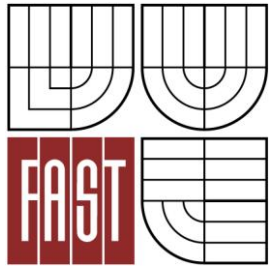




VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ  
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ  
ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING  
INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

# ANALÝZA MEDZNEJ ÚNOSNOSTI TENKOSTENNÝCH OCEĽOVÝCH KONŠTRUKCIÍ

ULTIMATE LIMIT STATE ANALYSIS OF THIN-WALLED STEEL STRUCTURES

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE  
BACHELOR'S THESIS

AUTOR PRÁCE  
AUTHOR

DANIEL JINDRA

VEDOUCÍ PRÁCE  
SUPERVISOR

Ing. PETR HRADIL, Ph.D.





# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ FAKULTA STAVEBNÍ

**Studijní program** B3607 Stavební inženýrství  
**Typ studijního programu** Bakalářský studijní program s prezenční formou studia  
**Studijní obor** 3608R001 Pozemní stavby  
**Pracoviště** Ústav stavební mechaniky

## ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

**Student** Daniel Jindra


**Název** Analýza mezní únosnosti tenkostěnných ocelových konstrukcí

**Vedoucí bakalářské práce** Ing. Petr Hradil, Ph.D.


**Datum zadání bakalářské práce** 30. 11. 2015

**Datum odevzdání bakalářské práce** 27. 5. 2016

V Brně dne 30. 11. 2015

  
.....  
prof. Ing. Drahomír Novák, DrSc.  
Vedoucí ústavu



  
.....  
prof. Ing. Rostislav Drochytka, CSc., MBA  
Děkan Fakulty stavební VUT

## Podklady a literatura

- [1] Zienkiewicz, O. C., Taylor, R. I., The Finite Element Method, Vol. 1, The Basis, BH, ISBN 0-7506-5049-4, 2000
- [2] ANSYS, Inc., Theory, Release 11, 2007
- [3] ČSN EN 1991-1-1 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-1: Obecná zatížení - Objemové tíhy, vlastní tíha a užitná zatížení pozemních staveb
- [4] Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-3: Obecná zatížení - Zatížení sněhem
- [5] ČSN EN 1991-1-4 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-4: Obecná zatížení - Zatížení větrem
- [6] ČSN EN 1993-1-1 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby
- [7] ČSN EN 1993-1-3 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-3: Obecná pravidla - Doplňující pravidla pro tenkostěnné za studena tvarované prvky a plošné profily

## Zásady pro vypracování (zadání, cíle práce, požadované výstupy)

Proveďte analýzu mezní únosnosti nosné konstrukce fotovoltaické elektrárny, které je navržena z tenkostěnných ocelových profilů. Sestavte výpočtový model konstrukce, definujte návrhové situace a podle evropských návrhových norem. Pomocí nelineárních výpočtů metodou konečných prvků stanovte stabilitní únosnost konstrukce a jejich jednotlivých průřezů. Získané výsledky mezní únosnosti ověřte pomocí evropských norem určených pro navrhování tenkostěnných ocelových konstrukcí.

## Struktura bakalářské/diplomové práce

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

1. Textová část VŠKP zpracovaná podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (povinná součást VŠKP).
2. Přílohy textové části VŠKP zpracované podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (nepovinná součást VŠKP v případě, že přílohy nejsou součástí textové části VŠKP, ale textovou část doplňují).



Ing. Petr Hradil, Ph.D.  
Vedoucí bakalářské práce

**Abstrakt:**

Zostavenie výpočtových modelov konštrukcie, prútového a detailnejšieho škrupinového, je prevedené v programovom systéme ANSYS. Návrhové situácie sú definované podľa EN a pomocou nelineárnych výpočtov MKP je stanovená stabilitná únosnosť konštrukcie a jej vybraných prierezov. Získané výsledky medznej únosnosti sú následne overené pomocou EN určených pre navrhovanie tenkostenných ocelových konštrukcií.

