

Výpočtový model požární odolnosti stavebních konstrukcí

Numerical Model of Fire Resistance of Building Structures

Zoja Bednarek

Požární odolnost betonových a ocelových konstrukcí lze určit též pomocí kritické teploty oceli. Kritické teploty oceli se dosud stanovují experimentálně ze statické tahové zkoušky při stálých, zvýšených a vysokých teplotách. Takto získané hodnoty zcela neodpovídají podmínkám požáru ani experimentálně stanovené požární odolnosti stavebních konstrukcí. Autorka článku provedla zkoušky tří druhů oceli za stálého napětí a proměnné teploty a kritickou teplotu určila pro okamžik dosažení největšího zrychlení teplotního přetvoření. Využití takto získané kritické teploty umožňuje sladit výsledky výpočtů požární odolnosti s výsledky požárních zkoušek.

It is possible to specify the fire resistance of concrete and steel structures by means of the critical temperature of steel. Up to now, the critical temperatures of steel have been determined experimentally in the static tensile test at constant, increased and at high temperatures. The values received don't fully correspond either to the fire conditions or to the experimentally determined fire resistance of building structures. The author of the paper carried out the tests of a series of the three steel types at a constant stress and temperature variable. She specified the critical temperature for the instant of achieving the maximum acceleration of the thermal deformation. The use of the critical temperature received makes it possible to harmonize the numerical results of fire resistance with the outcomes of fire tests.

Obecný model výpočtu požární odolnosti nosných stavebních konstrukcí je rozdělen do dvou samostatných částí: části tepelné, týkající se rozboru tepelného toku z prostředí požáru do stavebního prvku a části pevnostní, obsahující rozbor změn pevnosti konstrukce při stálých, zvýšených a vysokých teplotách. Matematické vyjádření požární odolnosti se v řadě případů opírá o experimentálně získanou kritickou teplotu konstrukčních materiálů. V současně používaném výpočtovém modelu se ztotožňuje mezní stav únosnosti ocelových prvků při požáru s úplným zplastičováním nejvíce namáhaného průřezu, zatímco u železobetonových prvků je mezní stav ztotožněn se zplastičováním tažené výztuže v nejvíce namáhaném průřezu. Úplné zplastičování znamená v obou případech dosažení napětí oceli, které je rovno mezi plasticity¹⁾ $R_{0,2}^T$. S ohledem na spojitou změnu teploty v době požáru je základem výpočtu experimentálně stanovený součinitel popisující poměr hodnoty meze plasticity při dané teplotě $R_{0,2}^T$ k mezi plasticity při běžné teplotě R_e : $\Psi^{2)} = R_{0,2}^T / R_e$. Mez plasticity při zvýšených teplotách se také určuje ze statické tahové zkoušky při stálých, zvýšených a vysokých teplotách, to znamená za jiných podmínek, než v jakých se nachází ocel při normové zkoušce požární odolnosti stavebních prvků.

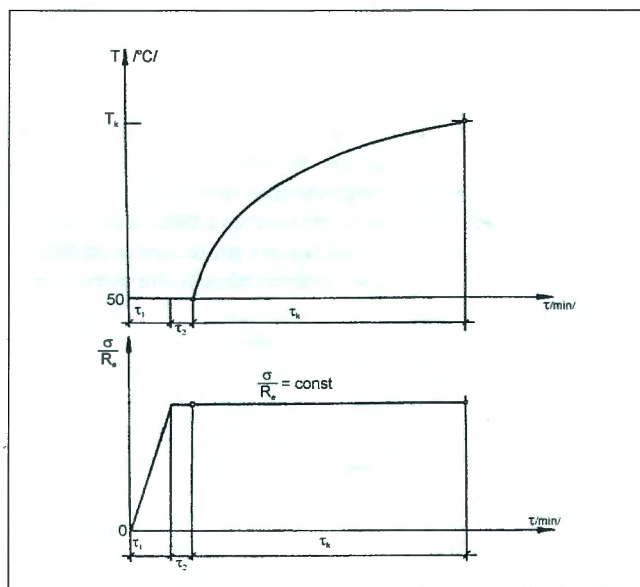
Rozbor dále uvedených výsledků výzkumu prokazuje řadu rozdílů mezi předpoklady současného výpočtového modelu a skutečností.

Pro podmínky normového požáru bylo experimentálně prokázáno, že ohýbané prvky, jejichž odolnost byla vypočtena pomocí současného modelu, vykazují „rezervu“ únosnosti po uplynutí doby odpovídající jejich požární odolnosti. To může být důsledkem zavedení pevnostních parametrů oceli zjištěných při zkouškách, které nebraly v úvahu skutečné rozložení teplot a zavedení nesprávného kritéria ztráty únosnosti.

Autorka doporučuje použití jiného kritéria pro selhání oceli v teplotních podmínkách požáru, které se opírají o široký výzkum provedený pro podmínky blízké se podmínkám v době trvání požáru, tj. pro stálé zatížení a rychle rostoucí teplotu proměnnou v čase.

Výsledky výzkumu

Zkoušky tří hlavních druhů stavebních ocelí používaných v Polsku St3 (třída A-I), 18G2 (třída A-II) a 34GS (třída A-III) byly provedeny při stálém zatížení a teplotě proměnné v čase, která je popsána závislostí „teplota – čas“, která vzniká v ose tahové výztuže při normovém požáru.



