

ZAVÁDZANIE EN 1992-1-1: „NAVRHOVANIE BETÓNOVÝCH KONŠTRUKCIÍ“ DO PRAXE - ÚČINKY DRUHÉHO RÁDU PRI BUDOVÁCH

INTRODUCTION OF EN 1992-1-1: "DESIGN OF CONCRETE STRUCTURES" TO PRACTICE - GLOBAL SECOND ORDER EFFECTS IN BUILDINGS

SERIÁL
EN 1992

ĽUDOVÍT FILLO A LUCIA ČUPÁKOVÁ

V príspevku sa zaoberáme zohľadnením účinkov druhého rádu pri budovách. Analyzované je kritérium uvažovania účinkov druhého rádu a vplyv pružného podlažia a celkového pretvorenia v dôsledku ohybu a šmyku. Príspevok je ilustrovaný príkladom overenia budovy so stužujúcimi jadrami, doplnený analýzou kritického zaťaženia pri premennom počte podlaží, tuhosti jadra a charakteristikách pružného podlažia.

This paper deals with the global second order effect in buildings. The criterion of neglecting the second order effect as well as the effect of flexible moment restrain and the global bending and shear deformation were analyzed. A certain example is presented, in which a structure with stiffening cores is analyzed. It is supplemented by the analysis of the buckling load due to the number of storey, the stiffness of the core and the modulus of subgrade reaction.

ZOHLADNENIE ÚČINKOV DRUHÉHO RÁDU PRI BUDOVÁCH

Účinky druhého rádu vyplývajú z pretvorenia a majú vplyv na napätia a vnútorné sily v konštrukciách a nosných prvkoch. Pri štíhlych nosných betónových

prvkoch sú účinky druhého rádu spojené so zvýšením ohybových momentov následkom pretvorenia v prvkoch vystavených tlakovým silám. Sú tu tiež účinky druhého rádu na úrovni celej konštrukcie, ktoré sú spojené s vodorovnými pretvormi konštrukcie a spôsobujú zvýšené vodorovné sily na stužujúcej jednotke, diafragmy stropov atď.

Pri izolovaných stĺpoch a budovách je to hlavne ohybový moment, ktorý je ovplyvnený účinkami druhého rádu. Osová sila je určená zvislým zaťažením, a nie je významne ovplyvnená druhým rádom. Väčšina výpočtových metód pre štíhle tlačené prvky je založená na určení ohybového momentu, ktorý zahŕňa aj účinky druhého rádu.

PRECHOD Z ENV NA EN

Zanedbať účinky druhého rádu bolo možné podľa ENV, ak bola splnená podmienka:

$$L\sqrt{F_V/E_{cm}I_c} \leq \alpha, \quad (1)$$

kde L je celková výška budovy (h_{tot} v ENV), F_V je celkové zvislé zaťaženie (F_V v ENV), $E_{cm}I_c$ je suma ohybových tuhostí stužujúcich prvkov, $\alpha = 0,2 + 0,1 n_s \leq 0,6$ (ENV) a n_s je počet podlaží (n v ENV).

Toto kritérium platilo len pri splnení predpokladu pevného votknutia do zákla-

du a podmienky, že v stužujúcich stenách sa nenachádzajú otvory väčších rozmerov. Toto však nebolo splnené pri stužujúcich systémoch zahŕňajúcich aj rámy, pre stužujúce steny s väčšími otvormi alebo pre konštrukcie na pružnom podlaží.

Taktiež nebol splnený predpoklad stužujúcich prvkov bez trhlin. V skutočnosti v týchto prvkoch pri MSU vznikajú vždy trhliny vo väčšej či menšej miere v dôsledku značného horizontálneho zaťaženia.

V konečnej verzii [2] EN 1992-1-1 sú podmienky uvažovania účinkov druhého rádu uvedené všeobecnejšie. Základným kritériom ich zanedbania je predpoklad, že tvoria menej ako 10 % celkových účinkov prvého rádu.

Pre ohybový moment platí

$$M \approx \frac{M_0}{1 - F_V/F_{VB}} \leq 1,1M_0. \quad (2)$$

Pre zvislé zaťaženie platí

$$F_V \leq F_{VB} 0,1 - 1,1 \approx 0,1F_{VB}, \quad (3)$$

kde F_V je celkové zvislé zaťaženie, F_{VB} je kritická sila, M_0 je moment prvého rádu a M celkový moment.

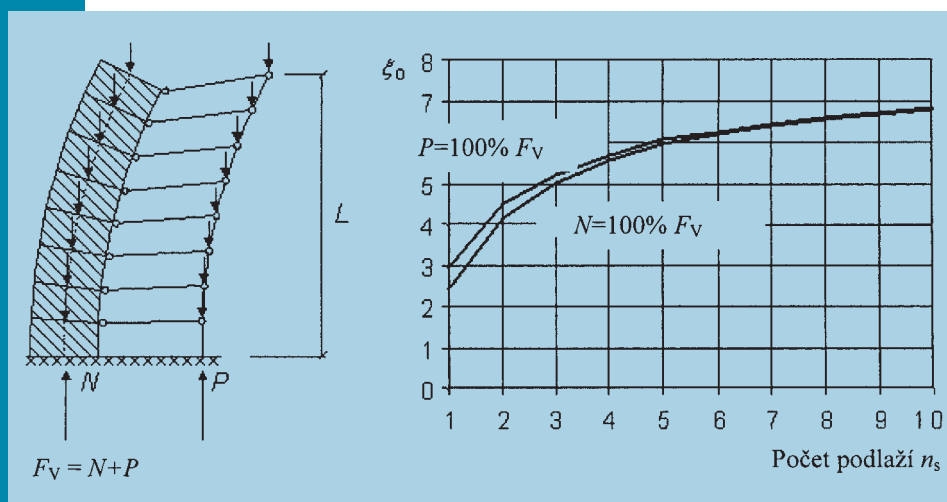
Kritická sila

$$F_{VB} = \xi_0 \frac{\sum EI}{L^2}, \quad (4)$$

kde ξ_0 je súčiniteľ závislý od počtu podlaží, prerozdelenia zvislého zaťaženia atď., $\sum EI$ je celková tuhosť stužujúcich prvkov (pre zohľadnenie vplyvu trhlin sa môže zjednodušene uvažovať $0,4E_{cd}I_c$) a L je celková výška budovy.

