

PROBABILISTIC APPROACH TO THE FIRE RESISTANCE OF COMPOSITE COLUMNS

M. Rieger, D. Pustka^{*}, P. Marek^{**}

Summary: *Determination of the final fire resistance of composite columns made of concrete filled hollow sections. Calculation is based on achievement of critical temperature on steel tube with respecting section ratio A_m/V . Final fire resistance is determined respect to influence of concrete filling, second order stability modeling and fully probabilistic approach. Article demonstrates application of the probabilistic method SBRA (Simulation Based Reliability Assessment) in fire resistant calculation.*

1. Úvod

Ocelobetonové skelety přinášejí výhody jak statické, tak i konstrukční. Nevýhodou těchto systémů však zůstává poměrně vysoká tepelná vodivost (tepelné mosty), zvuková vodivost a především pak snížená požární odolnost vyplývající z případných nechráněných ocelových částí průřezů, které by mohly být vystaveny účinkům požáru. Průřezy pak musí být dodatečně chráněny, což je prováděno např. obezděním, protipožárními obklady nebo přidáním dodatkové, tzv. požární, výztuže při použití průřezů spřažených. Nástřiky provedené požárně ochranným materiálem mají nízkou estetickou hodnotu a jsou proto vhodné především pro nosné prvky zakryté, např. podhledem. Při návrhu konstrukce by měla být taktéž věnována náležitá pozornost prostorové tuhosti tak, aby v případě lokálního vyčerpání únosnosti nenastalo celkové zřícení konstrukce.

Provedení ochrany podhledů stropů a dolních pásů průvlaků zpravidla nezpůsobuje závažnější problémy. Na druhé straně poměrně štíhlé ocelobetonové sloupy vyžadují pečlivé zvažování způsobu zajištění požadované požární odolnosti. Mezi nejštíhlejší ocelobetonové sloupy patří sloupy vyrobené z dutých ocelových průřezů vyplněných betonem. Tyto sloupy se vyznačují vysokou únosností, vnější ocelový povrch však primárně zůstává bez ochrany. Při návrhu konstrukce je však pro projektanta poměrně obtížné se správně orientovat a zhodnotit požární odolnost navrženého sloupu.

V technické praxi se požární spolehlivost předvídá především výpočtem. Při návrhu konstrukce je však pro projektanta poměrně obtížné se správně orientovat a zhodnotit primární požární odolnost navržených prvků. Návrhové postupy lze všeobecně rozdělit do tří úrovní přesnosti řešení. Při předběžném posudku se nejčastěji používá parametrických, příp. nomi-

^{*}Doc. Ing. Miloš Rieger, Ph.D., Ing. David Pustka, Ph.D., VŠB-TU Ostrava, Faculty of Civil Engineering, Ludvíka Podéště 1875, 708 00 Ostrava – Poruba, Czech Republic, tel. (+420) 59 732 1349, e-mail: milos.rieger@vsb.cz.

^{**}Prof. Ing. Pavel Marek, DrSc., ÚTAM AV ČR Prosecká 76, 190 00 Praha 9, tel. (+420) 283882462, e-mail marekp@itam.cas.cz.

nálních teplotních křivek, při řešení přestupu tepla a rozvoje teploty po konstrukci se používá modelování pomocí MKP nebo přírůstkových metod. Předběžné praktické vyhodnocení požární odolnosti se pak zpravidla provádí na základě součinitele průřezu: A_m/V pro nechráněný (příp. dodatečně chráněný) ocelový povrch, tepelná kapacita výplňového betonu u prvků ocelobetonových, např. ocelové trubky vyplněné betonem, se postihuje ve zjednodušených postupech spíše výjimečně.

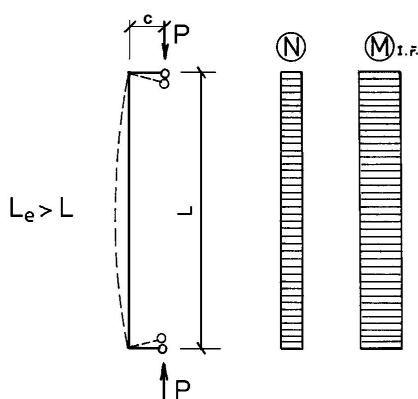
U štíhlých tlacených prvků, případně ohýbaných nosníků, kde lze předpokládat ztrátu stability za ohybu, by nemělo být opomenuto také podrobné stabilitní posouzení za zvýšených teplot, přičemž je nutno předpokládat, že vybočení (ztráta stability) může přijít poměrně náhle, a to ještě před dosažením oblasti „kritických teplot“ oceli.