Obr. 1 – Schéma průběhu zkoušek / The scheme of investigation procedure

τ_1 – čas dosažení zvoleného napětí / time to reach the selected stress

τ_2 – čas dosažení teploty 50°C / time to reach the temperature of 50°C

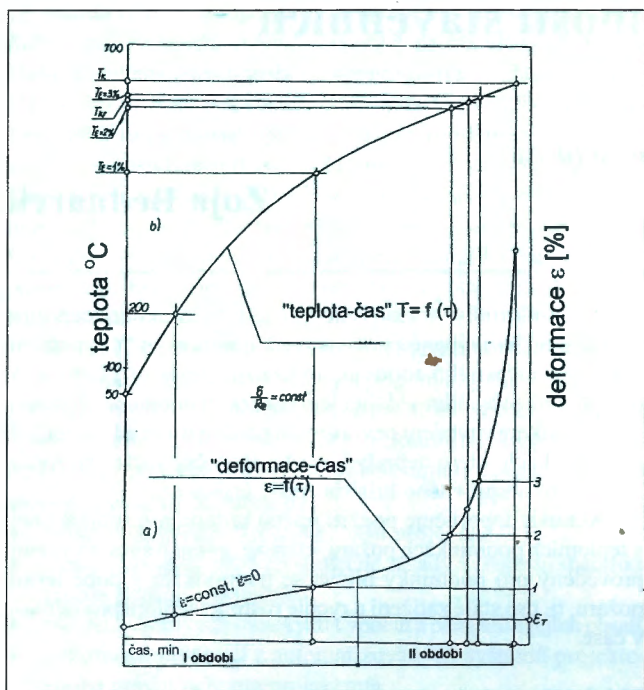
τ_k – doba trvání zkoušky / duration time of the experiment

$\frac{\sigma}{R_s} = \text{const}$ – konstantní úroveň napětí / constant stress level

T_k – konečná teplota [°C] / final temperature [°C]

¹⁾ Pozn. překladatele: V ČSN 73 1401, EC2 a EC3 odpovídá mezi plasticity mez kluzu f_y , v ČSN 73 1201 má mez kluzu hodnotu normové pevnosti výztuže R_{sn} .

²⁾ Pozn. překladatele: V ČSN 73 1230 má tento poměr význam součinitele podmínek působení γ_{st} , v ENV 1992-1-2:1995 jde o redukční součinitel $k_s(\theta)$ a v ENV 1993-1-3 o redukční součinitel $k_{s,\theta}$.

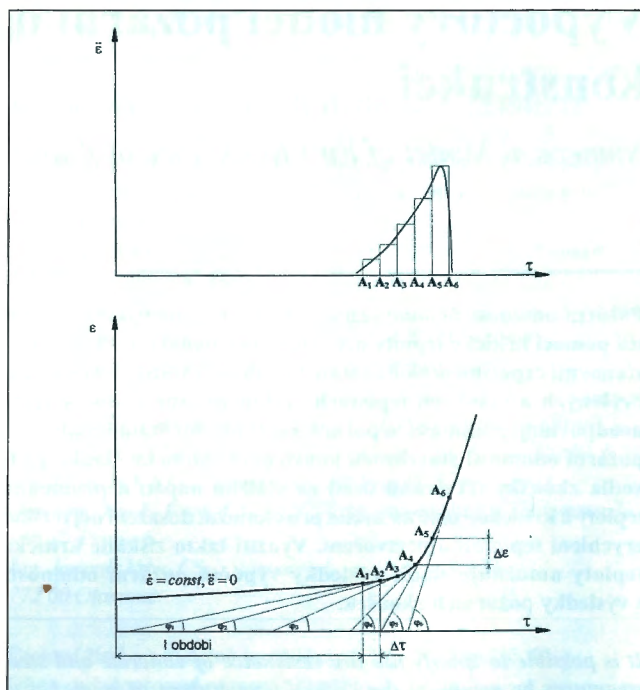


Obr. 2 – Sestava grafů / Set of curves
 a) „deformace – čas“ / the strain – time curve
 b) „teplota – čas“ / the temperature – time curve
 (obě křivky obsahují parametry uvedené v textu / both curves contain parameters mentioned in the paper)

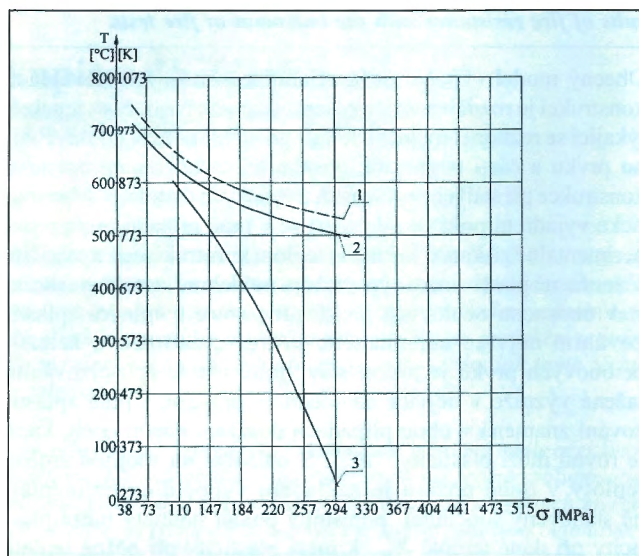
Tyto závislosti byly získány analytickou metodou na základě jistého fyzikálního a matematického modelu s použitím numerických metod řešení Fourierovy rovnice šíření tepla. Schéma průběhu zkoušek ukazuje obr. 1. Teplota T_k (konečná teplota) a konečný čas τ_k jsou hodnotami v okamžiku přetržení vzorku, tj. ukončení zkoušky. Stálé napětí ve zkušebních vzorcích při zkouškách je vyjádřeno pomocí bezrozměrné charakteristiky – hladiny napětí σ/R_e . Při zkouškách bylo použito hladin napětí od 0,15 do 1,00. Obr. 2 ukazuje příklad sestavy grafů závislosti teploty a přetvoření na čase, které byly získány zkouškami jednotlivých vzorků.

