdílným průměrem, ale zachovanou stejnou štíhlostí sloupu za běžné teploty. Pro každý sloup byly vytvořeny dva modely, teplotní a mechanický. U teplotního modelu se zjišťovala pouze teplota v různých částech průřezu a tato data byla poté využita pro výpočet u mechanického modelu.

Pro porovnání byla uskutečněna také analýza ocelobetonového sloupu vyplněného prostým betonem se stejnými dimenzemi sloupů.

Napřed byla definována vstupní data modelu: vnější průměr, délku sloupu, tloušťku stěny ocelového profilu, zatížení požárem, materiálové vlastnosti, okrajové podmínky a hodnota zatížení sloupu. U numerického modelu byly využity dva materiály ocel, a drátkobeton. Na obr. 36 je vidět, že z důvodu symetrického průřezu byla namodelována pouze půlka sloupu, jelikož se na druhé půlce předpokládá shodné chování.



Obr. 36: Numerický model – materiály

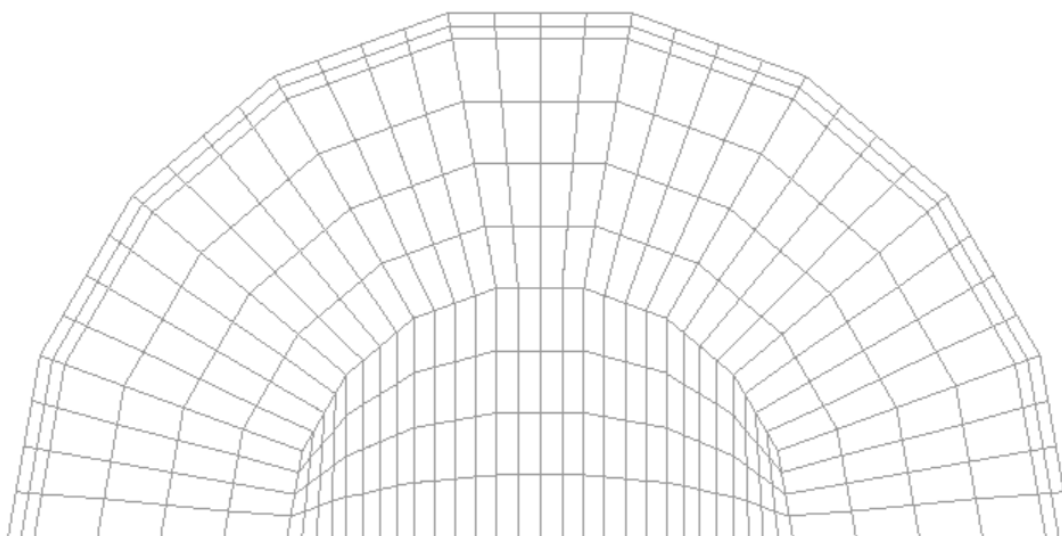
V tab. 6 jsou znázorněna vstupní data pro jednotlivé sloupy. Jednotlivé průměry byly zvoleny tak, aby bylo možné porovnat výsledky s už existujícími experimenty. Tloušťka stěny ocelového profilu byla u všech sloupů 6 mm. Sloupy byly zatíženy normovou teplotní křivkou ISO 834 po dobu 13200 sekund. Zvolený konečný čas je převzat z experimentu

ČVUT. Pro nízkou chybovost výpočtu byl počet kroků stanoven na 3300, což poskytuje dílčí výsledky každé 4 sekundy. Všechny sloupce byly zatíženy centrickou silou 1600 kN.

Tab. 6: Vnější průměry a délky modelovaných sloupů

| | S1 | S2 | S3 | S4 | S5 |
|--------------------|------|------|------|-------|------|
| Vnější průměr [mm] | 159 | 244 | 324 | 406,4 | 508 |
| Délka [mm] | 2500 | 3750 | 4900 | 6100 | 7500 |

Hustota mřížky se u jednotlivých sloupů lišila. U sloupu číslo 5 byly buňky sítě největší, ale nepřesáhly délku strany 230 mm. Všechny modely byly rozděleny tak, aby kroková konvergence nepřesáhla 8 %. Na obr. 37 je znázorněna síť, která byla použita u většiny modelů.

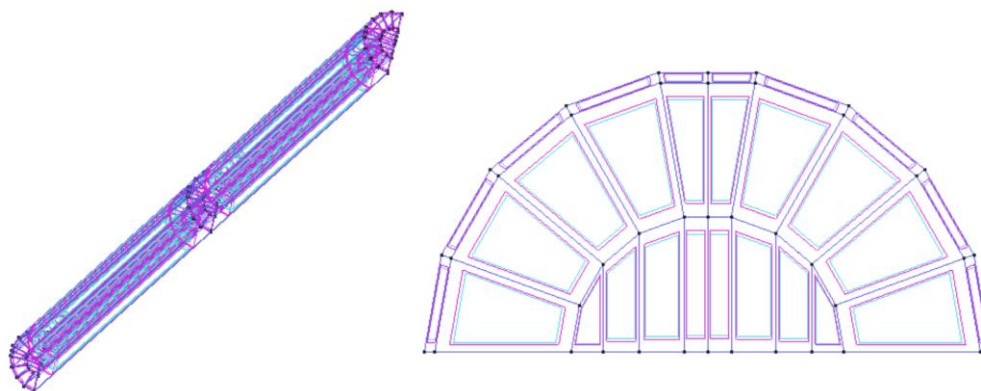


Obr. 37: Síť numerického modelu

3.1.1 Teplotní analýza

Cílem teplotní analýzy bylo stanovit průběh teploty po průřezu u všech sloupů po dobu časového intervalu.

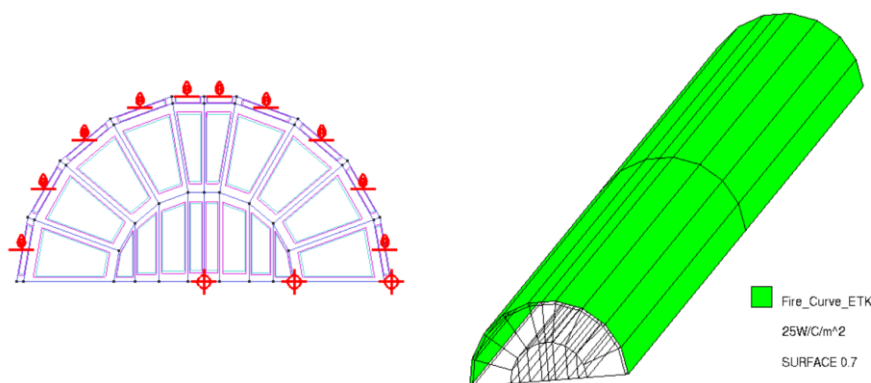
Nejdříve se definuje geometrie prvku, k čemuž byl využit software AUTOCAD. Poté se geometrie importuje do programu GID, který slouží jako preprocesor pro software ATENA.



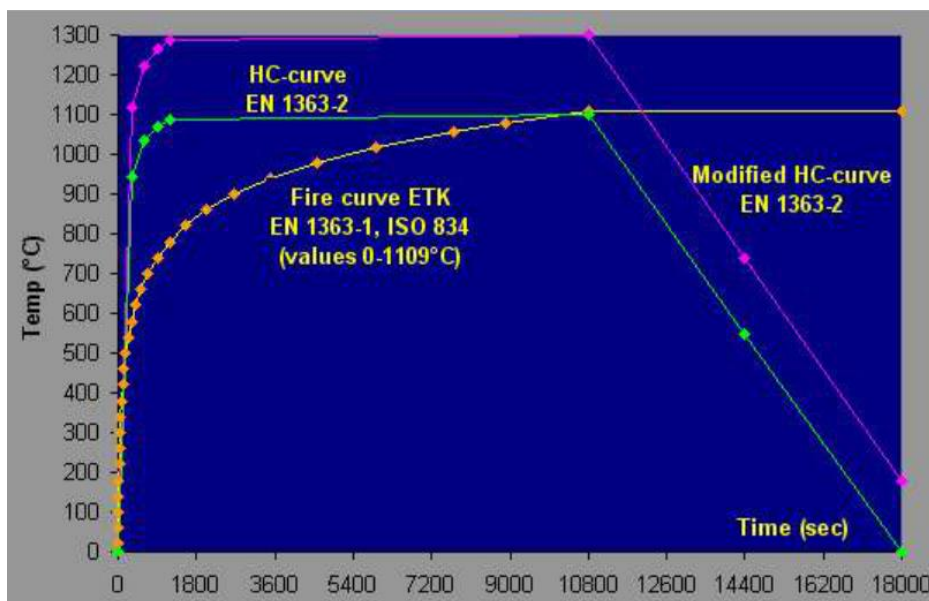
Obr. 38: Geometrie sloupů v softwaru GID

Software GID umožňuje vytvoření povrchů a objemů objektu, což je nezbytné pro další přiřazení materiálů a okrajových podmínek. GID také efektivně generuje velké mesh sítě povrchů a objemů.