V následujících kapitolách je naznačen způsob, jak lze analyticky modelovat průběh požární zkoušky excentricky zatížených sloupů z ocelových kruhových trub vyplněných betonem. Model je založen na zjednodušené analýze nestacionárního vedení tepla ve spřaženém průřezu se zahrnutím tepelně technických vlastností betonové výplně. Stabilita sloupu je při vzrůstající teplotě modelována podle teorie II. řádu a sledována narůstající deformace. Odvozený postup je pak možno využít i pro plně pravděpodobnostní přístup řešení systému, který je vystaven účinkům požáru ze čtyř stran. Analytický model lze konfrontovat s výsledky již provedených zkoušek požární odolnosti.

1.1 Zkoušky požární odolnosti

Na experimentálním pracovišti - ve zkušebně PAVÚSu ve Veselí nad Lužnicí byly v minulosti provedeny dvě série požárních zkoušek sloupů po dvou kusech. Jednalo se o sloupy délky $L = 3$ m z ocelových trubek TR $\Phi 219$ tloušťky 6 a 10 mm z materiálu 11 353 plněných betonem B15 (krychelná pevnost pouze 14 MPa). Sloupy byly při zkouškách oboustranně kloubově uloženy, přičemž v uložení kloubů byla zavedena stejnohlá excentricita $c = 50$ mm. Pro zjištění skutečných napětíových poměrů byla před vlastní požární zkouškou provedena u obou typů sloupů zkouška statická, a to od každého typu sloupu po jednom kusu. Měření byly vodorovné deformace e sloupů ve středu rozpětí.

V tabulkách uváděné experimentální hodnoty požární odolnosti byly zkušebnou extrapolovány ze zatížení sloupů při zkouškách, pro $\mu_0 = \sigma_s / \sigma_{02} \approx 0,9$.



Obrázek 1 Zatěžovací schéma sloupů.

Tab. 1 Výsledky zatěžovacích zkoušek za běžných teplot.

Zatěžovací síla P [kN] a vodorovná deformace sloupu e [mm]					
profil	při statické zkoušce			při požární zkoušce	
	P	e _{celk.}	e _{trvalá}	P	σ_s / σ_{02}
TR Φ 219 x 6	640	12,314	2,907	580	0,9062
TR Φ 219 x 10	980	12,521	2,571	888	0,9061

Tab. 2 Porovnání požární odolnosti pro ocelobetonový sloup TR Φ 219 x 6.

TR Φ 219 x 6, ocel 11 353, bet. B15				
σ_s / σ_{02}	0,906	0,7	0,65	0,5
Zkoušky požární odolnosti	13 min	19 min	21 min	28 min
Zjednodušený výpočet – T _{s,krit.}	12 min	20,6 min	22,7 min	27,6 min

Tab. 3 Porovnání požární odolnosti pro ocelobetonový sloup TR Φ 219 x10.

TR Φ 219 x 10, ocel 11 353, bet. B15				
σ_s / σ_{02}	0,906	0,7	0,65	0,5
Zkoušky požární odolnosti	17 min	21,5 min	23,5 min	30,5 min
Zjednodušený výpočet - T _{s,krit.}	-	22,5 min	24,8 min	30,6 min

2. Modelování průběhu zkoušek

2.1 Výpočet vedení tepla

Prostup tepla při tepelném namáhání ve zkušební peci závisí nejen na teplotě ve zkušební peci, ale také na součinitelích přestupu tepla mezi hořícím prostorem a povrchem konstrukce. Tepelný tok konstrukcí z povrchu dále závisí na tepelně technických vlastnostech materiálů, které jsou tepelně proměnné. Základní vztah vychází z třírozměrného modelu Fourierova zákona vedení tepla, který je vyjádřen:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z}(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z}) + \bar{Q} = \rho \cdot c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

kde $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ jsou tepelné vodivosti

ρ objemová hmotnost

c měrné teplo

t čas

\bar{Q} vnitřní vývin tepla.

Pro jednorozměrné a dvourozměrné vedení tepla může být rovnice (1) zjednodušena vynecháním příslušných parciálních derivací.