**Kľúčové slová**

medzná únosnosť, tenkostenná ocelová konštrukcia, rámová konštrukcia, pultový prístrešok, prútový model, škrupinový model, analýza MKP

**Abstract**

Structural beam and shell models were assembled in ANSYS program package. Design loads are defined according to Euro codes. Nonlinear analysis of structure has been established. Ultimate limit state of beams and cross sections were determined. Obtained results of ultimate limit state analysis were compared with Euro codes for design thin-walled steel structures.

**Keywords**

ultimate limit state, thin-walled steel structure, frame structure, slab roof shelter, beam model, shell model, FEA analysis



## **Bibliografická citácia VŠKP**

Daniel Jindra *Analýza mezní únosnosti tenkostěnných ocelových konstrukcí*. Brno, 2016. 74 s., 24 s. příl. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky. Vedoucí práce Ing. Petr Hradil, Ph.D.





**Prehlásenie:**

Prehlasujem, že som bakalársku prácu spracoval samostatne a že som uviedol všetky použité informačné zdroje.

V Brne dňa 17.5.2016

.....  
podpis autora

Daniel Jindra



**Pod'akovanie:**

Ďakujem pánu vedúcemu tejto práce Ing. Petrovi Hradilovi, Ph.D. za jeho čas a množstvo užitočných rád ktoré mi venoval počas konzultácií.

Obrovská vďaka patrí samozrejme aj mojim rodičom za podporu môjho vysokoškolského štúdia na fakulte stavebnej v Brne.



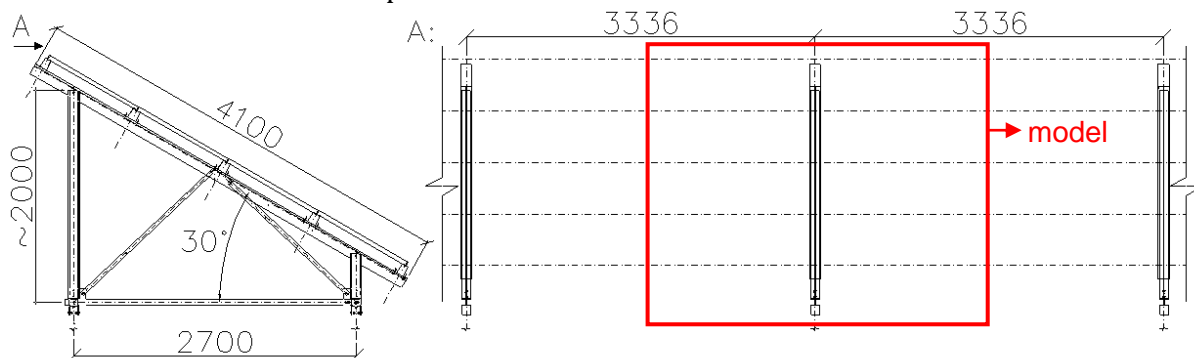
## Obsah:

1. Úvod	15.
2. Určenie zaťaženia konštrukcie	16.
3. Modelovanie v ANSYSe	22.
3a) Prúťový model "T"	22.
3b) Prúťový model "LL"	31.
3c) Prúťový model "LLUU"; model LL s definovaným kontaktom	38.
3d) Škrupinový model	44.
4. Porovnanie modelov	52.
5. Únosnosť krokvy podľa EN	58.
6. Porovnanie výsledkov	62.
7. Únosnosti ostatných prúťov podľa EN	63.
8. Záver	65.
Zoznam použitých zdrojov	66.
Zoznam použitých skratiek a symbolov	67.
Zoznam príloh	74.
Príloha A	75.
Príloha B	76.
Príloha C	87.



## 1. Úvod

Nosná konštrukcia fotovoltaickej elektrárne má tvar pultového prístrešku dĺžky cca. 36m tvoreného 12-timi väzníkmi osovo vzdialenými 3,336m (krajné 2,5m; presah 0,6m). Tie sú spojené 5-timi pozdĺžnymi priebežnými väznicami, na ktoré sú prichytené fotovoltaické panely. Modelovaná a posudzovaná bude jedna vnútorná priebrada s väznicami siahajúcimi do polovice rozpätia susedných polí (ako je znázornené na Obr.1.1). Na koncoch väznice budú uplatnené symetrické okrajové podmienky pre symetrické a rovnomerné zaťaženia. Stabilita konštrukcie je voči účinkom pozdĺžneho vetra zaistená pozdĺžnymi tiahľami tvaru X v rovine stĺpikov, ktoré sú umiestnené v 3 z 11-tich polí. Posúdenie týchto konštrukčných prvkov však nie je predmetom práce, je modelovaná priebrada kde tieto tiahla nie sú upnuté.