Při teplotní analýze byly všechny vnější povrchy ocelového profilu vystaveny přenosu tepla prouděním a radiací normové teplotní křivky ISO 834 po dobu 13200 sekund. Na obr. 39 vlevo jsou znázněny teplotní měřící body, které byly umístěny v $\frac{1}{2}$ průměru průřezu, v $\frac{1}{4}$ průměru průřezu a na vnější straně stěny ocelového profilu.



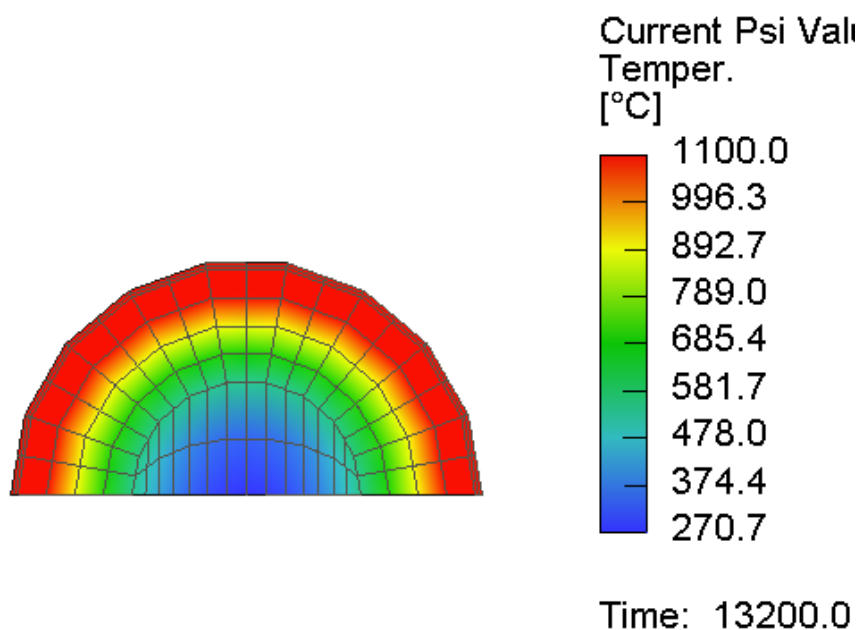
Obr. 39: Povrchy zatížené normovou teplotní křivkou ISO 834 a měřící body



Obr. 40: Teplotní křivky softwaru GID

Dalším krokem byl vlastní výpočet v programu ATENA. ATENA (Advanced Tool for Engineering Nonlinear Analysis) je software pro nelineární analýzu využívaný hlavně pro konstrukce z betonu. Dokáže přesně simulovat chování betonu a vyztuženého betonu včetně tvorby prasklin, deformací a tečení výztuže betonu.

Výstupem z ATENY pro teplotní analýzu byl průběh teploty průřezu sloupu. Rozložení teploty lze vidět na obr. 41.

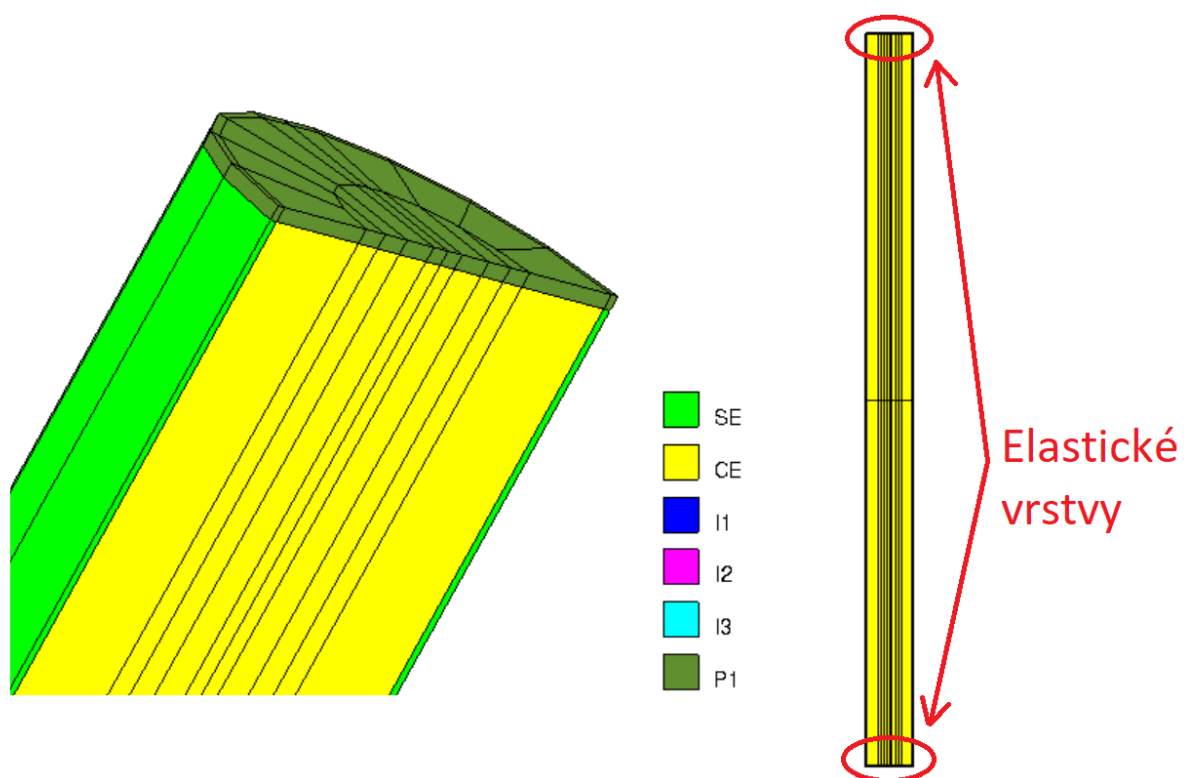


Obr. 41: Rozložení teploty v průřezu ze softwaru ATENA

3.1.2 Mechanická analýza

Dalším krokem je mechanický numerický model, který zahrnuje imperfekce, uložení sloupu, zatížení a rostoucí teplotu převzatou z teplotního modelu. Analýza je opět provedena metodou konečných prvků v softwaru ATENA.

Uložení sloupu bylo uvažováno jako vetknutí – kloub. Geometrie sloupu zůstává stejná jako u předešlého modelu až domodelování centimetrové elastické vrstvy na koncích sloupu. Elastické vrstvy byly vytvořeny, aby nedošlo k okamžitému protlačení betonu při aplikování bodového centrického zatížení.