Obr. 1 Celkové pretvorenie v dôsledku ohybu, súčiniteľ ξ_0 pre zaťaženie ohybom, (graf platí pre konštantnú tuhosť a konštantný nárast zaťaženia) [1]

Fig. 1 Global buckling due to bending, coefficient ξ_0 for buckling load, (based on constant stiffness and equal increment of vertical load) [1]



Súčiniteľ 0,4 pre redukciu tuhosti môže byť prirovnaný k výrazu $0,3/(1+0,5 \varphi_{\text{eff}})$ z [2], ktorý platí pre izolované prvky, kde celkové zvislé zaťaženie pôsobí na jednotlivý prvok. Okrem vzniku trhlin tu dochádza aj ku vzniku nelineárneho pôsobenia v tlaku. V konštrukcii budovy pôsobí väčšina zvislého zaťaženia na stužené prvky, čo znamená, že efekt nelineárneho pôsobenia na stužujúce prvky a efekt celkového vzniku trhlin je malý.

Dotvarovanie nie je zahrnuté v základných kritériách pre overenie účinkov druhého rádu. Pri budovách je dominantným najmä účinok prvého rádu od zaťaženia vetrom. Zaťaženie od vetra nevyvoláva v konštrukcii efekt dotvarovania, preto hodnoty súčiniteľa dotvarovania sú nízke [3].

Súčiniteľ ξ_0 je závislý od viacerých parametrov. V prípade konštantnej tuhosti, konštantného prírastku zaťaženia po podlažiach a pevného votknutia do základov ξ_0 bude závislý od počtu podlaží a od rozloženia zvislého zaťaženia na stužené a stužujúce prvky. Zvyčajne prevažná časť zvislého zaťaženia pôsobí na stužené prvky (krivka $P = 100\% F_v$). Potom súčiniteľ ξ_0 môžeme odvodiť zo vzťahu (5)

$$\xi_0 = 7,8 \frac{n_s}{n_s + 1,6} \quad (5)$$

Tento výraz nemá žiaden fyzikálny význam, popisuje priebeh krivky $P = 100\% F_v$ platí aj pre počet podlaží $n_s > 10$. [1]

Kritická sila

$$\begin{aligned} F_v &\leq 0,1 \xi_0 \frac{0,4 E_{cd} I_c}{L^2} = \\ &= 0,312 \frac{n_s}{n_s + 1,6} \frac{E_{cd} I_c}{L^2} = \\ &= \beta \frac{E_{cd} I_c}{L^2} \end{aligned} \quad (6)$$

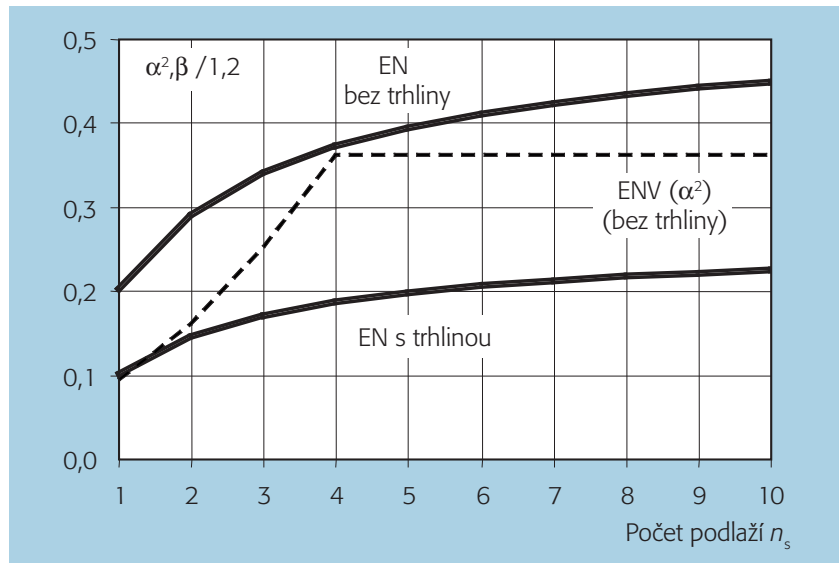
Formulácia v ENV

$$L \sqrt{F_v / E_{cm} I_c} \leq \alpha \quad (7)$$

Formulácia v EN

$$L \sqrt{F_v / E_{cm} I_c} \leq \sqrt{\beta / 1,2} \quad (8)$$

Porovnanie parametrov α^2 (ENV) a $\beta/1,2$ (EN) ukázalo, že v prípade prierezu bez trhlin dávajú oba modely približne rovnaké výsledky. V prípadoch priere-



zu s trhlinami, riešenie sa nemusí vždy nachádzať na strane bezpečnej [1], [2].

ZOHLADNENIE ÚČINKOV DRUHÉHO RÁDU PRI BUDOVÁCH PODĽA EN

Kritérium uvažovania účinkov druhého rádu

Podľa [2] pri konštrukciách netreba celkové účinky druhého rádu uvažovať ak

$$F_{v,Ed} \leq k \frac{n_s}{n_s + 1,6} \frac{\sum E_{cd} I_c}{L^2} \quad (9)$$

kde $F_{v,Ed}$ je celkové zvislé zaťaženie na stužené a stužujúce prvky; $k = 0,31$; ak je možno dokázať, že nevzniknú trhliny $k = 0,62$; n_s je počet podlaží; E_{cd} návrhová hodnota modulu pružnosti [2], I_c moment zotvačnosti – napr. stužujúceho jadra a L je výška budovy. Ak táto podmienka nie je splnená, treba zohľadňovať účinky druhého rádu pri navrhovaní stužujúcich betónových jadier výškových budov.

Toto kritérium postačuje, ak sú splnené nasledujúce podmienky (10):

- neprevláda torzná nestabilita
- celkové šmykové pretvorenia sú zanedbateľné
- stužujúce prvky sú tuho spojené v základoch (rotácia je zanedbateľná)
- tuhosť stužujúcich prvkov je primerane konštantná po výške
- zvislé zaťaženie sa zväčšuje rovnomerne po podlažiach.