Okrajové podmínky musí být definovány jednak průběhem teplotního namáhání od požáru, jednak přestupem tepla. Hlavní složky přestupu tepla jsou konvekce a radiace, přičemž radiace je rozhodující a teplotně závislá. Součinitel přestupu tepla na straně ohřivaného povrchu je zjednodušeně vyjádřen:

$$\alpha = \alpha_k + \alpha_r \quad (2)$$

pro nechráněnou ocelovou konstrukci přivrácenou k požáru (požár ze čtyř stran) lze přibližně uvažovat:

$$\alpha = 15 + 0,07 \cdot T_N \quad , \text{ kde} \quad (3)$$

$$T_N = T_0 + 345 \log(8t + 1) \quad (4)$$

je teplota požáru v čase t ($^{\circ}\text{C}$), tzv. normová teplotní křivka, která byla použita i ve zkušebně, uvažovaná pro

$$T_0 = 20 \quad (5)$$

Pro konkrétní tepelné namáhání je však teplota požáru limitována minimálním (T_N') a maximálním (T_N'') průběhem dle [6]; pro průměrnou odchylku v peci p (v procentech) od teploty dle (4) platí:

$$p = 100 \cdot \frac{\sum_0^t T_s \cdot \Delta t - \sum_0^t T_N \cdot \Delta t}{\sum_0^t T_N \cdot \Delta t} \quad (6)$$

2.2 Teplota oceli nechráněných dutých ocelových profilů vyplněných betonem

Růst teploty nechráněných dutých ocelových profilů je ovlivněn jednak tvarovým faktorem, jednak tepelnou kapacitou výplňového betonu, který navíc plní i funkci statickou. Tímto způsobem se zvyšuje statická únosnost profilu, současně je jádrou výplně odnímáno teplo zahřáté oceli.

Množství dodaného tepla Q do ocelového průřezu za interval Δt možno vyjádřit:

$$Q = \frac{1}{\alpha} \cdot O_i \cdot (T_N - T_S) \cdot \Delta t \quad (7)$$

Množství přijatého tepla Q , které zvyšuje teplotu ocelového průřezu T_S je možno zapsat:

$$Q = (c_a \cdot \rho_a \cdot F_a + c_c \cdot \rho_c \cdot F_c) \cdot T_S \quad , \text{ kde} \quad (8)$$

c_a je měrné teplo oceli

c_c měrné teplo výplňového betonu

ρ_a objemová hmotnost oceli

ρ_c objemová hmotnost výplňového betonu

F_a průřezová plocha oceli

F_c náhradní průřezová plocha betonu určená z předpokládaného teplotního spádu dle Obr.2.

O_i obvod ocelové části vystavené požáru

T_s teplota oceli.

Dosazením rovnice (7) do rovnice (8) lze získat rovnici pro přírůstek teploty ΔT_s v časovém intervalu Δt :

$$\Delta T_s = \alpha \frac{O_i}{(c_a \cdot \rho_a \cdot F_a + c_c \cdot \rho_c \cdot F_c)} (T_N - T_s) \cdot \Delta t \quad (9)$$

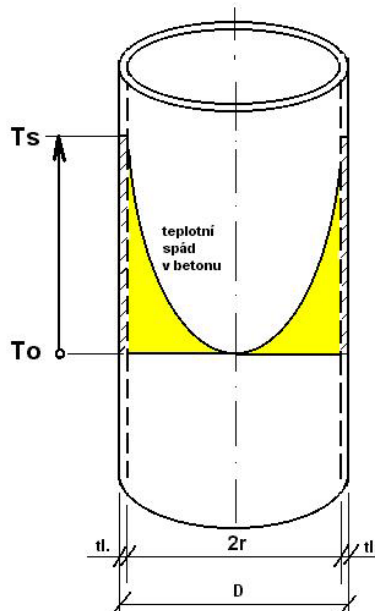
Iteračním způsobem výpočtu lze pak vypočítat celkový čas t , za který bude dosaženo např. kritické teploty oceli $T_{s,krit}$, která byla uvažována podle [6]:

$$T_{s,krit} = 723,5 \cdot (1 - \sigma_s / \sigma_{02})^{0,4608} \quad (10)$$

Pokud by nebyly k dispozici přesnější poznatky o stupni využití průřezu v čase $t = 0$, je možno předpokládat:

$$\mu_0 = \sigma_s / \sigma_{02} = 0,6 \cong \frac{1}{\gamma_f \cdot \gamma_M} \quad (11)$$

2.3 Náhradní průřezová plocha betonu



Náhradní průřezová plocha betonu může být v případě jednorozměrného vedení tepla zjednodušeně určena z předpokládaného teplotního spádu v betonovém jádru. Na vnitřním povrchu trubky se v betonu předpokládá teplota rovná přibližně teplotě oceli T_s . Odtud pak teplota klesá idealizovaně ve tvaru paraboly (rotačního paraboloidu) k neprohřátému středu trubky na hodnotu T_o .