Obr.1.1 Geometria konštrukcie



Obr.1.2 Deformácia konštrukcie pod tiažou snehu

Všetky pruhy a konštrukčné prvky sú tenkostenné, za studena tvarované pozinkované s označením materiálu S350+Z275g. Medza sklzu tohto materiálu je 350 MPa; medza pevnosti 420 MPa.

Nosná konštrukcia takéhoto pultového prístrešku postaveného na území Bulharska pod tiažou snehu skolabovala (Obr.1.2). Meteorologické údaje o množstve snehu ktorý spôsobil kolaps nie sú známe. Rovnako ani prípadná rýchlosť a smer vetra pôsobiaceho v rovnakom čase na konštrukciu.

Táto práca sa bude venovať odhaleniu novej príčiny poruchy konštrukcie a určenie limitného zaťaženia na základe nelineárnych výpočtov MKP s porovnaním podľa príslušných noriem (eurokód 3). Zaťaženia uvažované v tejto práci sú určené s ročnou pravdepodobnosťou prekročenia 0,02, ktorá odpovedá strednej dobe návratu 50 rokov podľa 4.1.2.7(P) v [1] – t.j. súčiniteľ pravdepodobnosti  $c_{prob}$  je podľa vzťahu 4.2 v [1] rovný 1,0, resp. ďalej neuvažovaný. Konštrukcia v tejto analýze teda nie je uvažovaná ako dočasná stavba. Hodnoty jednotlivých zaťažení sú určené pre lokalitu v okolí Brna - t.j. II. veterná oblasť a II. snehová oblasť. Určené zaťaženie síce hodnotami nemusí zodpovedať reálnej lokalite konštrukcie, avšak z dôvodu spätného dopočtu intenzity zaťaženia je toto bezpredmetné. Význam by v tomto prípade mala iba iná kategória terénu (pre zaťaženie vetrom), ktorá je v tejto práci pre charakter konštrukcie uvažovaná ako kategóriou terénu I.

## 2. Určenie zaťaženia konštrukcie

### Zaťaženie vetrom podľa ČSN EN 1991-1-4

Kategória terénu uvažovaná I., teda podľa tab. 4.1 v [2]:  $z_0 = 0,01\text{m}$  ;  $z_{\min} = 1\text{m}$  ;  $z_{\max} = 200\text{m}$

Výška konštrukcie  $h = 2,6\text{m}$

Uvažovaná veterná oblasť II., teda podľa NA.4 v [2] je podstatná hodnota základnej rýchlosti vetra  $v_{b,0}$  pre územie ČR je  $25\text{ m/s}$ .

Základná rýchlosť vetru:

$$\begin{aligned} \text{vzťah (4.1) z 4.2(2)P v [2]: } v_b &= c_{\text{dir}} \cdot c_{\text{season}} \cdot v_{b,0} \\ c_{\text{dir}} &= \text{súčiniteľ smeru vetru uvažovaný } 1,0 \\ c_{\text{season}} &= \text{súčiniteľ ročného obdobia uvažovaný } 1,0 \\ v_b &= 25\text{ m/s} \end{aligned}$$

Stredná rýchlosť vetru - uvažovaná vo výške  $z = h = 2,6\text{m}$  sa podľa vzťahu (4.3) v 4.3.1(1) z [2] určí:

$$v_m(z) = c_r(z) \cdot c_o(z) \cdot v_b$$

$$c_o(z) = \text{súčiniteľ orografie uvažovaný } 1,0$$

$$c_r(z) = \text{súčiniteľ drsnosti terénu, podľa (4.4) v 4.3.2(1) z [2] sa určí:}$$

$$c_r(z) = k_r \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \text{ pre } z_{\min} \leq z \leq z_{\max}$$

$$z = 2,6\text{m}$$

$$z_0 = 0,01\text{m (parameter drsnosti terénu)}$$

$$k_r = 0,19 \left(\frac{z_0}{z_{0,II}}\right)^{0,07} - \text{súčiniteľ terénu - vzťah (4.5) z [2]}$$