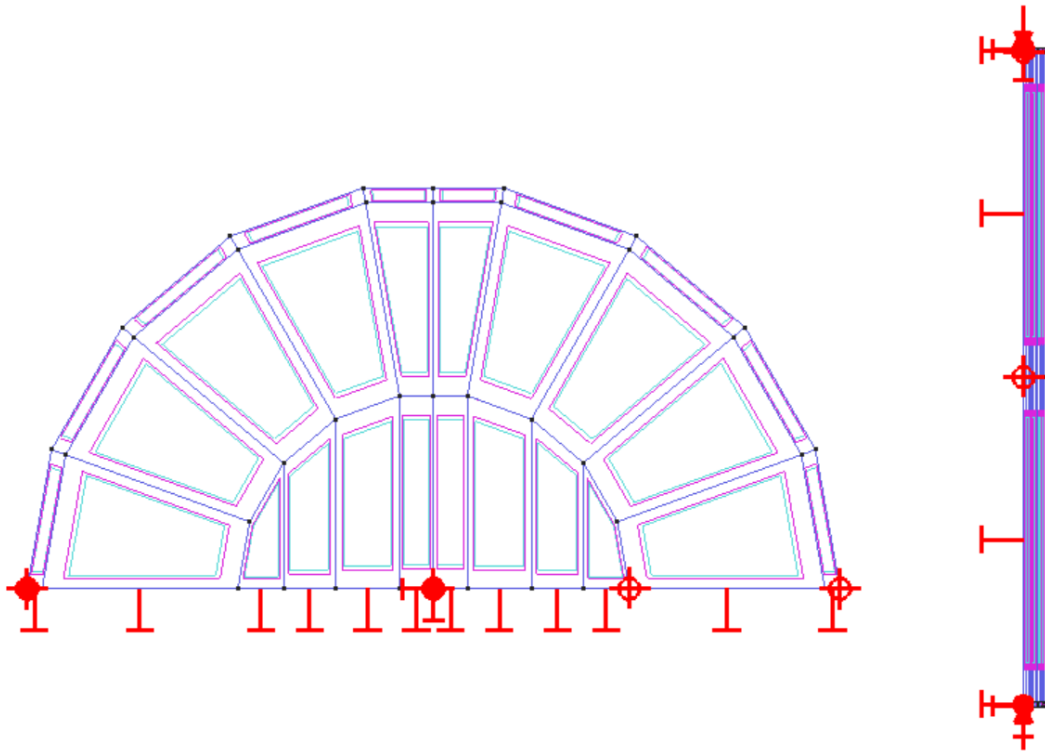


Obr. 42: Elastické vrstvy (SE – ocel; CE – drátkobeton; P1 – elastická vrstva)

Výpočet byl rozdělen na tři intervaly.

U prvního intervalu byla přidána imperfekce sloupu, 1/1000 jeho délky. Imperfekce byla aplikována shodnou silou opačně orientovanou na koncích sloupu, které byly umístěny na vnějším okraji ocelového profilu. Okrajové podmínky byly následující: povrchové omezení ve směru osy Y na okraji podélného řezu průřezu – simulace druhé půlky sloupu; bodové omezení ve všech směrech uprostřed na obou okrajích průřezů

Měření bylo provedeno ve směru osy Z umístěným uprostřed v horní části sloupu mezi elastickou vrstvou a betonem, dále byl pozorován posun ve směru osy X uprostřed sloupu na vnější straně ocelového profilu. Pro kontrolu přenesení teplot z teplotního modelu byla měřena teplota na shodných místech jako u teplotního modelu.



Obr. 43: Okrajové podmínky a měřící body

Do druhého intervalu byla aplikována centrická síla 1600 kN. Dále bylo definováno uložení sloupu vetknutí – kloub a samozřejmě okrajová podmínka pro simulaci druhé půlky sloupu.

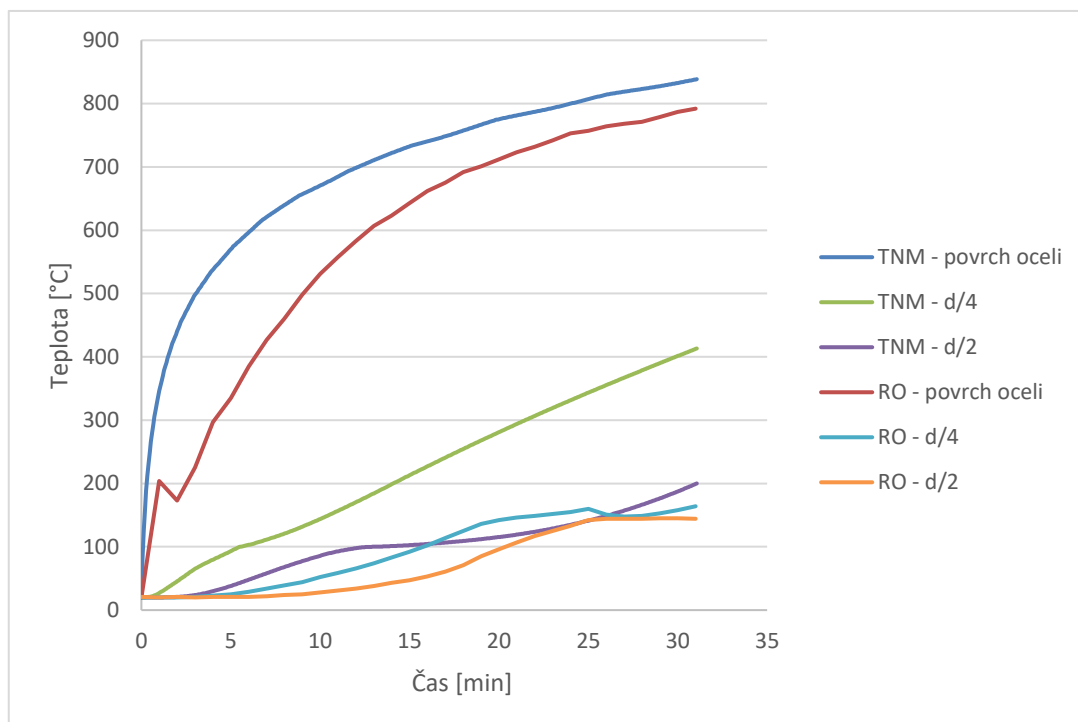
Třetí interval slouží k přenesení teploty z teplotního modelu. Měřící body zůstávají shodné pro všechny intervaly.

Nadefinovaný model byl posouzen v programu ATENA. Výstupní data byla vyhodnocena v následující kapitole této práce.

3.2 Studie citlivosti rozložení teploty v průřezu

Bylo provedeno porovnání výsledků teplotního modelu s požárními experimenty Kodur, Latour (2005); Espinós, Romero, Hospitaler (2014); Lie, Chabot (1992). Teploty byly porovnány na povrchu oceli, v $\frac{1}{4}$ průřezu a v $\frac{1}{2}$ průřezu.