Pro parabolu $r^2 = a \cdot T$, kde $a = \frac{(D/2 - tl)^2}{T_s}$

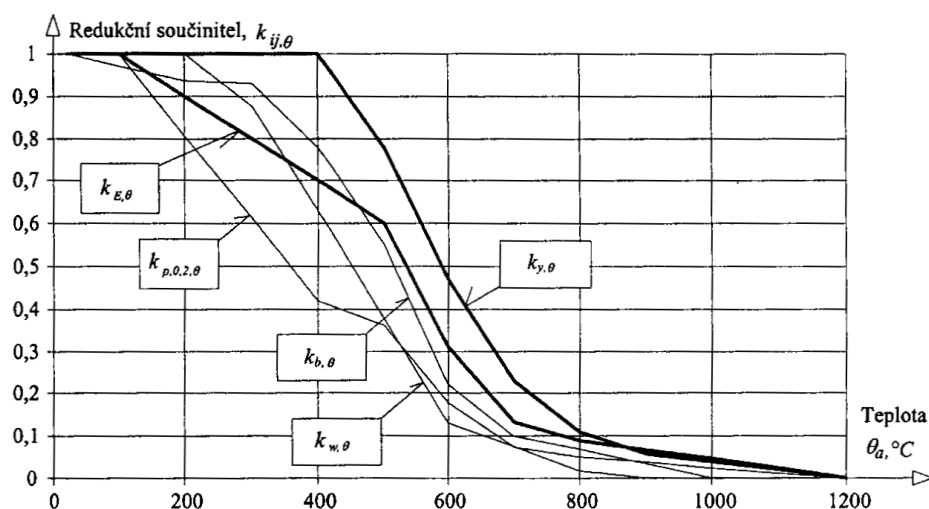
$$F_c = \pi \cdot (D/2 - tl)^2 \cdot T_s - \pi \int_{T_o}^{T_s} a \cdot T \cdot d_T = \pi \frac{(D/2 - tl)^2}{2} T_s \quad (12)$$

Obr. 2 Idealizovaný teplotní spád v betonovém jádru.

2.4 Mechanické a tepelně technické vlastnosti oceli a betonu

Mechanické a tepelně technické vlastnosti materiálů za zvýšených teplot lze převzít např. z bývalých norem ČSN nebo z příslušných Eurokódů, kterými byly po roce 2000 normy ČSN

postupně nahrazeny. Na Obr. 3 jsou uvedeny redukční součinitelé účinné meze kluzu oceli $k_{y,\theta}$, modulu pružnosti $k_{E,\theta}$ a meze úměrnosti $k_{p,\theta}$ podle [7].

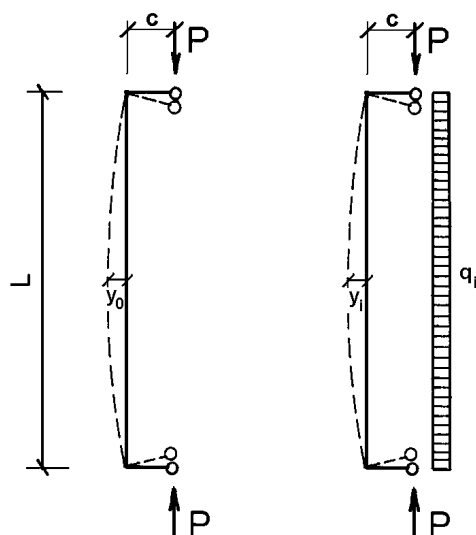


Obr. 3 Redukční součinitelé pro vztah napětí-deformace oceli při zvýšených teplotách dle ČSN EN 1993-1-2.

2.5 Stabilita sloupů za zvýšených teplot

Při modelování chování excentricky tlačného sloupu za zvýšených teplot bylo postupováno podle lit. [6], [7] a [8], včetně započítání změn mechanických a tepelně-technických vlastností materiálů za zvýšených teplot. Doporučená ohybová tuhost nevytuzeného ocelobetonového sloupu pro výpočty dle teorie II. řádu byla však omezena minimální tuhostí $E_a I_a$, jejíž vliv byl porovnáván s výsledky statické zatěžovací zkoušky – viz Tab. 1 a 4.

$$EI_{eff,d} = 0,5(E_a I_a + 0,9 \cdot E_{cm} I_c) \geq E_a I_a \quad (13)$$



Obr. 4 Modelování nárůstu příčné výchylky v pružném oboru dle teorie II. řádu pomocí náhradního příčného rovnoměrného zatížení q_i v i-tém iteračním kroku.