$$z_{0,II} = 0,05\text{m - parameter drsnosti terénu pre kategóriu terénu II, z tab. 4.1 v [2]}$$

$$k_r = 0,16976$$

$$c_r(z) = 0,94396$$

$$v_m(z) = 23,6\text{ m/s}$$

Turbulencie vetru - stanovenie intenzity turbulencie  $I_v(z)$  podľa 4.4(1) z [2]:

$$I_v(z) = \frac{k_I}{c_o(z) \cdot \ln(z/z_0)} \text{ pre } z_{\min} \leq z \leq z_{\max} - \text{vzťah (4.7) z [2]}$$

$$k_I = \text{súčiniteľ turbulencie, doporučená hodnota je } 1,0$$

$$I_v(z) = 0,1798340683$$

Maximálny dynamický tlak vetru  $q_p(z)$  vo výške  $z = h = 2,6\text{m}$  podľa 4.5(1) z [2]:

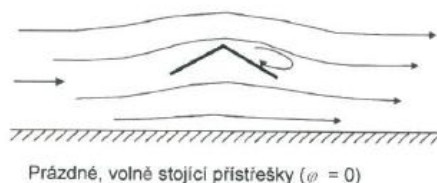
$$q_p(z) = [1 + 7 \cdot I_v(z)] \frac{1}{2} \rho (v_m(z))^2 - \text{vzťah (4.8) z [2]}$$

$\rho$  = merná hmotnosť vzduchu, doporučená hodnota je  $1,25\text{ kg/m}^3$ , avšak v zime je chladnejší vzduch hustejší, napr. pri teplote v exteriéri  $-15^\circ\text{C}$ , pri atmosférickom tlaku  $101325\text{ Pa}$  (odpovedá bežnému tlaku pri nadmorskej výške  $0\text{ m n. m.}$ ) je hustota podľa [3] cca.  $1,37\text{ kg/m}^3$ , o 10% vyššia, čo pri lineárnej závislosti  $q_p(z)$  na  $\rho$  zvýši max. dynamický tlak vetru tiež o 10%.

$$q_p(z) = 786,3\text{ Pa} = 0,786\text{ kN/m}^2 \quad (\text{pri hustote } 1,25\text{kg/m}^3)$$

$$q_{p\text{ zima}}(z) = 861,8\text{ Pa} = 0,862\text{ kN/m}^2 \quad (\text{v zime pri hustote } 1,37\text{kg/m}^3)$$

Súčiniteľ výsledného tlaku  $c_{p,\text{net}}$  podľa oddielu 7.3 z [2]:



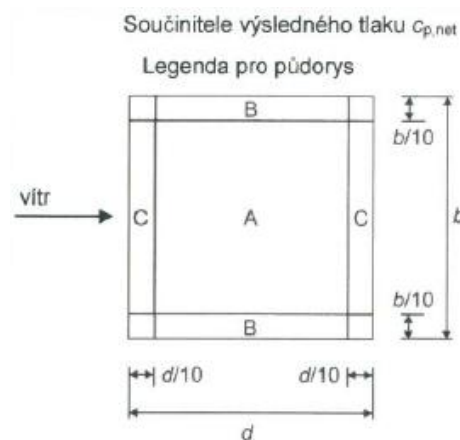
Obr.2.1 Prúdenie vzduchu okolo prístrešku podľa obrázku 7.15 z [2] (obdobne platí aj pre pultový prístrešok)

Podľa Obr.2.1 uvažujem „prázdny prístrešok“, čomu odpovedá hodnota súčiniteľu plnosti  $\varphi = 0$  (podľa vzťahu 7.28 z [2],  $\varphi = A/A_c$ , kde  $A$  je súčet priemetov plôch prvkov a  $A_c$  je celková plocha obálky. Keďže  $A$  je oproti  $A_c$  veľmi malé, podiel je veľmi blízko hodnote 0)



Súčiniteľ plnosti $\varphi$	Súčiniteľ celkovej sily $c_f$	Súčiniteľ výsledného tlaku $c_{p,net}$		
		Oblasť A	Oblasť B	Oblasť C
Maximum $\varphi$	1,2	2,2	3,2	2,4
Minimum $\varphi = 0$	-1,8	-3	-3,8	-3,6

Tab.2.1 Hodnoty súčiniteľov  $c_{p,net}$  a  $c_f$  pre pultové prístrešky pri sklone  $\alpha=30^\circ$  pre dané oblasti na základe tabuľky 7.6 v [2].