Sloup 159x6 mm

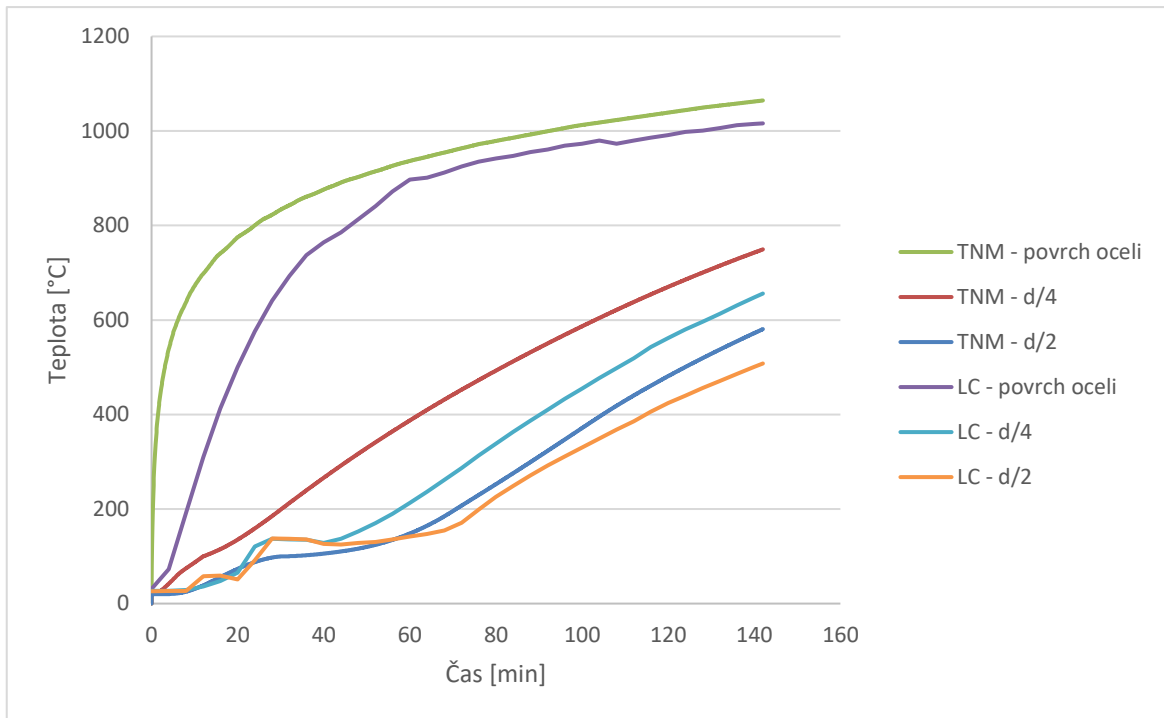


Obr. 44: Porovnání teplot numerického modelu a experimentu – Sloup 159x6 mm

V grafu na obr. 44 jsou prováděny teploty teplotního numerického modelu (TNM) a požární zkoušky Romero, Hospitaler (2014) (RO) v různých místech průřezu. Jedná se o sloup C-37 této publikace. I přes výkyv teploty v peci během experimentu lze pozorovat konstantní rozdíl teplot na povrchu oceli. Numerický model je na straně bezpečnosti. Ocelová část průřezu má zásadně nižší vliv na konečnou požární únosnost než betonová. Teplota uprostřed průřezu stoupá pomaleji v experimentu než v numerickém modelu, což může být způsobeno neplánovaným poklesem teploty v peci během zkoušky. Teplota v $\frac{1}{4}$ průřezu se liší oproti experimentu. Ačkoliv software ATENA zohledňuje vypařování vody z betonu během požáru, která způsobuje pomalejší nárůst teploty betonu při překročení 100 °C až do vypaření přebytečné vody. Software ale neumí pracovat s odpařenou vodou v dalších částech

průřezu. Znamená to tedy, že odpařující se vody ze středu průřezu už neovlivňují teplotu v jeho čtvrtině.

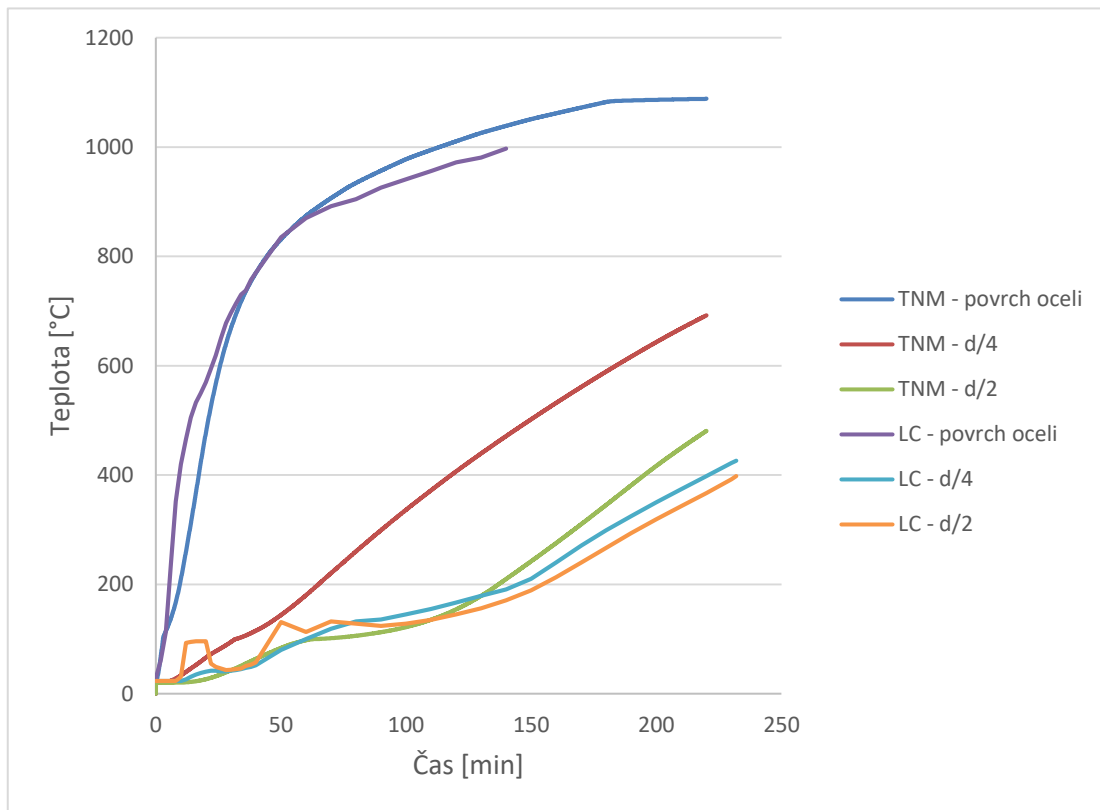
Sloup 244x6 mm



Obr. 45: Porovnání teplot numerického modelu a experimentu – Sloup 244x6 mm

Porovnání průběhu teplot experimentu a numerického modelu (TNM) sloupu 244x6 je zobrazeno na obr. 45. Numerický model je porovnán se sloupem C-23 z experimentů od Lie, Chabot (LC) (1992), který má průměr průřezu 273,1 mm. Nárůst teploty povrchu oceli v numerickém modelu je stejně jako u předešlého sloupu hodně rychlý. Jedná se tedy o stejnou nepřesnost. Vyšší teploty jsou způsobeny větším průřezem sloupu, se kterým je numerický model porovnáván. Teplotu středu průřezu numerického modulu lze považovat za shodnou s experimentem. Vyšší teplota v $\frac{1}{4}$ průřezu u numerického modelu je opět způsobena neschopností softwaru transportovat odpařenou vodu skrze celý průřez. Výsledek je však na straně bezpečnosti, takže bych numerický model pro tento rozměr považoval na vyhovující.