Graf „deformace – čas“ („ $\varepsilon - \tau$ “) ukazuje, jaký charakter má deformace oceli v definovaných podmínkách. Tento graf lze rozdělit na dvě oblasti: I – s nízkým časovým přírůstkem přetvoření (okolo 0,02 - 0,09 %/min), který je pro materiál bezpečný a II – se značným časovým přírůstkem deformace (až kolem 5 %/min), který končí selháním vzorku. V oblasti II (v obr. též ve II. období) se nachází bod, který je charakteristický největším zrychlením přetvoření $d^2\varepsilon/d\tau^2$, nazývaný autorkou kritickým bodem. Dosažení kritického bodu na grafu je příznakem přetržení vzorku a má fyzikální význam, který je charakterizován výskytem důležitých změn materiálu, což potvrzuje výzkum jeho struktury. Při hodnocení výsledků zkoušek je kritériem selhání dosažení kritického bodu na grafu „ $\varepsilon - \tau$ “, který je charakterizován největším zrychlením přetvoření. Tento bod se stanoví rozбором druhé derivace $d^2\varepsilon/d\tau^2$. Rozbor se provádí grafickou metodou, jak ukazuje obr. 3. Část grafu „ $\varepsilon - \tau$ “ (v oblasti II) se rozdělí na úseky $A_1A_2, A_2A_3, \dots, A_{n-1}A_n$ odpovídající stejným úsekům $\Delta\tau$ na časové ose „ τ “ a vyznačí se tečny v bodech A_i ($i = 1, 2, 3 \dots n$). Na získaných úsecích křivky označme rychlost přetvoření jako $\tan \varphi_i$ (úhel φ_i je sevřen tečnou a osou τ).

$$\dot{\varepsilon}_i = \tan \varphi_i = \frac{\Delta \varepsilon}{\Delta \tau} \quad (1)$$

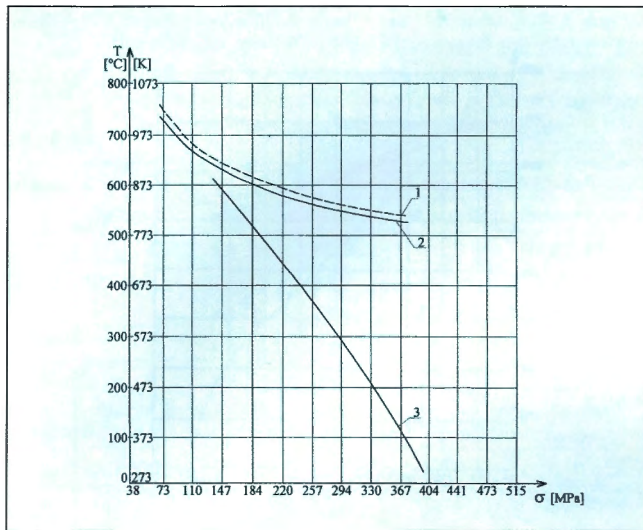


Obr. 3 – Grafická metoda určení kritického bodu křivky „deformace – čas“ je charakterizována největším zrychlením deformace / The graphic method of determination of critical point of strain–time curve characterized by maximum acceleration of strain
 τ - čas [min] / time curve
 ε - deformace [%] / progress of strain
 $\dot{\varepsilon}$ - zrychlení deformace / acceleration of strain



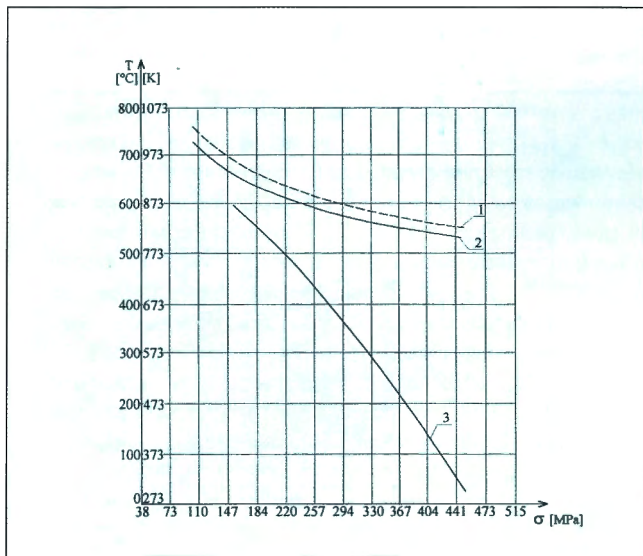
Obr. 4 – Graf závislosti kritické teploty na napětí oceli při zvyšujících se teplotách pro ocel St3 podle autorky a podle statických tahových zkoušek / Curves of the critical temperature variations in relation to the stresses in the tests according to the author's method and in the static tensile test in steady thermal conditions (concerning St3 Grade steel)

- 1 - konečná teplota T_k (podle autorky) / final temperature T_k (according to author's method)
- 2 - kritická teplota T_{kr} (podle autorky) / critical temperature T_{kr} (according to author's method)
- 3 - mezní teplota pro mez plasticity $R_e(R_{0,2}^T)$ / critical temperature adequate to yield strength $R_e(R_{0,2}^T)$