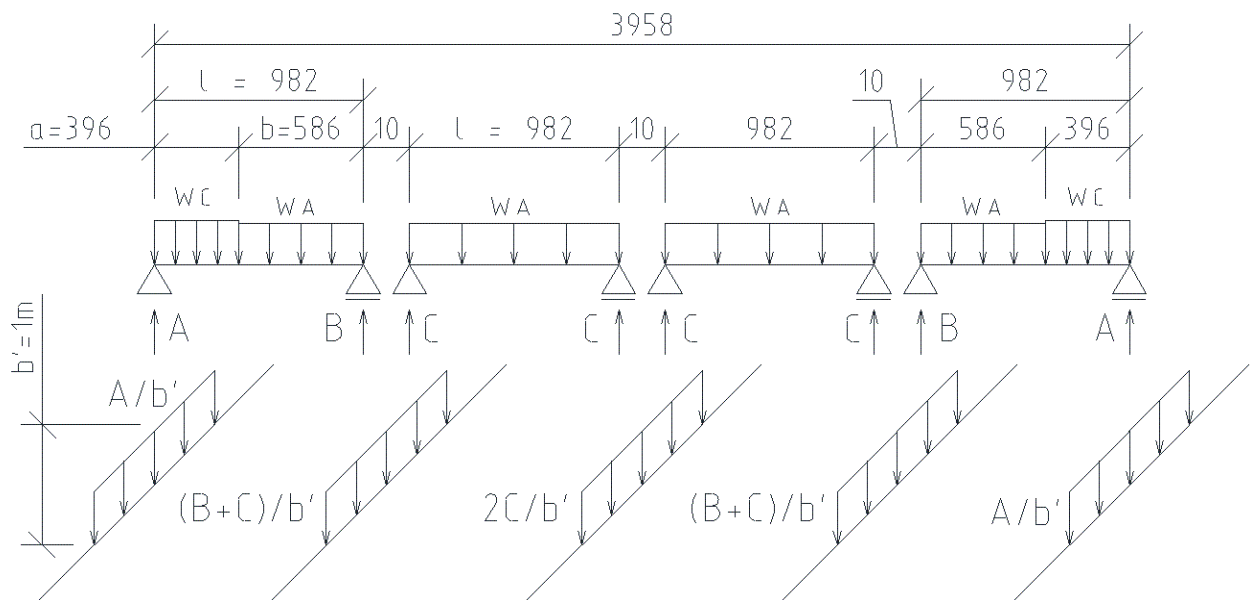
Obr.2.2 Rozloženie oblastí pre pultový prístrešok podľa tabuľky 7.6 z [2]

Riešené stredné pole konštrukcie spadá do oblastí C a A;  $d = 3958$  mm;  $d/10 = 396$  mm. Spojité rovnomerné zaťaženie vetrom na  $b' = 1$  m bežný šírky konštrukcie je určené v Tab.2.2 na základe:

$$w_i = c_{p,net,i} \cdot q_{p,zima}(z) \cdot 1m'$$

kN/m	$w_A$	$w_C$
tlak +	1,90	2,07
satie -	-2,60	-3,10

Tab.2.2 Spojité líniové rovnomerné zaťaženie vetrom v riešených oblastiach A a C



Obr.2.3 Prepočet plošného zaťaženia vetra na líniové zaťaženie väzníc

reakcie označené na obrázku vyššie sa vypočítajú:

$$B = (w_A \cdot b \cdot (a + 0,5 b) + w_C \cdot a^2 \cdot 0,5):l$$

$$A = (w_C \cdot a \cdot (b + 0,5 a) + w_A \cdot b^2 \cdot 0,5):l$$

$$C = 0,5 \cdot w_A \cdot l$$

vyššie popísané vzorce sú uplatnené na výpočet reakcií a líniového zaťaženia v Tab.2.3

geometria			vietor	w <sub>C</sub>	w <sub>A</sub>	A	B	C	A/b'	(B+C)/b'	2C/b'
a	396	mm		kN/m		N			kN/m		
b	586	mm	a) tlak	2,07	1,9	987	946	933	0,987	1,879	1,866
b'	1	m	b) satie	-3,1	-2,6	-1435	-1317	-1277	-1,435	-2,593	-2,553