Obr. 2 Porovnanie ENV a EN [1]
Fig. 2 Comparison between ENV and EN [1]

Vplyv šmykového pretvorenia

Pri overení celkového šmykového pretvorenia môžeme predpokladať:

- len šmykové pretvorenie

$$F_{v,S} = S,$$

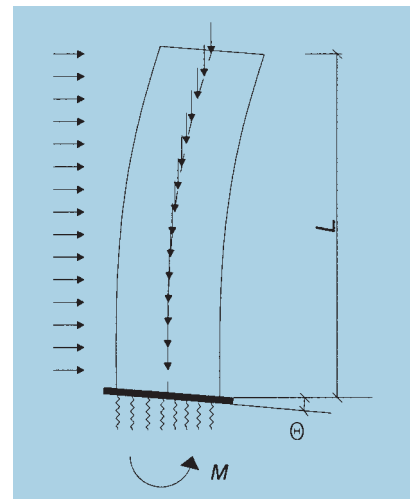
kde S je šmyková tuhosť, teda sila, ktorá vyvolá šmykové pretvorenie:

uhol = 1 rad

- kombinované namáhanie ohybom a šmykom:

$$\begin{aligned} F_{v,B} &\approx \frac{1}{1/F_{v,BB} + 1/S} = \\ &= \frac{F_{v,BB}}{1 + F_{v,BB}/S} \end{aligned} \quad (11)$$

Kritérium pre zanedbanie účinkov druhého rádu [2]:



Obr. 3 Model pre zohľadnenie podlažia
Fig. 3 Model with flexible restraint

$$F_v \leq 0,1F_{vB} \quad (12)$$

Zohľadnenie efektu pružného podlažia nebolo v ENV zahrnuté.

C30/37: $E_{cm} = 32\,000$ MPa, $\varphi = 3,0$ (súčiniteľ dotvarovania).

Vplyv pružného podlažia

Moment pri pružnom votknutí v základoch redukuje kritickú silu. Pri izolovaných prvkoch s konštantnou osovou silou sa tento vplyv zohľadňuje zvýšením účinnej dĺžky. Pri celkovej analýze konštrukcie je účinná dĺžka menej vhodná ako parameter, lebo stužujúce prvky majú premennú osovú silu po dĺžke a väčšia časť zvislej sily pôsobí na iné prvky. Vhodnejšie je uvážiť tento účinok priamo ξ -faktorom pre kritickú silu:

$$\xi = (1 + 0,7k)^{-1} \quad (13)$$

kde: $k = \frac{\theta EI}{MI} \quad (14)$

θ je pootočenie pre ohybový moment M ($\theta = M/KI_f$), K je modul pružného podlažia a I_f je moment zotrvačnosti základu.

PRÍKLAD: BUDOVA SO STUŽUJÚCIMI JADROM

Ciele analýzy a popis konštrukcie

Na príklade jednoduchej konštrukcie administratívnej budovy je prezentovaná analýza vplyvu II. rádu. Nosná konštrukcia je tvorená železobetónovými ráhami s dvomi stužujúcimi jadrami. Cieľom je určiť pomer zväčšenia návrhového ohybového momentu v kritickom priezeze jadra dôsledku vplyvov druhého rádu pre:

- premenný počet podlaží výškovej budovy,
- premennú tuhosť stužujúcich jadier,
- premenné charakteristiky základovej pôdy.

Vstupný výpočet uvádzame pre objekt s 15 podlažiami. Premenné charakteristiky pre iný počet podlaží sú v tabuľkách.

Materiálové charakteristiky

Nosná konštrukcia objektu – betón

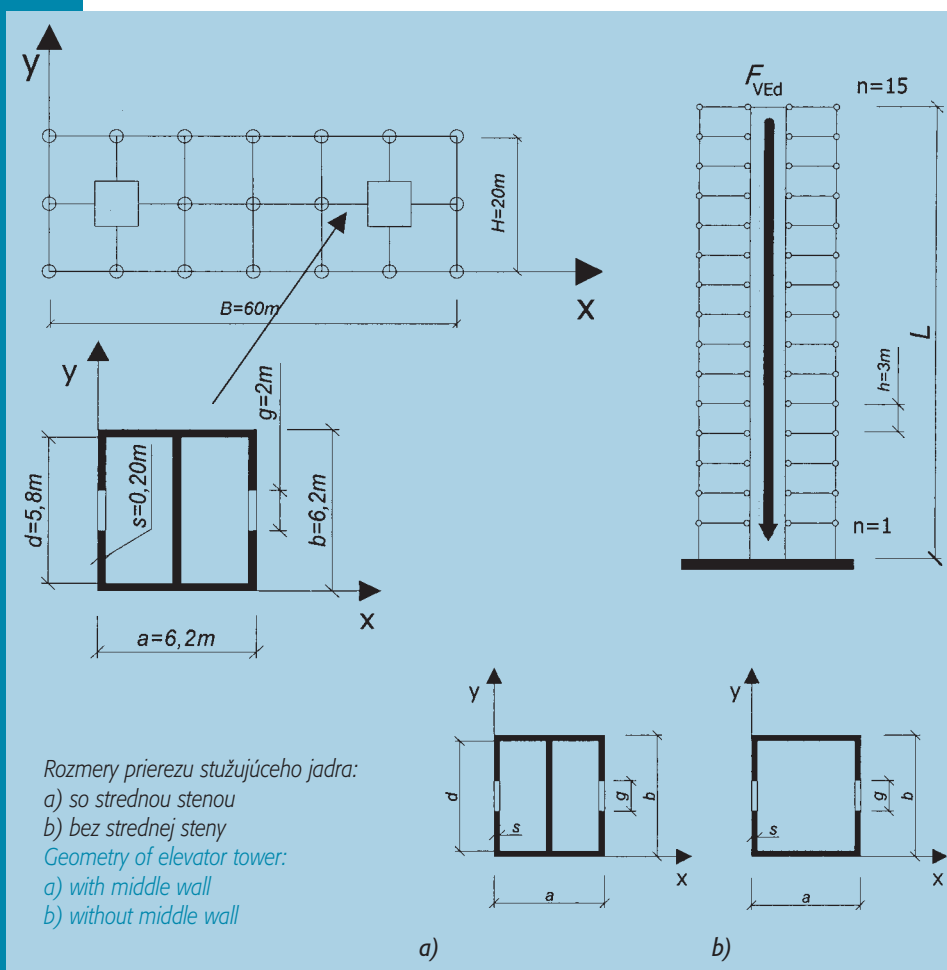
Zvislé zaťaženie

Tiaž bežného podlažia	5 012 kN
Premenné zaťaženie na bežnom podlaží	1 260 kN
Tiaž strechy	4 730 kN
Premenné zaťaženie a sneh na streche	1 010 kN
Celkové zvislé zaťaženie (15 podlaží) $F_{vEd} =$	94 000 kN

Tab. 1 Zvislé zaťaženie na konštrukciu pre 15 podlaží

Tab. 1 Total vertical load for structure with 15 storey

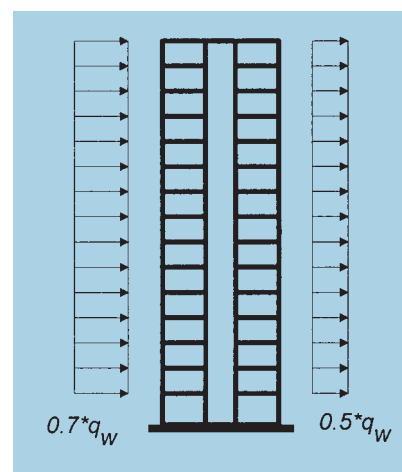
Obr. 4 Celková geometria objektu
Fig. 4 Overall geometry of the structure



Vodorovné zaťaženie

Účinok zaťaženia vetrom je uvážený so zjednodušujúcimi predpokladmi. Rozloženie zaťaženia sa predpokladá podľa obr. 5.