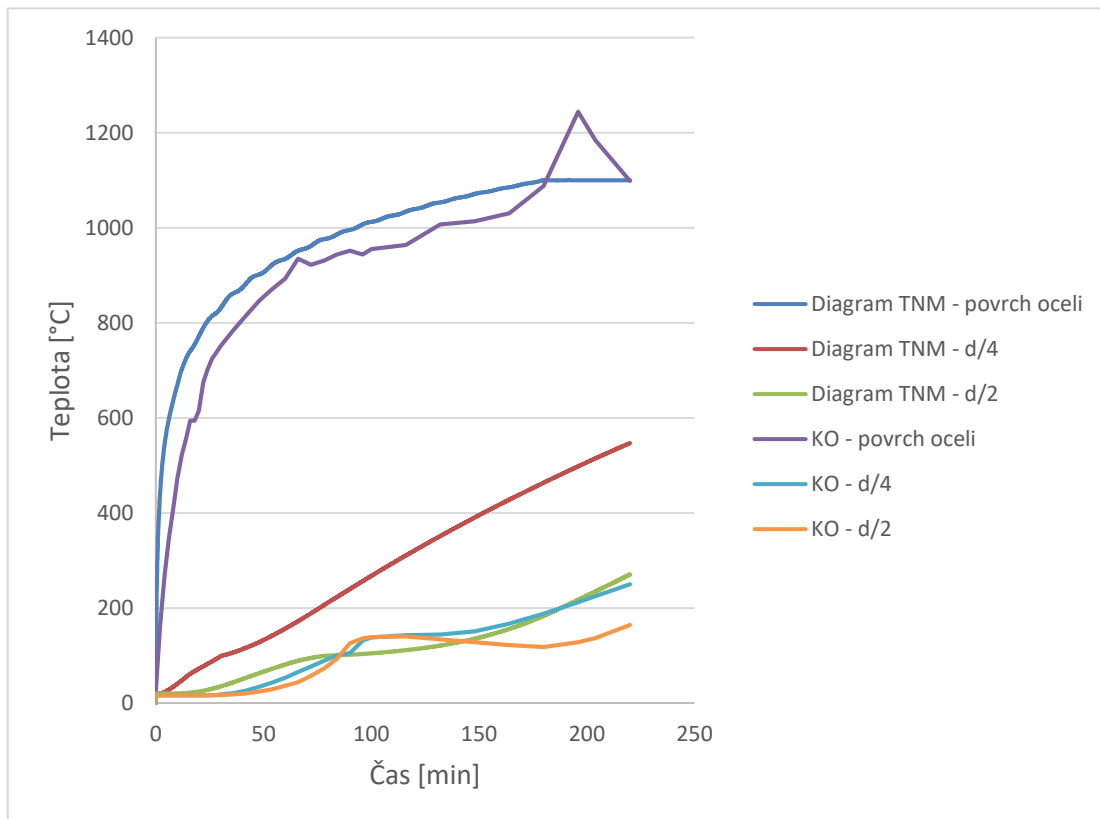
Sloup 324x6 mm



Obr. 46: Porovnání teplot numerického modelu a experimentu – Sloup 324x6 mm

Numerický teplotní model (TNM) sloupu 324x6 mm je porovnán s výsledky z požárních zkoušky od Lie, Chabot (1992) (LC) sloupu C-50. Validace tohoto rozměru sloupu již proběhla na stavební fakultě ČVUT ing. Alexeyem Tretyakem. Na obr. 46 pozorujeme shodnou teplotu povrchu oceli i teplotu v polovině průřezu.

Sloup 404,6x6 mm

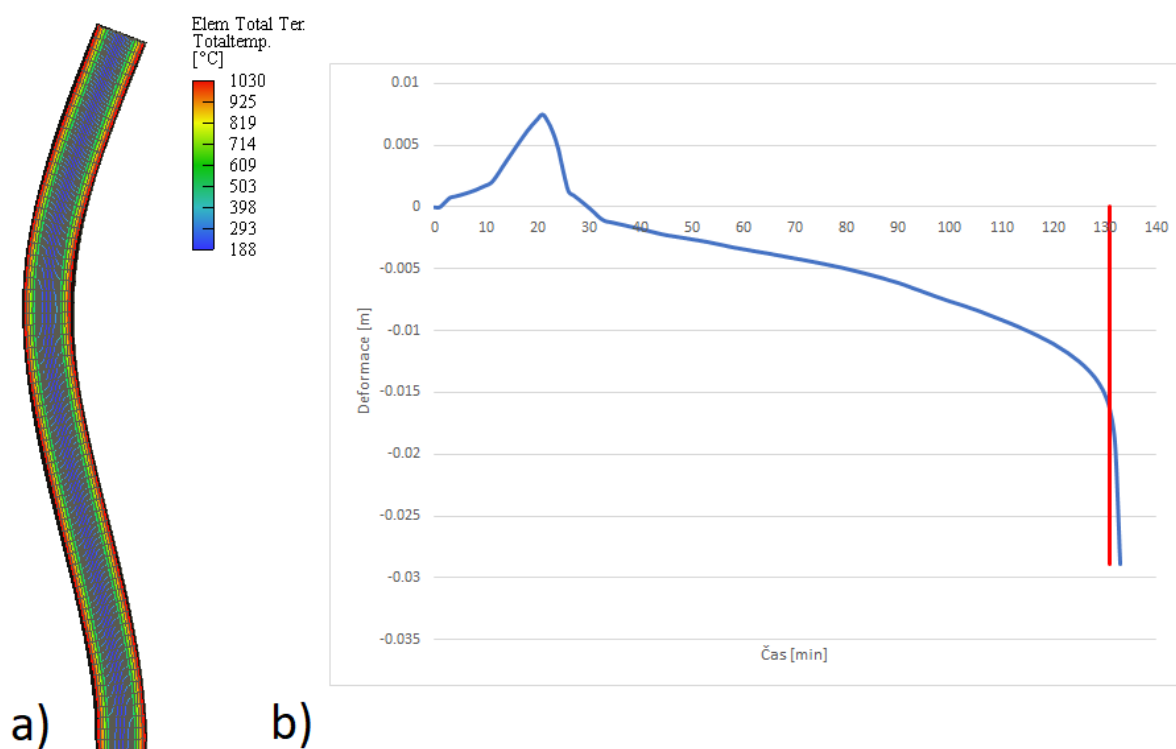


Obr. 47: Porovnání teplot numerického modelu a experimentu – Sloup 404,6x6 mm

Teplotní numerický model sloupu 404,6x6 mm je porovnán s teplotami sloupu C-69 z experimentu od Kodur, Latour (2005) (KO). Teplota povrchu oceli i středu průřezu odpovídá experimentu. Důvod vyšší teploty v $\frac{1}{4}$ průřezu je shodný s předešlými sloupy.

3.3 Verifikace analytického modelu na rozložení teploty v průřezu

Stanovení požární odolnosti jednotlivých sloupů na základě výsledků ze softwaru ATENA bylo stanoveno podle grafů deformace v závislosti na čase (obr. 48b). V čase, kdy se deformace začne rapidně zvyšovat dochází ke kolapsu sloupu a tento čas odpovídá požární odolnosti konstrukčního prvku. Na obr. 48a je znázorněná deformace sloupu ve 131. minutě sloupu 324x6 mm. Požární odolnosti ostatních sloupů řešených numerickou analýzou byly získány obdobně.



Obr. 48: Výsledky sloupu 324x6 mm ze softwaru ATENA; a) vykreslení deformace, b) graf deformace sloupu s vyznačenou požární odolností

Analytickým modelem, který je součástí prEN 1994-1-2:2017, byly posouzeny všechny zkoumané sloupy. Postup výpočtu je popsán v kapitole 2.1.1. Dále je uveden verifikační příklad pro dimenzi průřezu 244 mm. Ostatní dimenze průřezů sloupů byly stanoveny shodným postupem. Výsledné návrhové únosnosti za zvýšené teploty respektive požární odolnosti sloupů jsou uvedeny v tab. 8.

Verifikační příklad

Vstupní údaje

| | | |
|-----------------------------|--|---|
| Výška sloupu | $l := 3750 \text{ mm}$ | |
| Vzpěrná délka za požáru | $l_{\theta} := 0,7 \cdot l = 2625 \text{ mm}$ | |
| Vnější průměr trubky | $d := 244 \text{ mm}$ | $\frac{l_{\theta}}{d} = 10,76$ |
| Tloušťka stěny trubky | $t := 6 \text{ mm}$ | $\frac{d}{t} = 40,67$ |
| Požadovaná požární odolnost | $t_{fi} := 30 \text{ min}$ | |
| Součinitel průřezu A_m/V | $A_m := \frac{d \cdot \pi}{1000} = 0,77 \text{ m}$ $\frac{A_m}{V} = 16,39 \text{ m}^{-1}$ | $v := \pi \cdot \left(\frac{d}{2000}\right)^2 = 0,05 \text{ m}^2$ |

Základní podmínky dle prEN 1994-1-2:2017

| | |
|---|----------|
| $5 \leq A_m/V \leq 30$ | Vyhovuje |
| $10 \leq d/t \leq 60$ | Vyhovuje |
| $5 \leq l_{\theta}/d \leq 30$ | Vyhovuje |
| $e/d \leq 1$ | |
| $30 \text{ min} \leq \text{požadovaná požární odolnost} \leq 240 \text{ min}$ | Vyhovuje |

Rozložení teploty v konstrukci

$$t_{fi} = 30 \text{ min}$$

Ocelový tubus

$$\theta_s := -824,67 - 5,58 \cdot t_{fi} + 0,007 \cdot t_{fi}^2 - 0,01 \cdot t_{fi} \cdot \frac{A_m}{V} + 645,08 \cdot t_{fi}^{0,269} \cdot \left(\frac{A_m}{V}\right)^{0,017} = 698,23$$

En 1994-1-2:2005, tab. 3.2

$$k_{y,\theta} := 0,2348$$

En 1994-1-2:2005, tab. 3.2

$$k_{E,\theta} := 0,1336$$

Betonové jádro

$$\theta_c := 81,801 - 5,046 \cdot t_{rz} + 0,003 \cdot t_{rz}^2 - 15,07 \cdot \frac{A_n}{V} + 0,331 \cdot \left(\frac{A_n}{V}\right)^2 - 0,875 \cdot t_{rz} \cdot \frac{A_n}{V} + 7,428 \cdot t_{rz}^{0,842} \cdot \left(\frac{A_n}{V}\right)^{0,714} = 303,84$$