Excentricita byla ve výpočtech uvažována následovně:

a) pro zkoušku statickou

$$c = 50 + e_{vzper}$$

b) pro zkoušku požární odolnosti

$$c = 50 + e_{vzper} + e_{trvalá}$$

Nárůst příčné výchylky v pružném oboru dle teorie II. řádu byl modelován iteračně pomocí náhradního příčného rovnoměrného zatížení q :

$$q_i = \frac{384}{5} \frac{EI_{eff}}{l^4} y_{i,celk.}, \text{ kde} \quad (14)$$

$$y_{i,celk.} = y_i - y_{i-1}$$

Průhyb uprostřed rozpětí a příslušný maximální ohybový moment lze pro daný případ odvodit z obecné diferenciální rovnice průhybu

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{M}{EI} \quad (15)$$

$$y_i = \left(\frac{q}{\alpha^2 P} + c \right) \cdot \left(\frac{1}{\cos \frac{\alpha \cdot l}{2}} - 1 \right) - \frac{q \cdot l^2}{8P} \quad (16)$$

$$M_i = \frac{P \cdot c}{\cos \frac{\alpha \cdot l}{2}} + \frac{q}{\alpha^2} \left(\frac{1}{\cos \frac{\alpha \cdot l}{2}} - 1 \right), \text{ kde} \quad (17)$$

$$\alpha^2 = \frac{P}{EI} \quad (18)$$

Odhad vlivu postupné plastizace průřezu (z důvodu poklesu mechanických vlastností materiálu při požáru a se zanedbáním tečení oceli) na zvětšení vodorovného průhybu je možno odvodit z doporučeného vztahu dle [3]

$$y_{i,pl} = y_i \left[1 + \frac{12}{5} \left(\frac{\sigma_s}{f_y} \right)^n \cdot ab \right], \text{ kdy} \quad (19)$$

pro vytíženost průřezu μ_0 a s přihlédnutím k interakčnímu diagramu sloupu tlak-ohyb

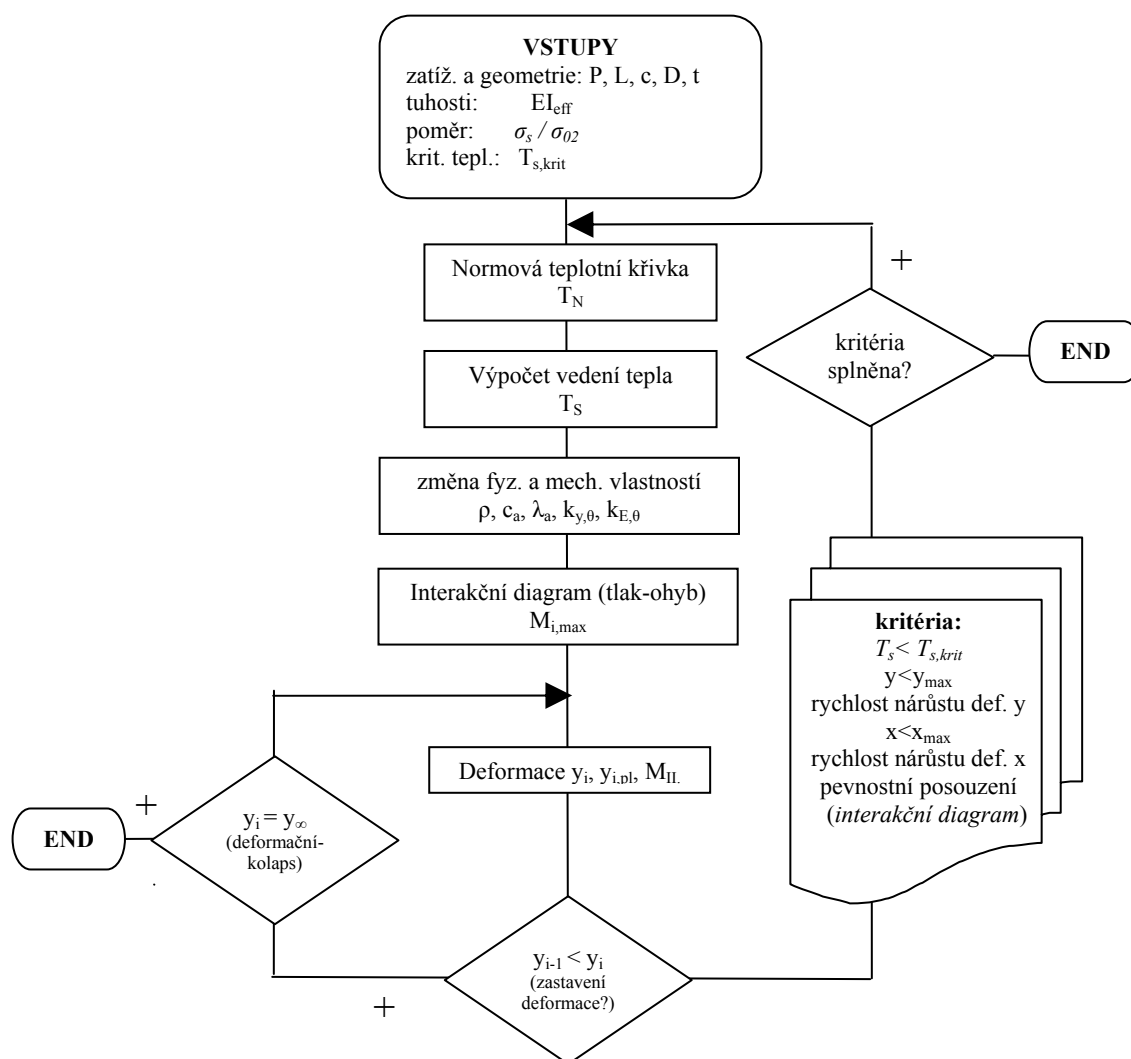
$$y_{i,pl} = y_i \left[1 + \frac{12}{5} \left(\mu_0 + (1 - \mu_0) \frac{M_i}{M_{i,max}} \right)^n \cdot ab \right], \text{ kde} \quad (20)$$