Charakteristická hodnota zaťaženia vetrom $q_{wk} = 1,0$ kN/m².



Obr. 5 Rozdelenie tlaku vetra
Fig. 5 Distribution of the wind load

Návrhová hodnota pre jedno podlažie a pre jedno jadro $q_w = 1,5 \cdot 1,2 \cdot 1,0 \cdot 60 \cdot 0,5 = 54$ kN/m².

Imperfekcie

Predpokladá sa, že stĺpy s časti fasády pozostávajú z prvkov na výšku jedného podlažia.

Potom počet prvkov, ktoré prispievajú k celkovému efektu je $m = n(7+5+7) = 285$.

Priemerný uhol odklonu (podľa 5.2 v [2]).

$$\alpha_m = \sqrt{0,5(1+1/m)} = \sqrt{0,5(1+1/285)} = 0,708$$

$$\theta_0 = 1/200 ;$$

$$\alpha_h = 2/\sqrt{L} = 2/\sqrt{45} = 0,298, \quad (2/3 < \alpha_h < 1,0)$$

$$\theta_i = \theta_0 \alpha_h \alpha_m = 0,005 \cdot 0,667 \cdot 0,708 = 0,00236 \text{ rad}.$$

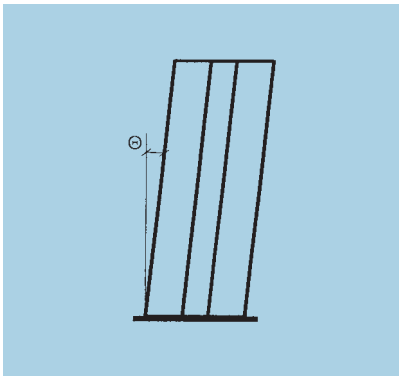
Efekt naklonenia vyjadrený ako vodorovné zaťaženie (po podlažiach)

$$q_i = \theta_i F_{v,Ed}/L = 0,00236 \cdot 94000/45 = 4,9 \text{ kN/m}$$

Ohybový moment prvého rádu

$$M_{0Ed} = (q_w + q_i)L^2/2 = (54 + 4,9)45^2/2 = 59650 \text{ kNm}.$$

Účinky druhého rádu sú závislé na vzniku trhlín v priereze. Normálovú silu, pripadajúca na každé stužujúce jadro uvažujeme ako 1/5 celkového zvislého zaťaženia $N = F_{v,Ed}/5 = 18710 \text{ kN}$.



Obr. 6 Naklonenie nosnej konštrukcie
Fig. 6 Structural system inclination

ak je možno dokázať, že nevzniknú trhliny $k = 0,62$; n_s je počet podlaží; E_{cd} návrhová hodnota modulu pružnosti [2]; I_c kvadratický moment plochy – napr. stužujúceho jadra a L je výška budovy.

$$E_{cd} = 32000/1,2 = 26667 \text{ MPa}$$

$$I_c = 31,18 \text{ m}^4 \text{ (pre hrúbku stien jadra } s = 0,2 \text{ m)}$$

$$F_{v,Ed,lim} = 0,31 \frac{15}{15+1,6} \frac{\sum E_{cd} I_c}{45^2} = 117,4 \text{ MN}$$

$$F_{v,Ed} = 94 \text{ MN} \leq F_{v,Ed,lim} = 117,4 \text{ MN}$$

Podmienka je splnená – účinky druhého rádu sa nemusia uvažovať, ak sú splnené predpoklady (10).

Prierez jadra so strednou stužujúcou stenou

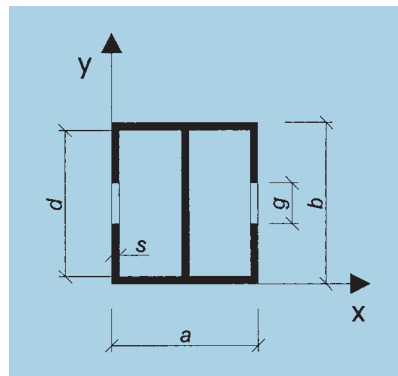
Pre hrúbku steny $s = 0,2 \text{ m}$

$$A_s = s d = 0,2 \cdot 5,8 = 1,16 \text{ m}^2$$

a šmyková tuhosť je

$$S = G_{cd} A_s = 12370 \text{ MN} \quad (16)$$

$$G_{cd} \approx 0,4 E_{cm}$$



Obr. 7 Prierez stužujúceho jadra so strednou stenou

Fig. 7 Cross section of the stiffening core with a middle wall

Kritická sila

$$F_{v,BB} = \xi \frac{0,8EI}{L^2} = 6,7 \frac{0,8 \cdot 26667 \cdot 31,18}{45^2} = 2246 \text{ MN} \quad (17)$$

Kritická sila s vplyvom šmyku

$$F_{v,B} = \frac{F_{v,BB}}{1 + F_{v,BB}/S} = \frac{2246}{1 + 2246/12384} = 1901 \text{ MN} \quad (18)$$

Pomer zväčšenia momentu

$$p = \left(1 - \frac{F_{v,Ed}}{F_{v,B}}\right)^{-1} = 1 - \left(\frac{92}{1901}\right)^{-1} = 1,052 = 1,1$$

Tab. 2 Uvažované hrúbky stien s
Tab. 2 Considered wall thicknesses s

Hrúbka steny jadra s [m]	Šmyková tuhosť S [MN]
0,15	9 440
0,2	12 380
0,25	15 200
0,3	17 900
0,35	20 530
0,4	23 040
0,45	25 440