En 1994-1-2:2005, tab. 3.3

$$k_{c,\theta} := 0,847$$

En 1994-1-2:2005, tab. 3.2

$$\varepsilon_{cu,\theta} := 0,00709$$

Materiálové vlastnosti

Ocel

S 355

$$\gamma_a := 1,0$$

$$\gamma_{m,fi,a} := 1,0$$

$$f_{yk} := 355 \text{ MPa}$$

$$E_a := 210000 \text{ MPa}$$

$$f_{y,\theta} := f_{yk} \cdot k_{y,\theta} = 83,35 \text{ MPa}$$

$$E_{a,\theta} := E_a \cdot k_{E,\theta} = 28056 \text{ MPa}$$

Prostý beton

C 50/60

$$\gamma_c := 1,5$$

$$\gamma_{m,fi,c} := 1,0$$

$$f_{ck} := 50 \text{ MPa}$$

$$E_{cm} := 37000 \text{ MPa}$$

$$f_{c,\theta} := f_{ck} \cdot k_{c,\theta} = 42,35 \text{ MPa}$$

$$E_{c,\theta} := \frac{f_{c,\theta}}{\varepsilon_{cu,\theta}} = 5973,2 \text{ MPa}$$

Průřezové charakteristiky

Ocelový tubus

$$A_a := \pi \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^2 - \pi \cdot \left(\frac{d}{2} - t\right)^2 = 4486,19 \text{ mm}^2$$

$$I_a := \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^4 - \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot \left(\frac{d}{2} - t\right)^4 = 3,18 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

Betonové jádro

$$A_c := \pi \cdot \left(\frac{d - 2 \cdot t}{2}\right)^2 = 42273,27 \text{ mm}^2$$

$$I_c := \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot \left(\frac{d - 2 \cdot t}{2}\right)^4 = 1,42 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

Ohybová tuhost za zvýšené teploty

Redukční součinitele

$$\varphi_{c,\theta} := 1,2$$

$$\frac{I_\theta}{d} \leq 12$$

$$\varphi_{a,\theta,1} := 6,05 - 1,16 \cdot \left(\frac{A_m}{V}\right)^{0,417}$$

$$\varphi_{a,\theta,2} := 0,55 + 0,082 \cdot \left(\frac{I_\theta}{d}\right)^{0,979}$$

$$\varphi_{a,\theta,3} := 566,37 - 565,25 \cdot \left(\frac{d}{t}\right)^{2,21 \cdot 10^{-4}}$$

$$\varphi_{a,\theta,4} := 0,116 + 8,84 \cdot 10^{-12} \cdot t_{fi}^{4,285}$$

$$\frac{I_\theta}{d} > 12$$

$$\varphi_{a,\theta,11} := 0,2$$

$$\varphi_{a,\theta,22} := -4262 + 4253 \cdot \left(\frac{I_\theta}{d}\right)^{9,03 \cdot 10^{-4}}$$

$$\varphi_{a,\theta,33} := 0,5375 + 7,5 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{d}{t}\right)$$

$$\varphi_{a,\theta,44} := 2,66 - 0,44 \cdot t_{fi}^{0,28}$$

$$\varphi_{a,\theta} := \varphi_{a,\theta,1} \cdot \varphi_{a,\theta,2} \cdot \varphi_{a,\theta,3} \cdot \varphi_{a,\theta,4} = 0,25$$

$$EI_{fi,eff} := \varphi_{a,\theta} \cdot E_{a,\theta} \cdot I_a + \varphi_{c,\theta} \cdot E_{c,\theta} \cdot I_c = 1,239 \cdot 10^{12} \text{ MPa}$$

Výpočet

Eulerova kritická síla za zvýšené teploty

$$N_{fi,cr} := \frac{\left(\pi^2 \cdot EI_{fi,eff}\right)}{l_\theta^2} = 1,77 \cdot 10^6 \text{ N}$$

Návrhová plastická únosnost za zvýšené teploty

$$N_{fi,pl,Rd} := A_a \cdot \frac{f_{y,\theta}}{\gamma_{m,fi,a}} + A_c \cdot \frac{f_{c,\theta}}{\gamma_{m,fi,c}} = 2,1642 \cdot 10^6 \text{ N}$$

Poměrná štíhlost za zvýšené teploty

$$\bar{\lambda}_\theta := \sqrt{\frac{N_{fi,pl,Rd}}{N_{fi,cr}}} = 1,1 \quad \Rightarrow \quad \chi := 0,596$$

EN 1993-1-4, křivka vzpěrnosti a

Návrhová únosnost za zvýšené teploty

$$N_{fi,Rd} := \chi \cdot N_{fi,pl,Rd} = 1,2899 \cdot 10^6 \text{ N}$$

V USA proběhl rozsáhlý výzkum ocelobetonových sloupů pod vedením Kodura. Výsledky jsou uvedeny v publikaci Kodur, V.K.R (1996). Požární odolnosti jsou sepsány v návrhových tabulkách. Tabulky zahrnují sloupy s různými délkami, dimenzemi průřezu, tloušťkami ocelových profilů a odlišnými třídami pevnosti betonové výplně. Tab. 7 je součástí této literatury. Červenými rámečky v tab. 7 je vyznačen postup definování výsledné požární odolnosti sloupu s dimenzí průřezu 404,6 mm. Cílem bylo najít takový prvek, který odpovídá sloupům z numerické analýzy, tedy s návrhovým zatížením za zvýšené teploty cca 1600 kN, tloušťkou ocelové stěny 6 mm, odpovídající vzpěrnou délkou a shodnou třídou pevnosti betonu.

Tab. 7: Návrhová tabulka z publikace Kodur, V.R.K (1996) [18]

Table 9 Strength (kN) of SFRC-filled HSS Column as a function of time
(Effective length = 4.5m, Concrete Strength = 55 MPa, Aggregate = Siliceous)