$$n = 18$$

$$ab \cong 0,17 \text{ pro teploty } 400 \div 500 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Tab. 4 Výpočet ustálené vodorovné deformace pro statickou zkoušku.

Vypočtená ustálená vodorovná deformace v polovině rozpětí (simulace statické zatěžovací zkoušky za běžné teploty (7 iterací) – viz Tab.1)	
TR Φ 219 x 6, ocel 11 353, bet. B15	TR Φ 219 x 10, ocel 11 353, bet. B15
10,382 mm	10,036 mm



Obr. 5 Schématický vývojový diagram simulace zkoušky požární odolnosti.

Tab. 5 Výsledky simulovaných zkoušek požární odolnosti pro sloup TR Φ 219 x 6

Výsledky simulovaných zkoušek požární odolnosti pro $\sigma_s / \sigma_{02} = 0,65$							
selhání	TR Φ 219 x 6						
	čas [min]	P [kN]	c [mm]	T _N [°C]	T _s [°C]	y _{celk.} [mm]	M _{II.} [kNm]
dosažení T _{s,krit.}	22,7	416,1	55	800,2	446,8	16,220	26,787
rychlost nárůstu vod. deformace $l^2 / 9000h$ [mm/min]	28,5			834,1	532,0	27,819	28,137
nezastavení vod. deformace (30 iterací)	32,3			852,4	580,9	108,927	30,759
max vodorovná def. 120 mm	32,5			853,7	583,4	128,926	30,958
pevnostní posouzení	32,7			854,2	585,8	143,084	31,166

Tab. 6 Výsledky simulovaných zkoušek požární odolnosti pro sloup TR Φ 219 x 10

Výsledky simulovaných zkoušek požární odolnosti pro $\sigma_s / \sigma_{02} = 0,65$							
selhání	TR Φ 219 x 10						
	čas [min]	P [kN]	c [mm]	T _N [°C]	T _s [°C]	y _{celk.} [mm]	M _{II.} [kNm]
dosažení T _{s,krit.}	24,8	637,1	55	813,4	446,2	15,994	40,821
rychlost nárůstu vod. deformace $l^2 / 9000h$ [mm/min]	31,5			849,1	535,5	29,020	43,000
nezastavení vod. deformace (30 iterací)	35,4			866,1	581,1	110,171	46,690
pevnostní posouzení	35,6			866,9	583,3	119,579	46,957
max vodorovná def. 120 mm	35,6			867,3	583,3	128,830	46,957

3. Praviděpodobnostní pojetí posudku spolehlivosti

Při výpočtech požární odolnosti jsou definovány okrajové podmínky a vstupní veličiny, které mají do značné míry náhodný charakter. Obzvláště to pak platí pro nárůst teploty při požáru a mechanické a tepelně technické vlastnosti použitých materiálů, které jsou navíc závislé na teplotě.

Pro ilustraci bude dále provedeno posouzení požární odolnosti ocelobetonového sloupu pomocí metody SBRA [1], která umožňuje postihnout variabilitu vstupních veličin. Posouzení je provedeno pro sloup z TR Φ 219x10, ocel 11 353, bet. B15, pro $\sigma_s/\sigma_{02} = 0,65$, viz Tab. 1.