Tab. 3 Pomer zväčšenia momentu p podľa počtu podlaží n

Tab. 3 Magnification factor p due to number of storey n

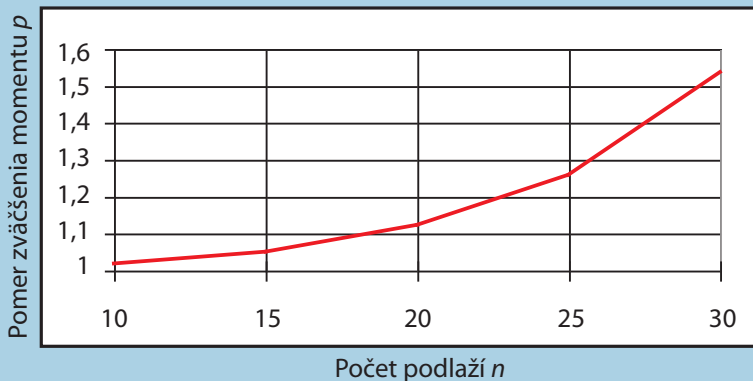
Kritérium uvažovania účinkov druhého rádu

Účinky druhého rádu možno zanedbať, ak platí

$$F_{v,Ed} \leq k \frac{n_s}{n_s + 1,6} \frac{\sum E_{cd} I_c}{L^2}, \quad (15)$$

kde $F_{v,Ed}$ je celkové zvislé zaťaženie na stužené a stužujúce prvky, $k = 0,31$;

Počet podlaží n	$F_{v,BB}$ [MN]	$F_{v,B}$ [MN]	Hrúbka steny jadra s [m]	Šmyková tuhosť S [MN]	Pomer zväčšenia momentu p
10	5 053	3 588	0,2	12 370	1,018
15	2 246	1 901			1,052
20	1 263	1 146			1,122
25	808	759			1,259
30	561	537			1,537



Obr. 8 Závislosť pomeru zväčšenia momentu p od počtu podlaží n
Fig. 8 Relation between magnification factor p and number of storey n

Obr. 9 Zjednodušený model pre určenie celkového šmykového pretvorenia
Fig. 9 Simplified model for estimating shear deformation

Prierez jadra bez strednej stužujúcej steny

Pre hrúbku steny $s = 0,2$ m je zredukovaný moment zotrvačnosti

$$I = (6,2^4 - 5,8^4 - 2 \cdot 0,2 \cdot 2,2 \cdot 0^3) / 12 = 28,6 \text{ m}^4$$

a redukovaná kritická sila

$$F_{V, BB} = \xi \frac{0,8EI}{L^2} = 6,7 \frac{0,8 \cdot 28,6667 \cdot 28,6}{45^2} = 2 \, 016 \text{ MN}$$

Šmyková tuhosť je zabezpečovaná dvomi stenami s pomerne veľkými otvorami. Pre nasledujúci výpočet bol použitý zjednodušený model – stužujúce steny pôsobia ako rámy s kĺbmi umiestnenými uprostred medzi uzlami.

Celkové šmykové skosenie pozostáva z ohybových aj šmykových pretvorení častí rámu

$$\gamma = \frac{1}{0,4} \left(\frac{h^2}{24EI_v} + \frac{hb}{12EI_h} \left(\frac{g}{b} \right)^3 + \frac{1}{24GA_{web}} + \frac{hg}{b^2GA_h} \right) \quad (19)$$

Príspevok k celkovému pretvoreniu γ od ohybového a šmykového pretvorenia závisle a vodorovnej priereče

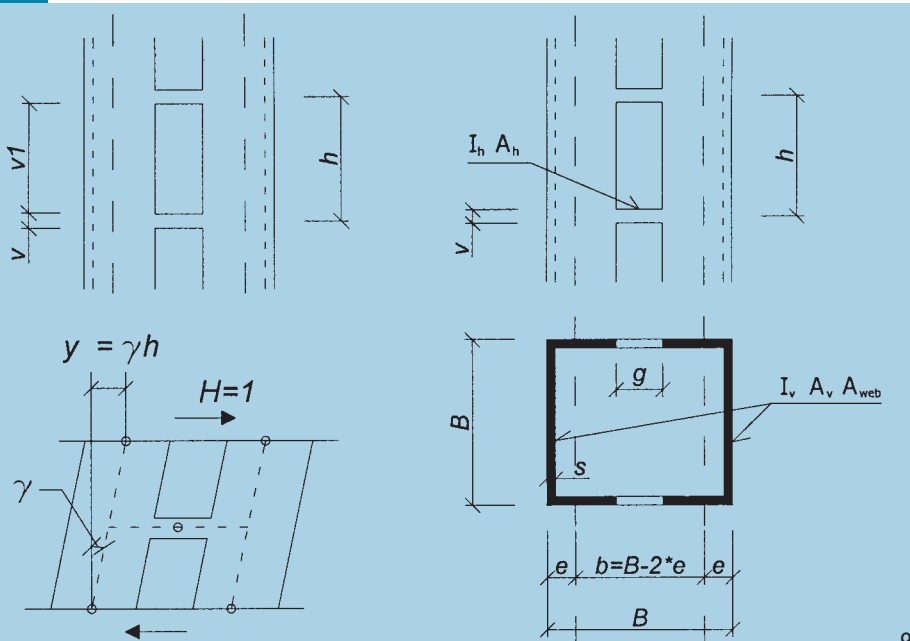
$$\gamma = \frac{1}{0,4E} \left(\underbrace{\frac{h^2}{24I_v}}_{\text{ohybové pretvorenie vertikál}} + \underbrace{\frac{hb}{12I_h} \left(\frac{g}{b} \right)^3}_{\text{ohybové pretvorenie horizontál}} + \underbrace{\frac{E}{24GA_{web}}}_{\text{šmykové pretvorenie vertikál}} + \underbrace{\frac{hgE}{b^2GA_h}}_{\text{šmykové pretvorenie horizontál}} \right)$$

Tab. 4 Celkové šmykové pretvorenie a prierezové charakteristiky prierezu jadra

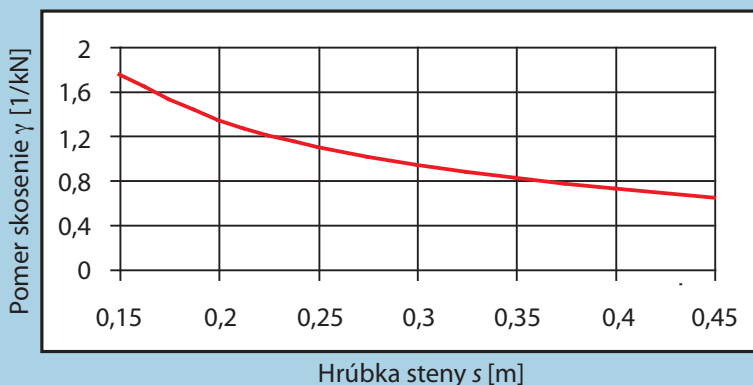
Tab. 4 Shear deformation, cross section characteristics for stiffening core