| Outside Diameter (mm) | 141.3 | 168.3 | 219.1 | 273.1 | 323.9 | 355.6 | 404.6 | | | | | | | |
|-----------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|------|------|------|------|------|-------|
| Wall Thickness | 4.78 | 9.53 | 4.78 | 9.53 | 4.78 | 12.7 | 6.35 | 12.7 | 6.35 | 12.7 | 6.35 | 12.7 | | |
| Time (min) | | | | | | | | | | | | | | |
| 0 | 768 | 1185 | 1061 | 1653 | 1990 | 3121 | 3679 | 4883 | 5394 | 6864 | 6656 | 8357 | 8767 | 10822 |
| 10 | 462 | 847 | 606 | 1158 | 1483 | 2377 | 3081 | 4001 | 4889 | 5961 | 6115 | 7492 | 8243 | 10003 |
| 20 | 255 | 534 | 339 | 742 | 687 | 1490 | 2366 | 2729 | 4098 | 4876 | 5320 | 6306 | 7417 | 8782 |
| 30 | 133 | 296 | 177 | 416 | 343 | 931 | 1040 | 1760 | 3347 | 3009 | 4530 | 5183 | 6563 | 7547 |
| 40 | 88 | 184 | 121 | 258 | 220 | 575 | 629 | 1072 | 2640 | 1980 | 3828 | 4118 | 5797 | 6201 |
| 60 | 58 | 117 | 84 | 179 | 151 | 415 | 450 | 767 | 2136 | 1475 | 3330 | 3395 | 5050 | 5404 |
| 60 | 41 | 71 | 64 | 116 | 108 | 285 | 311 | 545 | 1533 | 1100 | 2778 | 2796 | 4529 | 4909 |
| 70 | 29 | 48 | 50 | 85 | 93 | 194 | 234 | 351 | 1207 | 770 | 2375 | 1952 | 4041 | 4099 |
| 80 | 20 | 33 | 41 | 63 | 81 | 147 | 186 | 274 | 953 | 553 | 1971 | 1634 | 3651 | 3580 |
| 90 | 13 | 22 | 31 | 48 | 63 | 113 | 142 | 209 | 799 | 426 | 1575 | 1284 | 3309 | 3132 |
| 100 | 8 | 13 | 21 | 32 | 54 | 85 | 119 | 164 | 651 | 335 | 1329 | 1120 | 2838 | 2747 |
| 110 | 4 | 7 | 12 | 18 | 47 | 65 | 101 | 143 | 209 | 261 | 1189 | 980 | 2661 | 2419 |
| 120 | 1 | 2 | 6 | 8 | 36 | 46 | 83 | 109 | 183 | 203 | 994 | 795 | 2251 | 2053 |
| 130 | | | | | | | 78 | 79 | 155 | 162 | 836 | 681 | 2088 | 1819 |
| 140 | | | | | | | 60 | 58 | 108 | 128 | 688 | 544 | 1811 | 1600 |
| 150 | | | | | | | 56 | 45 | 102 | 103 | 535 | 138* | 1562 | 1350 |
| 160 | | | | | | | 47 | 37 | 102 | 97 | 489 | 143* | 1474 | 1228 |
| 170 | | | | | | | 43 | 34 | 102 | 93 | 142* | 113* | 1236 | 1056 |
| 180 | | | | | | | 38 | 27 | 98 | 87 | 149* | 116* | 1176 | 895 |
| 190 | | | | | | | | | | | 152 | 120 | 1007 | 828 |
| 200 | | | | | | | | | | | 124* | 117 | 853 | 694 |
| 210 | | | | | | | | | | | 126 | 115 | 781 | 211 |
| 220 | | | | | | | | | | | 124 | 110 | 621 | 175* |
| 230 | | | | | | | | | | | 120 | 104 | 234 | 187* |
| 240 | | | | | | | | | | | 116 | 97 | 195* | 196 |
| 250 | | | | | | | | | | | 109 | 89 | 210* | 163* |
| 260 | | | | | | | | | | | 99 | 85 | 216 | 170 |
| 270 | | | | | | | | | | | 91 | 75 | 185* | 169 |
| 280 | | | | | | | | | | | 89 | 65 | 188 | 169 |
| 290 | | | | | | | | | | | 77 | 56 | 188 | 165 |
| 300 | | | | | | | | | | | 68 | 47 | 161 | 138 |

Note: The * beside certain values indicate that the values are not correct due to non convergence at that point

V následující tab. 8 jsou sepsány výsledné požární odolnosti numerického modelu ČVUT, analytické metody podle prEN 1994-1-2:2017 a experimentálního výzkumu Kodura (1996). Hodnoty, které jsou vykreslené v grafu na obr. 49.

Tab. 8: Porovnání výsledků požárních odolností jednotlivých metod výpočtu

| Jméno | d [mm] | t [mm] | l _{eff} [mm] | zatížení [kN] | Vypočítaná PO [min] | PO [min] |
|-------|--------|--------|-----------------------|---------------|---------------------|----------|
| AFC1 | 159 | 6 | 1750 | 1600 | 7 | 0 |
| AFC2 | 244 | 6 | 2625 | 1600 | 27 | 15 |
| AFC3 | 324 | 6 | 3430 | 1600 | 131 | 120 |
| AFC4 | 404.6 | 6 | 4270 | 1600 | 162 | 120 |
| AFC5 | 508 | 6 | 5250 | 1600 | 289 | 180 |
| APC1 | 159 | 6 | 1750 | 1600 | 4 | 0 |
| APC2 | 244 | 6 | 2625 | 1600 | 18 | 12 |
| APC3 | 324 | 6 | 3430 | 1600 | 101 | 90 |
| APC4 | 404.6 | 6 | 4270 | 1600 | 122 | 120 |
| APC5 | 508 | 6 | 5250 | 1600 | 240 | 180 |
| KO1 | 168.3 | 4.78 | 2500 | 1579 | 2 | 0 |
| KO2 | 273.1 | 6.35 | 2500 | 1576 | 70 | 60 |
| KO3 | 323.9 | 6.35 | 3000 | 1598 | 100 | 90 |
| KO4 | 404.6 | 6.35 | 4500 | 1562 | 150 | 120 |
| prEN1 | - | - | - | - | - | - |
| prEN2 | 244 | 6 | 2625 | 1290 | 30 | 30 |
| prEN3 | 324 | 6 | 3430 | 1573 | 57 | 30 |
| prEN4 | 404.6 | 6 | 4270 | 1610 | 104 | 90 |
| prEN5 | 508 | 6 | 5250 | 1609 | 228 | 180 |

AFC (ATENA Fibre Concrete) – Drátkobeton

Výsledky numerického modelu ze softwaru ATENU.

APC (ATENA Plain Concrete) – Prostý beton

Výsledky numerického modelu ze softwaru ATENA

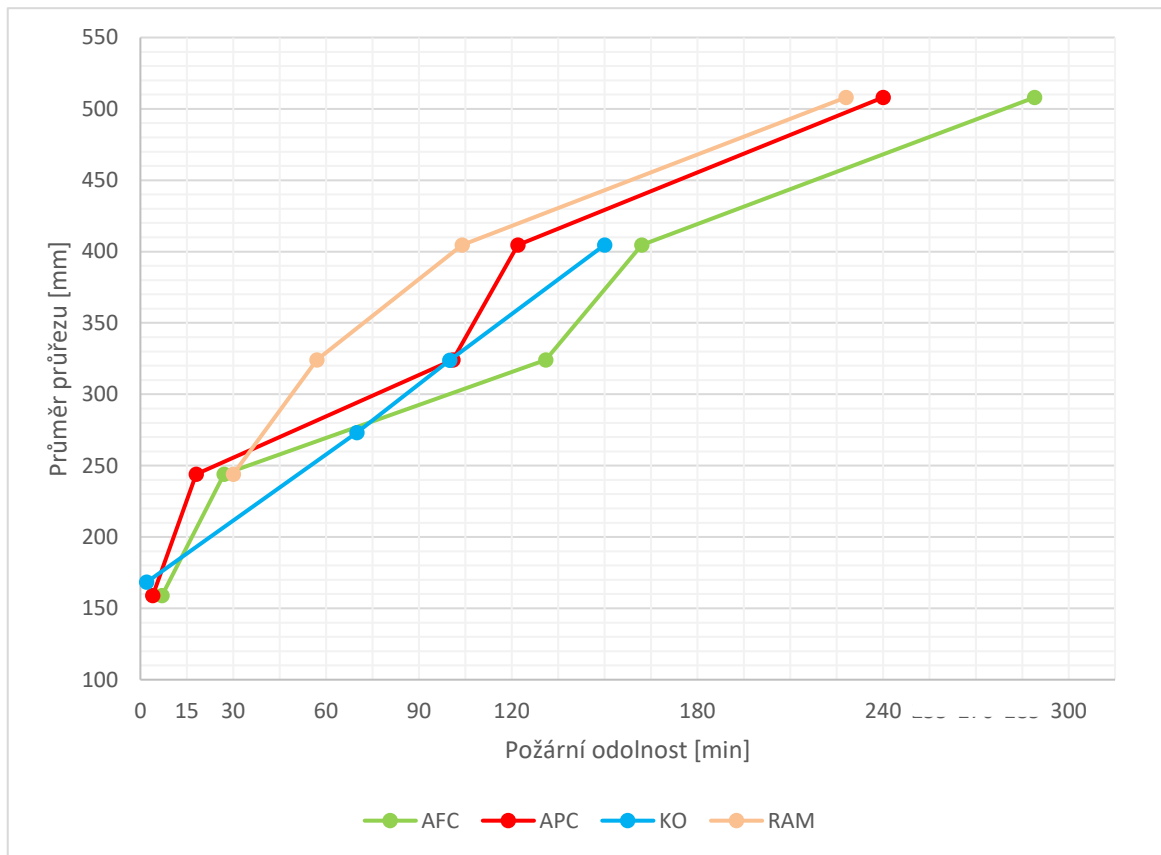
KO (Kodur, 1996) – Drátkobeton

Výsledky z tabulek, které byly stanoveny v Kanadě v roce 1996 týmem pod vedením V.K.R. Kodura. Vstupní data pro jednotlivé sloupy nejsou stoprocentně shodné s numerickým modelem a jsou znázorněny v tab. 8. Výrazná odlišnost je u průměru druhého sloupu, kde je rozdíl oproti numerickému experimentu cca 30 mm. Některé vzpěrné délky také

nekorespondují s numerickým experimentem. Sloup s průměrem 508 mm nebylo možné porovnat, protože nebyl součástí experimentu.

prEN 1994-1-2:2017 – Prostý beton

Výsledky z analytického modelu podle prEN 1994-1-2:2017. Postup je vytvořen pouze pro prostý beton. Sloup prEN1 nebylo možné posoudit tímto analytickým postupem, protože jsou vstupní podmínky pro funkčnost výpočtu omezeny na minimální požární odolnost 30 min a při takové požární odolnosti by bylo zatížení už příliš malé k porovnání s ostatními. Sloup prEN2 byl zatížen pouze 1290 kN, aby bylo možné využít tento postup výpočtu.