Pro výpočet požární odolnosti založený na dosažení kritické teploty oceli je možno definovat funkci spolehlivosti:

$$FS = R - S, \text{ kde} \quad (21)$$

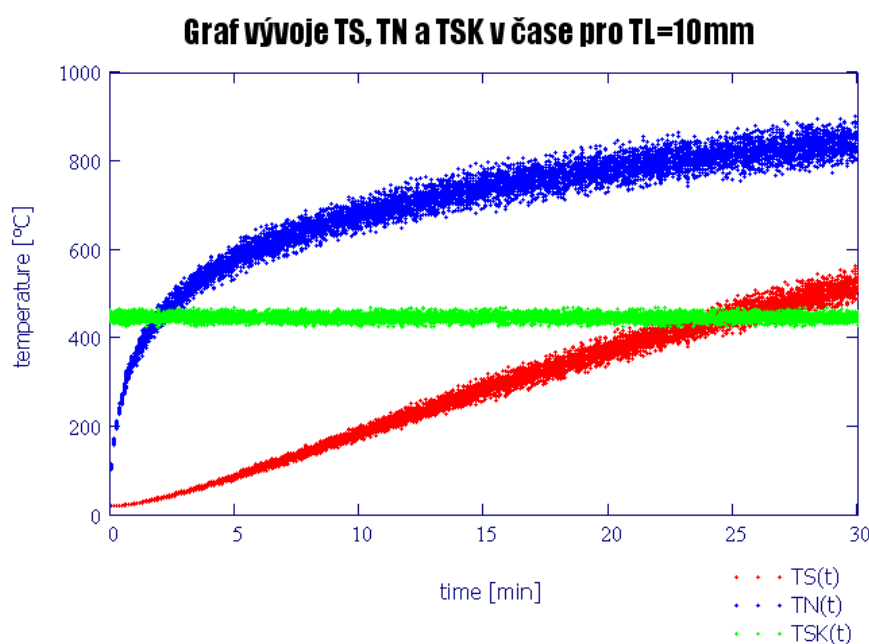
R je odolnost konstrukce, která je reprezentovaná kritickou teplotou $T_{s,krit.}$,

S účinek zatížení určený teplotou ocelového pláště T_s .

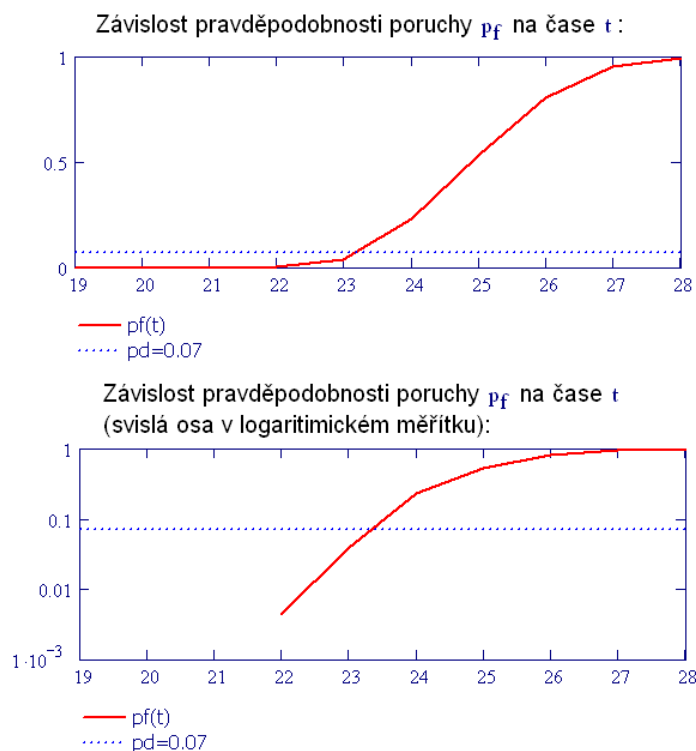
Na Obr. 6 je uveden graf vývoje teploty T_s na povrchu trubky (TR Φ 219 x 10) v závislosti na teplotě při požáru podle normové křivky T_N a dosažení kritické teploty $T_{s,krit.}$, který dokumentuje vývoj situace v i -tém iteračním kroku. Pro zvolenou pravděpodobnost dosažení kritické teploty oceli $P_d = 0,07$ lze pak odečíst sledovaný čas.

Tab. 7 Porovnání požární odolnosti pro TR Φ 219 x 10.