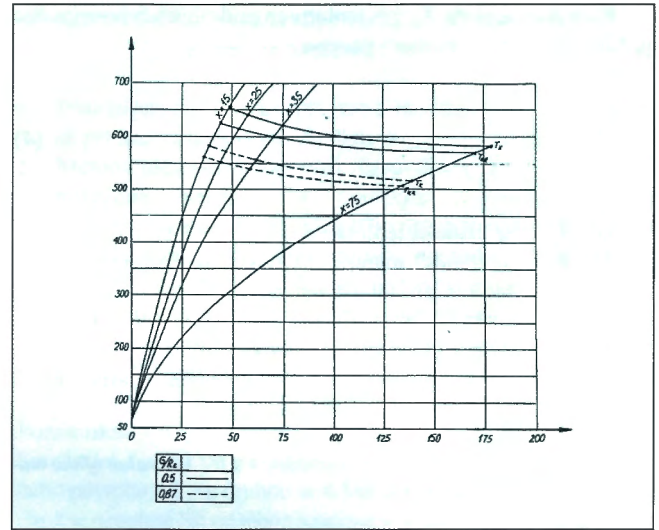
Obr. 5 – Graf závislosti kritické teploty na napětí oceli při zvýšených teplotách pro ocel 18G2 podle autorky a podle statických tahových zkoušek / Curves of the critical temperature variations in relation to the stresses in the tests according to the author's method and in the statical tensile test in steady thermal conditions (concerning 18G2 Grade steel)

- 1 - konečná teplota T_k (podle autorky) / final temperature T_k (according to author's method)
- 2 - kritická teplota T_{kr} (podle autorky) / critical temperature T_{kr} (according to author's method)
- 3 - mezní teplota pro mez plasticity $R_e (R_{0,2}^T)$ / critical temperature adequate to yield strength $R_e (R_{0,2}^T)$



Obr. 6 – Graf závislosti kritické teploty na napětí oceli při zvýšených teplotách pro ocel 34GS podle autorky a podle statických tahových zkoušek / Curves of the critical temperature variations in relation to the stresses in the tests according to the author's method and in the statical tensile test in steady thermal conditions (concerning 34GS Grade steel)

- 1 - konečná teplota T_k (podle autorky) / final temperature T_k (according to author's method)
- 2 - kritická teplota T_{kr} (podle autorky) / critical temperature T_{kr} (according to author's method)
- 3 - mezní teplota pro mez plasticity $R_e (R_{0,2}^T)$ / critical temperature adequate to yield strength $R_e (R_{0,2}^T)$



Obr. 7 – Hodnoty teplotních parametrů T_{kr} a T_k pro zvolené závislosti „teplota - čas“ pro ocel 18G2 ($\sigma/R_e = 0,5$; $\sigma/R_e = 0,87$) / Values of the temperature parameters T_{kr} and T_k in relation to an assumed „temperature - time“ distribution for 18G2 Grade steel ($\sigma/R_e = 0,5$; $\sigma/R_e = 0,87$)

Zrychlení přetvoření určíme podle rovnice

$$\dot{\epsilon}_i = \frac{\dot{\epsilon}_i - \dot{\epsilon}_{i-1}}{\Delta \tau} = \frac{tg \varphi_i - tg \varphi_{i-1}}{\Delta \tau} \quad (2)$$

V horní části obr. 3 jsou uvedeny výsledky získané pomocí rovnice (2) a vyznačena křivka $\dot{\epsilon} = f(\tau)$ (zrychlení přetvoření jako funkce času). Vyneseme-li na čáře „ $T-\tau$ “ bod odpovídající teplotě, při které je $R_{0,2}^T = \sigma$ ($R_{0,2}^T$ je zvolená mez plasticity při teplotě T , popisující výše uvedený bod na grafu „ $T-\tau$ “ a σ je napětí použité při zkouškách) a dále zjistíme bod, který mu odpovídá na grafu „ $\epsilon-\tau$ “, ukáže se, že tento bod se vždy nachází na bezpečné straně grafu v dosti značné vzdálenosti od kritického bodu.

Vezmeme-li za základ kritický bod na grafu „ $\epsilon-\tau$ “ (deformace - čas), můžeme určit odpovídající teplotu a čas od počátku ohřevu po dosažení kritického bodu. Teplota v okamžiku dosažení kritického bodu je označena jako kritická teplota T_{kr} zkoušeného druhu oceli a čas dosažení tohoto bodu jako čas selhání oceli v podmínkách normového požáru. Na obr. 4 - 6 je znázorněn pokles kritické teploty tří zkoumaných druhů oceli vyskytující se současně s růstem napětí oceli získaný při zkouškách autorky (křivka č. 2) anebo stanovený podle současného výpočtového modelu (křivka č. 3).

Výpočet kritické doby selhání vzorků lze provést pomocí vztahu

$$\tau_{kr} = A \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^{-0,5} \quad (3)$$

kde τ_{kr} je čas selhání v minutách,
 σ/R_e hladina napětí vzorku,

A součinitel materiálu závislý na zvoleném rozdělení teplot pro daný druh oceli.

Součinitel materiálu A je roven době selhání vzorku při napětí $\sigma = R_e$. Hodnoty A všech zkoumaných druhů oceli jsou uvedeny v tab. 1. Vztahují se k vývoji teplot, které teoreticky vznikají při působení normového požáru v železobetonové desce, a to v hloubce 25 mm (na obr. 7 je značena jako $x = 25$) od ohřívajícího povrchu.