Obr. 10 Závislosť pomerneho skosenia γ od hrúbky steny s

Fig. 10 Relation between shear deformation γ and wall thickness s



Hrúbka steny s [m]	0,15	0,2	0,35	0,4	0,45
A_v [m ²]	1,51	2	3,39	3,84	4,27
A_{web} [m ²]	0,58	0,76	1,22	1,36	1,48
e [m]	0,48	0,49	0,55	0,57	0,59
b_{eff} [m]	5,23	5,2	5,09	5,05	5,02
I_v [m ⁴]	0,58	0,75	1,19	1,33	1,45
A_h [m ²]	0,18	0,24	0,42	0,48	0,54
I_h [m ⁴]	$5,4 \cdot 10^{-3}$	$7,2 \cdot 10^{-3}$	$13 \cdot 10^{-3}$	$14 \cdot 10^{-3}$	$16 \cdot 10^{-3}$
Pomerne skosenie γ [1/MN]	$1,75 \cdot 10^{-3}$	$1,34 \cdot 10^{-3}$	$8,18 \cdot 10^{-4}$	$7,13 \cdot 10^{-4}$	$6,64 \cdot 10^{-4}$



10

Šmyková tuhosť

$$S = \frac{1}{\gamma} = \frac{1}{1,34 \cdot 10^{-3}} = 745 \text{ MN} \quad (20)$$

Kritická sila

$$F_{V,VB} = \xi \frac{0,8EI}{L^2} = 6,7 \frac{0,8 \cdot 26667 \cdot 28,56}{45^2} = 2016 \text{ MN}$$

Kritická sila s vplyvom šmyku

$$F_{V,B} = \frac{F_{V,VB}}{1 + F_{V,VB}/S} = \frac{2016}{1 + 2016/745} = 544 \text{ MN}$$

Pomer zväčšenia momentu

$$\rho = \left(1 - \frac{F_{V,Ed}}{F_{V,B}}\right)^{-1} = \left(1 - \left(\frac{92}{544}\right)\right)^{-1} = 1,2 > 1,1$$

V prípade stužujúceho jadra bez strednej steny je pomer zväčšenia momentu väčší ako 1,1 – účinky druhého rádu je nutné uvážiť, pri hrúbke steny menšej ako 400 mm.

Vplyv dotvarovania

Vplyv dotvarovania uvádzame na príklade stužujúceho jadra **bez strednej steny**. Pri zohľadnení tuhosti je treba uvážiť vplyv dotvarovania [2]. Súčiniteľ dotvarovania predpokladáme $\varphi = 3$. Účinný súčiniteľ dotvarovania vypočítame podľa vzorca

$$\varphi_{ef} = \varphi \frac{M_{0Eqp}}{M_{Ed}} = 3 \frac{3749}{59645} = 0,189, \quad (21)$$

kde M_{0Eqp} je moment prvého rádu pri kvázi-stálom zaťažení.

$$M_{0Eqp} = \theta F_{Vqp} L/2 = 0,00236 \cdot 7060745/2 = 3749 \text{ kNm}$$

Tento moment vzniká odklonom od zvislej osi pri kvázi-stálom zvislom zaťažení (zaťaženie od vetra neprispieva k momentu ($\psi_2=0$)).

Kvázi-stále zvislé zaťaženie vypočítame s predpokladom ($\psi_2 = 0,3$) pre premenné zaťaženie.

$$F_{Vqp} = 49840/(0,85 \cdot 1,35) + 0,3 \cdot 12350/(1,5 \cdot 0,7) = 46960 \text{ kN}$$

Pri zjednodušenej alternatíve, ak $\rho \geq 0,01$, je dovolené použiť vo vzorci $EI = K_c E_{ed} I_e + K_s E_s I_s$

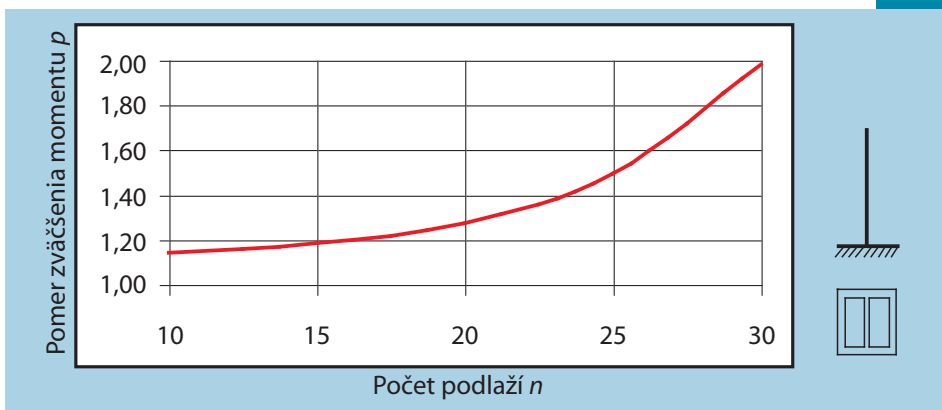
Počet podlaží n	$F_{V,VB}$ [MN]	$F_{V,B}$ [MN]	Hrúbka steny jadra s [m]	Šmyková tuhosť S [MN]	Pomer zväčšenia momentu ρ
10	4 537	507	0,2	745	1,14
15	2 016	544			1,21
20	1 134	588			1,27
25	726	474			1,49
30	504	378			1,98