TR Φ 219 x 10, ocel 11 353, bet. B15, $\sigma_s / \sigma_{02} = 0,65$	
Zkoušky požární odolnosti	Praviděpodobnostní přístup pro $P_d=0,07$
23,5 min	23,2 min



Obr. 6 Graf vývoje teploty T_s na povrchu trubky (TR Φ 219 x 10) v závislosti na teplotě při požáru podle normové křivky T_N a dosažení kritické teploty $T_{s,krit.}$.

Křivka pravděpodobnosti poruchy pro TL=10mm:

Obr. 7 Křivka pravděpodobnosti vzniku poruchy - dosažení kritické teploty oceli; pro uvažovanou pravděpodobnost $P_d=0,07$ je možno odečíst čas $T_{poruchy}=23,2$ min..

4. Závěr

V prezentovaném příspěvku je naznačen způsob, jak lze analyticky modelovat průběh požární zkoušky excentricky zatížených sloupů z ocelových kruhových trub vyplněných betonem. Model je založen na zjednodušené analýze nestacionárního vedení tepla ve spřaženém průřezu se zahrnutím tepelně technických vlastností betonové výplně. Stabilita sloupu je při vzrůstající teplotě modelována podle teorie II. řádu a sledována velikost deformace včetně rychlosti jejího nárůstu. Odvozený postup je pak možno využít i pro plně pravděpodobnostní přístup řešení systému, který je vystaven účinkům požáru ze čtyř stran. Účinky požáru jsou v modelu reprezentovány normovou teplotní křivkou. Analytický model je konfrontován s výsledky již provedených zkoušek požární odolnosti, které byly v minulosti provedeny ve zkušebně PA-VÚSu ve Veselí nad Lužnicí.

Zjištěné hodnoty požární odolnosti ocelobetonových sloupů potvrzují skutečnost, že výplň uzavřených ocelových průřezů zvyšuje jejich požární odolnost. Vyplněním dutiny dochází k odnímání tepla nosného ocelového pláště, snižování jeho teploty a tím k zvyšování požární odolnosti prvku. Je však důležité, aby vhodným systémem otvorů v plášti byl umožněn odvod přetlakových vodních par, které při požáru v dutině vznikají.

Lze konstatovat, že hodnoty požární odolnosti ocelobetonových sloupů, které byly získány prezentovaným postupem a aplikací plně pravděpodobnostního postupu, vykazují dobrou shodu s výsledky experimentálními. Pokud by byly k dispozici dostatečné soubory statistických dat pro jednotlivé vstupní veličiny náhodného charakteru, bylo by velice výhodné tyto plně pravděpodobnostní postupy využívat. Pravděpodobnostní přístup při řešení požární odol-

nosti systému ocel-beton umožňuje postihnout variabilitu vstupních veličin, zejména průběh teploty za požáru a mechanické a tepelně technické vlastnosti materiálů, které jsou navíc teplotně proměnné. Současně je možno zjistit i pravděpodobnost dosažení sledované referenční úrovně.

5. Poděkování

Projekt byl realizován za finanční podpory ze státních prostředků prostřednictvím Grantové agentury České republiky. Registrační číslo projektu je 103/07/0557.

6. Literatura

- Marek, P. &, Guštar, M. & Anagnos, T. (1995) Simulation-Based Reliability Assessment for Structural Engineers, CRC Press, Inc., Boca Raton, Florida, 1995, ISBN 0-8493-8286-6.
- Karpaš, J. & Zoufal, R. (1989) Požární odolnost ocelových a železobetonových konstrukcí, *Zabraňujeme škodám*, Česká státní pojišťovna, Praha.
- Bauma, M. (1974) Únosnost ocelových prvků za požáru, *Sborník přednášek POŽÁRNÍ BEZPEČNOST OCELOVÝCH KONSTRUKCÍ*, pp. 47-51, Dům techniky ČVTS Ústí nad Labem
- Rieger, M. (1992) Vyhodnocení zkoušek požární odolnosti ocelobetonových sloupů, *Závěrečná zpráva*, Vítkovice, a.s., VÚSM.
- Rieger, M. (2006) Požární odolnost ocelobetonových sloupů, *Sborník příspěvků konference SPOLEHLIVOST KONSTRUKCÍ*, 5.4.2006, Praha, pp. 171-176, ISBN 80-02-01770-6
- ČSN 73 0851 (1985) Stanovení požární odolnosti stavebních konstrukcí, Praha, ÚNM.
- ČSN EN 1993-1-2 (2006) Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla – Navrhování konstrukcí na účinky požáru, Praha, ČNI.
- ČSN EN 1994-1-2 (2006) Navrhování spřažených ocelobetonových konstrukcí - Část 1-2: Obecná pravidla - Navrhování konstrukcí na účinky požáru, Praha, ČNI.