Kritickou teplotu T_{kr} při teplotních podmínkách normového požáru lze vyjádřit pomocí vzorce:

$$T_{kr} = B \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^{-0,2}, \quad (4)$$

kde T_{kr} je kritická teplota ve °C,
 B součinitel materiálu závislý na zvoleném vývoji teploty při zkouškách.

Součinitel materiálu B je roven kritické teplotě T_{kr} při stálém napětí $\sigma = R_e$. Hodnoty součinitele B získané statistickými metodami uvádí tab. 1.

Tab. 1 – Hodnoty součinitelů materiálů A a B / The value of the material constants A and B

| Druh oceli | Součinitel materiálu | | | |
|--------------------|----------------------|----------------|---------|----------------|
| | A [minuty] | | B [°C] | |
| | hodnota | koef. korelace | hodnota | koef. korelace |
| St3 (třída A-I) | 34,50 | 0,955 | 506,50 | 0,973 |
| 18G2 (třída A-II) | 38,95 | 0,965 | 529,70 | 0,982 |
| 34GS (třída A-III) | 41,28 | 0,986 | 534,91 | 0,915 |

V současném modelu výpočtu se předpokládá, že na odolnost materiálu má vliv jen velikost teploty a nikoliv její nárůst, tj. závislost teploty na požární odolnosti není vázána na vývoj teplot v oceli. Tepelná část výpočtu, ukazující skutečný vývoj teploty v oceli, slouží jen k určení kritické teploty T_{kr} a času potřebného k jejímu dosažení. V teplotních podmínkách jak normového, tak skutečného (pravděpodobného) požáru se však u oceli projevuje určitá setrvačnost materiálu. Nesouvisí s hmotností vzorku a má jiný charakter než tepelná setrvačnost. Je však svázána se strukturou a mechanickými vlastnostmi materiálu. Tato setrvačnost způsobuje částečné nebo úplné zpomalení procesů probíhajících v oceli v důsledku prudkého nárůstu teploty a vedoucích k selhání materiálu ve srovnání s průběhem těchto procesů v podmínkách stálých zvýšených teplot. Rychlost nárůstu teploty má vliv na hodnotu kritického bodu v grafu „ $\varepsilon - \tau$ “, tj. na dobu selhání a kritickou teplotu oceli. Dokladem je autorčin výzkum.

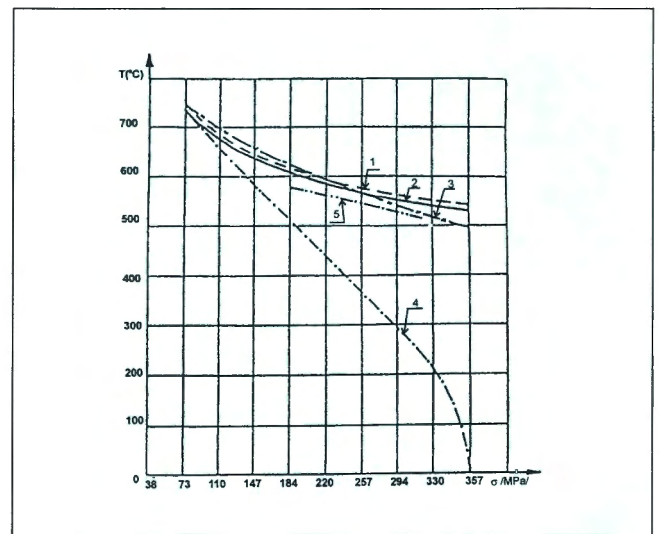
Obr. 7 ukazuje vývoj teplot při zkouškách. Jsou to průběhy teplot v betonové desce v hloubce $x = 15, 25, 35$ a 75 mm od ohřívávaného povrchu. První tři průběhy se liší rychlostí přírůstu teploty pouze mírně, poněkud více v hloubce $x = 75$ mm. Na křivkách vývoje teplot jsou vyznačeny body odpovídající kritickým teplotám oceli 18G2 pro dvě hladiny napětí ($\sigma/R_e = 0,5$ a $\sigma/R_e = 0,7$).

Výsledky zkoušek potvrdily výskyt setrvačnosti materiálu i v případech poměrně malých rozdílů rychlosti nárůstu teploty. Tento jev je charakteristický vzrůstem kritické teploty v závislosti na rostoucí rychlosti přírůstu teploty. To vyvrací předpoklad současného výpočtového modelu, že pevnostní parametry oceli, získané ze statických tahových zkoušek za stálé, zvýšené a vysoké teploty dobře charakterizují pevnostní vlastnosti materiálu při požáru a mohou být bez výhrad používány při výpočtech požární odolnosti stavebních konstrukcí.

Tab. 2 uvádí hodnoty součinitele materiálu A pro různé teplotní závislosti (podle obr. 7).

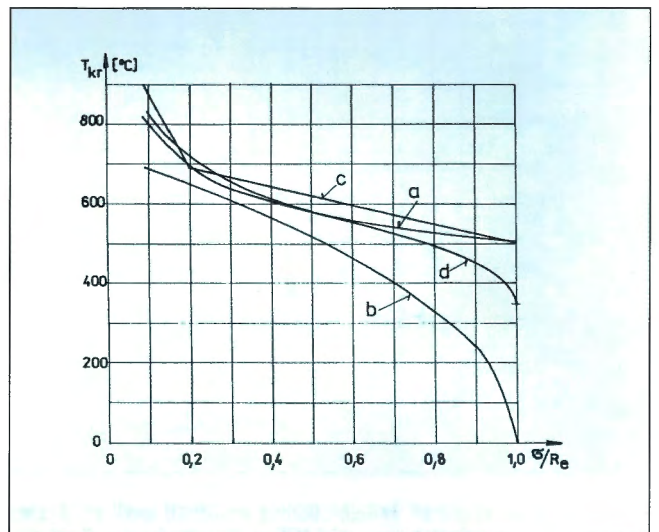
Tyto výsledky byly získány na základě zkoušek při dvou libovolně zvolených hladinách napětí a vztahů (5) a (6) uvede-
 ných v první části výzkumu.