Tab. 5 Pomer zväčšenia momentu ρ podľa počtu podlaží n

Tab. 5 Magnification factor ρ due to number of storey n

Obr. 11 Pomer zväčšenia momentu ρ podľa počtu podlaží n

Fig. 11 Magnification factor ρ due to number of storey n



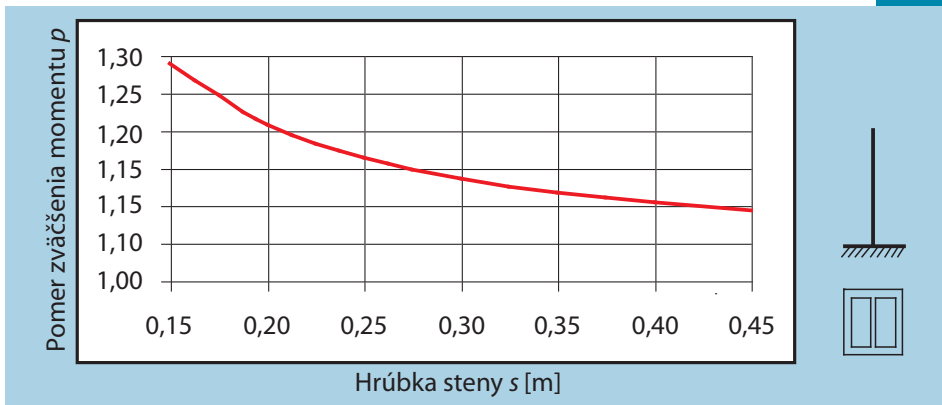
Počet podlaží n	$F_{V,VB}$ [MN]	$F_{V,B}$ [MN]	Hrúbka steny jadra s [m]	Šmyková tuhosť S [MN]	Pomer zväčšenia momentu ρ
15	1 550	417	0,15	571	1,29
	2 016	544	0,2	745	1,21
	3 276	890	0,35	1 223	1,17
	3 652	995	0,4	1 367	1,1
	4 008	1 094	0,45	1 506	1,09

Tab. 6 Pomer zväčšenia momentu ρ podľa hrúbky steny jadra s

Tab. 6 Magnification factor ρ due to wall thickness s

Obr. 12 Pomer zväčšenia momentu ρ podľa hrúbky steny jadra s pre výšku 15 podlaží

Fig. 12 Magnification factor ρ due to wall thickness s for 15 storey high



$$K_s = 0 \text{ a } K_c = 0,3 / (1 + 0,5 \varphi_{ef}) = 0,3 / (1 + 0,5 \cdot 0,189) = 0,274$$

Pomerná redukcia kritických zaťažení

$$F_{V,BBb} = \frac{K_c}{0,4} F_{V,BB} = \frac{0,274}{0,4} 2016 = 1382 \text{ MN} \quad (22)$$

$$S_b = \frac{K_c}{0,4} S = \frac{0,274}{0,4} 745 = 511 \text{ MN} \quad (23)$$

$$F_{V,Bb} = \frac{K_c}{0,4} F_{VB} = \frac{0,274}{0,4} 544 = 373 \text{ MN} \quad (24)$$

Návrhová hodnota ohybového momentu

$$M_{Ed} = \frac{M_{0,Ed}}{1 - \frac{F_{VEd}}{F_{VB}}} = \frac{59645}{1 - \frac{94000}{373000}} = 72031 \text{ kNm}$$

Pomer momentov

$$p = \frac{M_{Ed}}{M_{0,Ed}} = \frac{72031}{59645} = 1,208$$

Efekt pružného podložja

Pre overenie vplyvu pružného podložja sa uvažuje so základovou doskou 8 x 8 m. Hodnota ekvivalentného modulu podložja sa mení v závislosti od druhu zeminy. Pre porovnanie výsledkov je uvažovaných niekoľko hodnôt:

Tab. 7 Modul pružného podložja K
Tab. 7 Modulus of subgrade reaction K

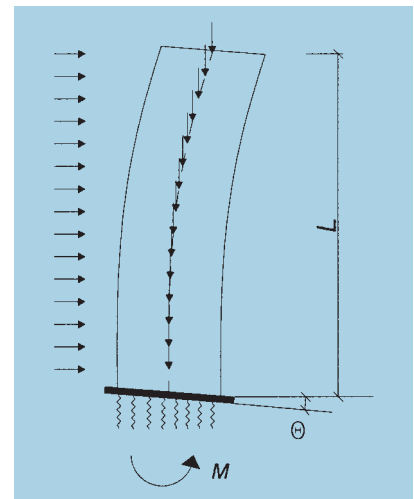
K [MN/m ³]	Íly a hĺina
13,8	Pre vlhkosť do 28 %
20,7	Do 24 %
27,6	Do 20 %
34,5	Do 16 %
69,0	Pieščitý štrk

Ako bolo uvedené vyššie, je pri prvkoch s premennou osovou silou vhodné uvážiť redukciu kritickkej sily ξ -faktorom

$$\xi_1 = \frac{1}{1 + 0,7k} \quad (25)$$

$$\text{kde } k = \frac{\theta/EI}{ML} = \frac{EI/L}{M/\theta} \quad (26)$$

θ je pootočením pre ohybový moment M



Obr. 13 Pružné podopretie v základe
Fig. 13 Flexible moment restraint

($\theta = M/Kl_f$), K je modul pružného podložja a l_f je kvadratický moment plochy základu.

$$k = \frac{EI/L}{K/l_f} = \frac{0,828,56/45}{13,8/123,14} = 7,94$$

$$\xi_1 = \frac{1}{1 + 0,7 \cdot 7,94} = 0,152$$

Redukované kritické zaťaženie

$$F_{V,BB,c} = \xi_1 F_{V,BB,b} = 0,152 \cdot 1382 = 210 \text{ MN}$$

$$S = S_b = 511 \text{ MN}$$

$$F_{V,B,c} = \xi_1 F_{V,B,b} = 0,152 \cdot 374 = 149 \text{ MN}$$

Zväčšenie momentu

$$p = \left(1 - \frac{F_{VEd}}{F_{V,B,c}}\right)^{-1} = \left(1 - \frac{94}{149}\right)^{-1} = 2,69$$

ZÁVER

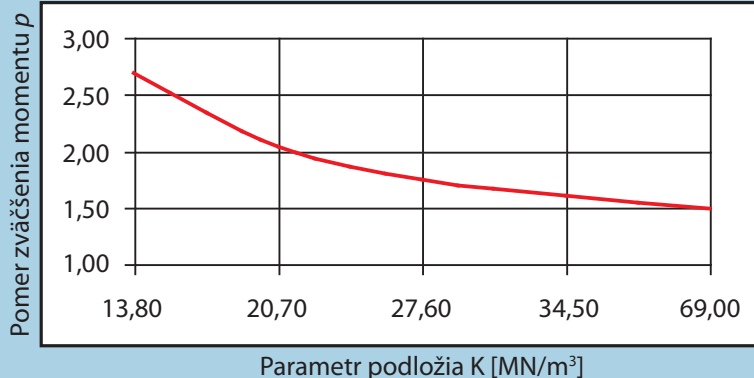
Účinky druhého rádu nie je možné zanedbať, ak výsledný pomer zväčšenia momentu je väčší ako 1,1 (10% nárast oproti účinkom prvého rádu).