Obr. 49: Graf porovnání požárních odolností v závislosti na průměru průřezu pro jednotlivé metody výpočtu (AFC – ATENA Fibre Concrete, APC – ATENA Plain concrete, KO – tabulky Kodur 1996, RAM – Romero Analytic Method)

4 Závěr

Bylo studováno rozložení teploty v průřezu. Výsledky teplotního numerického modelu jsou vyšší než u požárních experimentů. Pro větší průřezy sloupů teploty v experimentech odpovídají teplotám numerického modelu. U subtilnějších sloupů jsou nesrovnalosti v teplotě povrchu oceli. Teplota v $\frac{1}{4}$ průřezu neodpovídá skutečnosti u žádného ze zkoumaných průřezů. Je to z důvodu zanedbání prostupu odpařující se vody ze středu průřezu do vnější části betonové vrstvy. Tato odpařená voda ve skutečnosti snižuje teplotu betonového jádra. Výsledky teplotní analýzy jsou na straně bezpečnosti a teplotní numerický model lze využít k posuzování ocelobetonových sloupů různých dimenzí průřezu.

Bylo provedeno porovnání výsledků analytické a numerické analýzy. Analytický postup podle prEN 1994-1-2:2017 je vytvořen pouze pro prostý beton a tabulkový výpočet podle Kodura (1996) zanedbává zvýšenou pevnost v tahu drátkobetonu oproti prostému betonu. Výsledky numerických analýz proto poskytují vyšší požární odolnosti, protože dokáží přesněji definovat chování konstrukčních prvků v čase za zvýšené teploty.

Na obr. 49 můžeme vidět, že využití různých výplní sloupů pro menší dimenze průřezu nemá vliv na požární odolnost. Obě metody výpočtu pro prostý beton a drátkobeton se v tomto shodují. Rozdíly požárních odolností pro sloupky s rozměrem průřezu 324 mm jsou značné. Návrh podle prEN 1994-1-2:2017 poskytuje nižší požární odolnosti oproti výpočtu numerického modelu pro prostý beton. Ten se shoduje s tabulkovým výpočtem podle Kodura. Je to způsobeno zanedbáním zvýšení tahové pevnosti drátkobetonu oproti prostému betonu u této metody návrhu. Při porovnání obou metod využívající drátkobeton můžeme pozorovat rozdíl požárních odolností až 30 minut. Výsledky větších dimenzí průřezů pro analytický výpočet dle prEN 1994-1-2:2017 jsou na straně bezpečnosti oproti numerickému modelu pro prostý beton, který více odpovídá skutečnému chování sloupu za požáru. Stejná situace nastala pro drátkobeton, kdy jsou výsledky tabulek podle Kodur (1996) na straně bezpečnosti oproti drátkobetonovému numerickému modelu.

Literatura

- [1] RUSH, David, Luke BISBY, Allan JOWSEY, Athan MELANDINOS a Barbara LANE. Structural performance of unprotected concrete-filled steel hollow sections in fire: A review and meta-analysis of available test data. *Steel & Composite structures* [online]. 2012, **12**(4), 325–350. ISSN 1229-9367. Dostupné z: doi:10.12989/scs.2012.12.4.325
- [2] CAPILLA, Ana Espinós. *Numerical analysis of the fire resistance of circular and elliptical slender concrete filled tubular columns*. Valencia, Spain: Universitat Politècnica de València, 2012. ISBN 978-84-9048-073-1.
- [3] STUDNIČKA, Jiří, VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ a STAVEBNÍ FAKULTA. *Ocelobetonové konstrukce 20*. Praha: České vysoké učení technické, 2002. ISBN 978-80-01-02598-7.
- [4] STUDNIČKA, Jiří, VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ a STAVEBNÍ FAKULTA. *Ocelobetonové konstrukce 20*. Praha: České vysoké učení technické, 2002. ISBN 978-80-01-02598-7.
- [5] RUSH, David, Luke BISBY, Allan JOWSEY, Athan MELANDINOS a Barbara LANE. Structural performance of unprotected concrete-filled steel hollow sections in fire: A review and meta-analysis of available test data. *Steel & Composite structures* [online]. 2012, **12**(4), 325–350. ISSN 1229-9367. Dostupné z: doi:10.12989/scs.2012.12.4.325
- [6] ČSN EN 1994-1-2: *Navrhování spřažených ocelobetonových konstrukcí. Obecná pravidla. Navrhování konstrukcí na účinky požáru*. Praha: ČSN, 2006.
- [7] ALBERTO, VICENTE & ESPINÓS, ANA & ROMERO, HOSPITALER, ANTONIO & BIHINA, GISÈLE & RENAUD a CHRISTOPHE. Proposal of a new method in EN1994-1-2 for the fire design of concrete-filled steel tubular columns. *Engineering Structures* [online]. 2016. Dostupné z: doi:10.1016/j.engstruct.2016.09.037
- [8] ČSN EN 1994-1-2: *Navrhování spřažených ocelobetonových konstrukcí. Obecná pravidla. Navrhování konstrukcí na účinky požáru*. Praha: ČSN, 2006.
- [9] *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-2: Obecná zatížení - Zatížení konstrukcí vystavených účinkům požáru*. Praha: ČSN, 2004.
- [10] SINGH, Preetpal. STEEL FIBER REINFORCED CONCRETE. In: *6th International Conference on Recent Trends Engineering, Science & Management*. Punjab: CT Group of Institution Jalandhar, 2017. ISBN 978-93-86171-21-4.
- [11] REETA, MANOJ, KARANDEEP a SINGHAL. Fiber Reinforced Concrete. *International Journal of All Research Education and Scientific Methods*. 2016, 155–160. ISSN 2455-6211.
- [12] DEVI a SINGH. Effects of steel fibres in reinforced concrete. *International Journal of Engineering Research & Technology*. 2013, 2906–2913. ISSN 2278-0181.

- [13] BŁASZCZYŃSKI, Tomasz a Marta PRZYBYLSKA-FAŁEK. Steel Fibre Reinforced Concrete as a Structural Material. *Procedia Engineering* [online]. 2015, **122**, 282–289. ISSN 18777058. Dostupné z: doi:10.1016/j.proeng.2015.10.037
- [14] KODUR, V.K.R. Fire resistance of concrete filled steel columns. *National Research Council of Canada*. 1997, (6), Construction technology updates.
- [15] VRANÝ, Tomáš, František WALD, ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE a STAVEBNÍ FAKULTA. *Ocelové konstrukce: tabulky*. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2005. ISBN 978-80-01-03140-7.
- [16] ČSN EN 1993-1-2: *Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla - Navrhování konstrukcí na účinky požáru*. Praha: ČSNI, 2006.
- [17] RODRÍGUEZ, Javier Bernabeu. *Simple model of Fire Resistance of steel-concrete fiber reinforced concrete column*. Prague, 2018. Master Thesis. Czech Technical University in Prague.
- [18] KODUR, V. K. R. Factors Affecting the Fire Resistance of Circular Hollow Steel Columns Filled with Steel-Fibre Reinforced Concrete. *National Research Council of Canada*. 1996.