Je pochopitelné, že současný výpočetní model nelze z ekonomických důvodů považovat za uspokojivý.



Obr. 8 – Graf závislosti teplotních parametrů na napětí / Curves of the temperature parameters variation to the stress

- T_k konečná teplota (podle autorky) / final temperature received on the basis of the tests according to the author's method
- _____ T_{kr} kritická teplota (podle autorky) / critical temperature received on the basis of the tests according to the author's method
- x—x— T_{Rm} kritická teplota pevnosti oceli v tahu R_m (při konvenčních tahových zkouškách) / critical temperature adequate to the breaking stress R_m (on the basis of conventional tensile tests)
- $T_{R0,2}$ kritická teplota pro mez plasticity $R_{0,2}^T$ / critical temperature adequate to the yield strength $R_{0,2}^T$
- T_k^* konečná teplota získaná při ohřevu vzorků v hloubce $x = 75$ / final temperature received for the temperature distribution $x = 75$ mm



Obr. 9 – Závislost kritické teploty oceli T_{kr} na hladině napětí σ/R_e / Critical temperature T_{kr} curves in relation to the stress level σ/R_e

- a – podle autorky pro výztuž St3 / according to author's method for the St3 Grade steel
- b – pro konstrukční oceli a betonářskou výztuž podle ČSN 73 0851 / according to ČSN 73 0851 for steel and reinforcement
- c – podle ENV 1992-1-2d – podle ENV 1993-1-2 / according to ENV 1992-1-2
- d – podle ENV 1993-1-2 / according to ENV 1993-1-2

Tab. 2 – Souhrn součinitelů materiálu A v minutách získaných ze zkoušek při dvou hladinách napětí pro různý vývoj teploty / The value of the material constant A received on the basis of two tests for two stress levels in thermal conditions described by various „temperature-time“ curves

| Řádek | Druh oceli (třída) | Vývoj teplot | Hodnota součinitele A [minuty] | | |
|-------|--------------------|--------------|----------------------------------|---------------------|------------------|
| | | | $\sigma/R_e = 0,5$ | $\sigma/R_e = 0,87$ | Průměrná hodnota |
| 1 | St3 (A-I) | $x = 15$ | 26,9 | 28,9 | 27,90 |
| 2 | | $x = 25$ | 33,6 | 32,1 | 32,85 |
| 3 | | $x = 35$ | 49,1 | 44,6 | 46,85 |
| 4 | | $x = 75$ | 109,6 | 121,3 | 115,45 |
| 5 | 18G2 (A-II) | $x = 15$ | 31,8 | 33,6 | 32,70 |
| 6 | | $x = 25$ | 38,8 | 40,2 | 39,50 |
| 7 | | $x = 35$ | 51,1 | 54,1 | 52,60 |
| 8 | | $x = 75$ | 112,1 | 126,1 | 119,10 |
| 9 | 34GS (A-III) | $x = 15$ | 34,6 | 36,4 | 35,50 |
| 10 | | $x = 25$ | 42,1 | 43,5 | 42,80 |
| 11 | | $x = 35$ | 53,7 | 56,4 | 55,05 |
| 12 | | $x = 75$ | 115,3 | 129,6 | 122,45 |

Anglické a americké předpisy považují za kritérium selhání při požáru dosažení takového napětí v oceli, které se rovná její pevnosti v tahu. Na obr. 8 je znázorněna křivka T_{Rm} vyjadřující změnu pevnosti v tahu v závislosti na teplotě, na jejímž základě lze stanovit kritickou teplotu. Je vidět, že při vývoji teploty v hloubce $x = 25$ mm se křivky T_{kr} a T_{Rm} navzájem liší jen málo, zatímco při jiných vývoji teplot se mohou lišit i více. V každém případě splňuje předložené řešení značně lépe ekonomická hlediska.

Závěr

1. V současném modelu analytického vyjádření požární odolnosti ocelových a železobetonových prvků se používají parametry charakterizující pevnost oceli při teplotách za požáru, které byly získány při zkouškách v podmínkách neodpovídajících normovému požáru, protože neberou v úvahu výskyt rychle narůstající teploty.
2. V teplotních podmínkách blízkých podmínkám normového požáru a při stálém zatížení nezpůsobuje výskyt napětí rovných mezi plasticity $R_{0,2}^T$ (určené na základě „statické tahové zkoušky“) žádné nebezpečné procesy v materiálu, jako například jeho tečení anebo nárůst rychlosti přetvoření, které se zpravidla projevují u oceli při statické tahové zkoušce. Dosažení meze plasticity, chápané jako napětí odpovídající plastickému tečení kovu, závisí na řadě faktorů jako je teplota, napětí a rychlost přetvoření. Jejich určité kombinace mohou způsobit částečné nebo plně utlumení plastického tečení.
3. Při zkouškách byly použity vývoje teploty blízké těm, které se vyskytují v železobetonových deskách v hloubce $x = 15, 25$ a 35 mm. To umožňuje analytické vyjádření požární odolnosti prostě podepřených desek, jejichž požární odolnost se klade rovna okamžiku selhání tahové výztuže, tj. τ_{kr} .
4. K získání součinitelů materiálu A a B je třeba provést několik zkoušek při dvou nebo jediné hladině napětí. Součinitele lze vyjádřit pomocí vztahů:

$$A = \tau_{kr} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^{0,5}, \quad (5)$$

$$B = T_{kr} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^{0,2}, \quad (6)$$

kde σ/R_e je hladina napětí použitá při zkoušce, τ_{kr}, T_{kr} naměřené parametry.