Na jednoduchšej konštrukcii budovy bol analyzovaný vplyv:

- stužujúceho jadra so strednou stenou
- stužujúceho jadra bez strednej steny
- pružného podložja.

Pri analýze stužujúceho jadra so strednou stenou sa pomer zväčšenia momentu p zväčšuje nárastom podlaží budovy. Pri 20 podlažiach a hrúbke steny 200 mm jeho hodnota presahuje 1,1 a je nutné posudzovať účinky druhého rádu.

Pri analýze stužujúceho jadra bez stred-



Obr. 14 Pomer zväčšenia momentu p podľa charakteru podložja
Fig. 14 Magnification factor p due to subgrade reaction

Tab. 8 Pomer zväčšenia momentu p podľa charakteru podložja
Tab. 8 Magnification factor p due to subgrade reaction

K [MN/m ³]	F _{V,BB,c} [MN]	F _{V,B,c} [MN]	Pomer zväčšenia momentu p
13,8	210	149	2,69
20,7	293	186	2,01
27,6	365	213	1,78
34,5	428	233	1,67
69,0	653	287	1,49

Tab. 9 Pomer zväčšenia momentu p pre kombinácie vplyvu stúženia a podlažia

Tab. 9 Magnification factor p for combination of stiffness and ground influence

Literatúra:

- [1] Westenberg B.: Second order effects in slender concrete structures, Background to the rules in EC2. Stockholm: KTH, 2004, 98s.
- [2] EN 1992-1-1: Navrhovanie betónových konštrukcií, Brussels: CEN 2004, 225 s.
- [3] Bilčík J., Fillo L., Halvoník J.: Betónové konštrukcie, Bratislava: BETON/NG, 2005, 314 s.
- [4] Harvan I.: Železobetónové nosné sústavy pozemných stavieb, navrhovanie podľa spoločných európskych noriem, Bratislava: Vydavateľstvo STU 2006, 289 s.
- [5] Oliva J., Štěpánek P.: Parametrická studie statické spoľahlivosti panelových objektů, In: Betonárske dni Bratislava 2006, p. 385–390.
- [6] Benko V.: Nichtlineare Berechnungen von Stahlbetondruckgieder, In.: Innovationen im Betonbau 27. Fortbildungsveranstaltung, Österreichische Vereinigung für Beton- und Bautechnik Heft 47/ November 2001, s. 9–12.

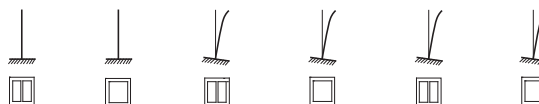
nej steny tvoria šmykovú tuhosť jadra len dve steny s pomerne veľkými otvormi. Celkové šmykové skosenie γ pozostáva z ohybových aj šmykových pretvorení horizontálnych a vertikálnych prvkov stien jadra a je priamo závislé od hrúbky steny jadra. S narastajúcou hrúbkou steny hodnota skosenia klesá.

Pomer zväčšenia momentu p je vždy väčší ako 1,1, teda v každom prípade je nutné uvážiť účinky druhého rádu. Pri zohľadnení tuhosti je nutné uvážiť aj vplyv dotvarovania. Výsledné hodnoty kritického zaťaženia je nutné redukovať aj súčiniteľom

$$K_c = 0,3 / (1 + 0,5 \varphi_{ef})$$

Pri analýze vplyvu pružného podlažia je základová pôda charakterizovaná ekvivalentným modulom podlažia K [MN/m³]. Moment pri pružnom votknutí do základov redukuje kritickú silu, preto treba výsledné hodnoty kritického zaťaženia redukovať súčiniteľom

Pre 15 podlaží:						
Stredná stena	Áno	Nie	Áno	Nie	Áno	Nie
Podlažie K [MN/m ³]	∞	∞	13,8	13,8	69	69
p	1,05	1,21	1,35	2,69	1,23	1,49
Pre 25 podlaží:						
Stredná stena	Áno	Nie	Áno	Nie	Áno	Nie
Podlažie K [MN/m ³]	∞	∞	13,8	13,8	69	69
p	1,57	1,98	2,97	7,16	1,84	2,25



$$\xi_1 = \frac{1}{1 + 0,7k}$$

So zväčšujúcou sa hodnotou K sa znižuje výsledný pomer zväčšenia momentu p . V každom prípade však treba uvažovať vplyv účinkov druhého rádu.

Prof. Ing. Ľudovít Fillo, PhD.

Ing. Lucia Cupáková

oba: Stavebná fakulta STU v Bratislave

Radlinského 11, 813 68 Bratislava, Slovensko

tel.: +421 259 274 508,

fax: +421 252 926 213

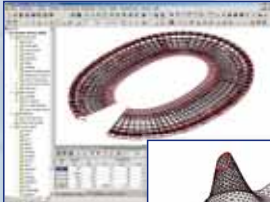

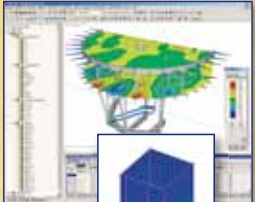
e-mail: ludovit.fillo@stuba.sk, www.stuba.sk


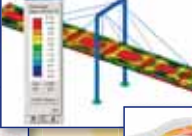
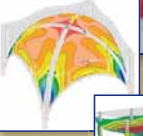
RSTAB

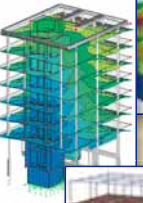
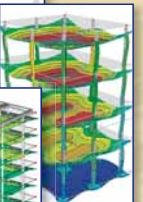

Program pro výpočet rovinných i prostorových prutových konstrukcí

RFEM

Program pro výpočet konstrukcí metodou konečných prvků






Demoverze zdarma ke stažení
www.dlupal.cz

Statika, která Vás bude bavit ...

- Řada přídatných modulů
- Rozsáhlá knihovna profilů
- Snadné intuitivní ovládání
- 6 500 zákazníků ve světě
- Nová verze v českém jazyce
- Zákaznické služby v Praze



Ing. Software Dlubal

Ing. Software Dlubal s.r.o.
Anglická 28, 120 00 Praha 2
Tel.: +420 222 518 568
Fax: +420 222 519 218
E-mail: info@dlupal.cz