Provádíme-li zkoušky při dvou hladinách napětí, použije se průměrná hodnota výsledku.

5. Metoda určování parametrů (časového τ_{kr} a teplotního T_{kr}) navržená v příspěvku a vycházející z rozboru závislosti „ $\varepsilon - \tau$ “ získané v podmínkách blízkých normovému požáru je základem přesnějšího popisu mezního stavu selhání (ultimate limit state) železobetonových a ocelových prvků při požáru. Využití parametrů stanovených touto metodou umožňuje sladit výsledky výpočtů požární odolnosti s výsledky požárních zkoušek.

Poznámka:

Součinitel A oceli St3 pro teploty v hloubce $x = 25$ mm od ohřívajícího povrchu má pro druhou sérii pokusů hodnotu $A = 32,85$ minut, čímž se nepatrně liší od téhož součinitele v tab. 1 (pro první pokusy), kde má hodnotu 34,50 minut. Rozdíl hodnot 1,65 minut je velmi malý. Ještě menší rozdíly byly zjištěny u dalších druhů oceli. U ocele 18G2 činí rozdíl 0,55 minut, a u ocele 34GS 1,52 minut. Rozdíly vznikají z těchto příčin:

- hodnoty součinitelů A, B uvedené v tab. 1 byly získány statistickými postupy z velkého počtu pokusů (100 zkoušek pro každou z devíti hladin napětí). Naproti tomu součinitele A v tab. 2 jsou získány na základě uvážení autorky z deseti pokusů při zvolené hladině napětí užitím rovnic (3) a (4).
- vzorky oceli použité při zkouškách pro získání výsledků uvedených v tab. 1 a vzorky použité k pokusům pro získání hodnot součinitele A v tab. 2, byly sice z téhož druhu oceli, ale vyrobených v různých letech a s poněkud odlišnými mechanickými charakteristikami a chemickým složením.

Literatura:

[1] **Bednarek Z.:** Studium wpływu nieustalonych warunków termicznych na stosowane przy ocenie bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji parametry wytrzymałościowe stali budowlanych. (Studium vlivu nestacionárních teplotních podmínek na pevnostní parametry stavebních ocelí při hodnocení požární bezpečnosti konstrukcí). Monografie. "Zeszyty Naukowe SGSP", č. 1(10) 1992, s. 1-202.

[2] **Bednarek Z.:** Badanie wpływu naprężeń w zbrojeniu rozciągany na odporność ogniową elementów zginanych. (Výzkum vlivu napětí tahové výztuže na požární odolnost ohybaných prvků). "Inżynieria i Budownictwo" 3/93, s. 119-122.

[3] **Bednarek Z.:** Wpływ warunków termicznych na parametry wytrzymałościowe stali zbrojeniewej w czasie pożaru. (Vliv teplotních podmínek na parametry pevnosti výztužné oceli při požáru). "Inżynieria i Budownictwo" 12/93, s. 522-526.

Prof. Dr. Ing. Zoja Bednarek, Vysoká škola požární ochrany Varšava, ul. 52/54 Slowacki, Varšava

Doslov překladatele:

Provedené zkoušky tří druhů ocelí, používaných pro výztuž betonových konstrukcí v Polsku, jsou cenné jednak tím, že odpovídají požadavku čl. 3.3(3) právě zaváděné ENV 1992-1-2 (za stálého napětí a proměnné teploty – transient tests) a dále novým způsobem stanovení kritické teploty výztuže pro okamžik dosažení největšího zrychlení teplotního přetvoření. Byli jsme pochopitelně zvědaví, jak korespondují výsledky zkoušek z Varšavy s Eurokódy. Na obr. 9 je porovnána závislost kritické teploty polské výztuže St3 na hladině napětí σ/R_e (čára a)

s průběhem podle ČSN 73 0851 (čára *b*) – jde o kritizovaný způsob zvyšování napětí za stálé teploty, který odpovídá čarám 3 na obr. 4 až 6 nebo čáře $T_{R 0,2}$ na obr. 8. Čára *c* na obr. 9 ukazuje tutéž závislost odvozenou pro betonářskou výztuž podle čl. 4.2.2(5) ENV 1992-1-2 a čára *d* pro konstrukční oceli podle čl. 4.2.4 ENV 1993-1-2. Soulad s čarou *a* zejména u betonářské výztuže je zřejmý.

Na závěr se sluší poznamenat, že určování požární odolnosti ocelových a betonových konstrukcí pomocí kritické teploty oceli představuje jen jednu z možných metod uváděných v Eurokódech

i starších předpisech. Např. u železobetonových konstrukcí popisuje dosti výstižně způsob selhání za požáru pro tažené prvky, prostě podepřené trámy nebo desky působící v jednom směru, u kterých začalo plastické tečení tažené výztuže.

Ing. Isabela Bradáčová, CSc., Institut bezpečnostního inženýrství, Vysoká škola báňská – Technická univerzita, 17. listopadu 15, 708 33 Ostrava-Poruba

Prof. Ing. Jaroslav Procházka, CSc. – životné a pracovné jubileum

Tohoto roku sa dožíva 65 rokov Jaroslav Procházka, profesor pre betónové konštrukcie a mosty na Stavebnej fakulte ČVUT Praha. V priebehu svojho pôsobenia v oblasti teórie navrhovania betónových konštrukcií sa stal výraznou vedeckou osobnosťou, v praxi uznávaným odborníkom, členom mnohých významných organizácií a nositeľom vyznamenaní.

Jaroslav Procházka sa narodil 21. mája 1934 v Prahe. Maturoval s vyznamenaním v roku 1952 na gymnáziu v Prahe-Michli. V roku 1957 zložil štátnu skúšku na ČVUT, *Fakulta inženýrského staviteľství, směr konstruktivně dopravní*, s vyznamenaním. Už počas štúdia pracoval ako vedecká pomocná sila na katedre betónového staviteľstva pod vedením prof. Hrubana. Po ukončení štúdia pracoval v *Státním ústavu dopravního projektování* jako projektant - statik, neskôr ako vedúci statickej skupiny. Tu pracoval na projektoch viacerých pozemných a inžinierskych objektov slúžiacich železničnej doprave. V roku 1962 začal študovať externú aspirantúru v odbore *Teorie a konstrukce inženýrských staveb*. Obhájil kandidátsku prácu na tému: *Řešení mezni únosnosti montovaných rámových konstrukcí s přihlédnutím k tuhosti styků* a v roku 1969 získal vedeckú hodnosť kandidáta vied. V roku 1963 bol prijatý na *Katedru betonových konstrukcí ČVUT, Fakulty stavební*, ako odborný asistent. V roku 1973 podal habilitačnú prácu na téma „*Nelineární chování betonových konstrukcí*“, ktorú mu však nebolo povolené obhájiť. Vo funkcii odborného asistenta sa venoval úspešnej pedagogickej a verejnej činnosti, publikoval v českých a zahraničných časopisoch, spolupracoval s praxou, organizoval odborné akcie pre prax, bol korešpondujúcim členom viacerých odborných zahraničných komisií. V roku 1989 bol vymenovaný za docenta. Profesorom na *Katedře betonových konstrukcí a mostů ČVUT, Fakulta stavební* sa stal v roku 1994.

Udelenie Fulbrightovho štipendia v roku 1990 vládou USA bolo významným ocenením jeho vedeckej a pedagogickej práce a tiež ďalším rozšírením jeho medzinárodnej spolupráce, tentoraz už nie iba korešpondujúcej. Pri jeho pobyte na University of Illinois at Urbana-Champaign u prof. W. L. Gambala nadviazal aj spoluprácu s American Concrete Society, stal sa jej členom a v roku 1992 bol menovaný za liaison member komisie ACI 318.

Počas pobytu v USA navštívil aj rad ďalších významných univerzít a výskumných pracovísk, predniesol prednášky a nadviazal mnoho osobných kontaktov. Po návrate z USA

v roku 1991 sa zaoberal pedagogickou a výskumnou činnosťou, ktorú rozvíjal nielen u nás, ale aj na mnohých prednáškových a pracovných pobytoch, a to aj na zahraničných pracoviskách. Vykonal pobyty na Univerzite v Turíne (kde nadviazal spoluprácu a bol prof. T. Levim pozvaný do komisie pre spracovanie európskej normy pre navrhovanie betónových konštrukcií ako prvý z postkomunistických krajín), Univerzite v Miláne, University of Wales, Coledge of Cardif, British Cement Association a rade iných inštitúcií. V roku 1998 bol menovaný za čestného člena Concrete Society United Kingdom.

Je jedným zo zakladajúcich členov Českého svazu stavebních inženýrů, České společnosti pro beton a zdivo (kde zastáva funkciu

miestopredseda a predsedu pražskej pobočky), České komory autorizovaných inženýrů a techniků (kde je členom skúšobnej komisie pre odbor statika a dynamika). Zastupuje ČBZ v Európskej asociácii betonárskych spoločností. Je tiež členom redakčnej rady časopisu *Stavební obzor*.

Pracuje jako predseda Technickej normalizačnej komisie ČSN č. 36 *Betonové konstrukce*. Spracoval celý rad noriem v oblasti navrhovania betónových konštrukcií. Viedol pracovný kolektív pri spracovávaní základnej normy pre navrhovanie betónových konštrukcií (ČSN 73 1201), ktorá vyšla v roku 1986 a dodnes sa podľa nej navrhuje. Je zástupcom ČR v CENT/TC 250/SC 2 a v Steering Group for Eurocode 2, v ktorých sa spracovávajú a schvaľujú európske normy pre navrhovanie betónových konštrukcií. Jeho zásluhou bola zavedená v ČR ako jedna z prvých európskych noriem pre navrhovanie konštrukcií norma ČSN P ENV 1991-1-1-1. Za účelom zoznámenia s touto normou prof. Procházka spracoval rad publikácií, pomôcok a praktických príkladov, bol vedúcim pracovníkom pri usporadúvaní seminárov pre prax, zaslúžil sa o jej zavedenie do výuky na Stavebnej fakulte.

Pracoval v mnohých prípravných výboroch seminárov, konferencií, sympózií. V súčasnosti je členom vedeckého sympózia *fib '99* a predsedom prípravných výborov seminárov *Spražené*