Tab.2.3 Hodnoty reakcií z Obr.2.3 a charakteristické líniové zaťaženia na väznice

pozn.: pri aplikácii zaťaženia vetrom sa pre lepšiu manipuláciu použije (B+C) namiesto 2C aj u strednej väznice, nakoľko rozdiel týchto hodnôt je veľmi malý.

Určenie líniového zaťaženia od síl vyvolaných vetrom pôsobiacich na nosné prvky konštrukcie podľa kapitoly 7.7 v [2]:



Obr.2.4 Pôsobenie vetru na nosné prvky konštrukcie s otvoreným prierezom podľa Obr.7.25 v [2]

Sila od vetru pôsobiaca na nosný prvok  $F_w$  sa určí z výrazu (5.3) v 5.3(2) z [2]:

$$F_w = c_s c_d \cdot c_f \cdot q_p(z_e) \cdot A_{ref}$$

Súčiniteľ sily  $c_f$  na nosné prvky s otvorenými prierezmi sa podľa vzťahu (7.11) v kap. 7.7 z [2] určí:

$$c_f = c_{f,0} \cdot \psi_\lambda$$

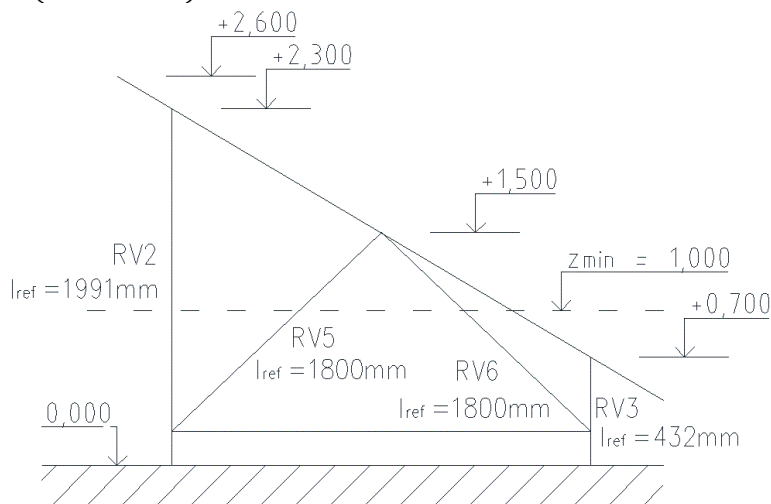
Podľa NA.2.35 v [2] sa pre nosné prvky s otvorenými prierezmi odporúča hodnota  $c_{f,0} = 2,0$ . Súčiniteľ koncového efektu  $\psi_\lambda$ , podľa oddielu 7.13 na základe Tab.7.16 a Obr.7.36 z [2] stanovujem  $\psi_\lambda = 1,0$

$$c_f = 2,0$$

Ďalej podľa 6.2 z [2] uvažujem hodnotu pre súčiniteľ konštrukcie  $c_s c_d = 1,0$

Pre každý nosný prvok uvažujem maximálny dynamický tlak  $q_p(z_e)$  v referenčnej výške  $z_e$  rovnej najvyššiemu bodu uvažovaného prvku nad zemou (7.7(3) z [2]) (Obr.2.5). Max. dynamický tlak  $q_p(z_e)$  je určený rovnakým postupom ako pre pultovú strechu, akurát s rozdielnymi hodnotami  $z$ . Výsledky sú uvedené v Tab.2.4. Pozn.: pre výšku malého stĺpiku  $z < z_{min}$  sa v 4.3.2(1) v [2] použije  $z_{min} = 1m$  pre danú kategóriu terénu.

Referenčná plocha nosného prvku je podľa 7.7(2) z [2]:  $A_{ref} = b \cdot l_{ref}$ ; kde rozmer  $b$  je na Obr.2.4 a  $l_{ref}$  je dĺžka daného prvku (viď Obr.2.5).



Obr.2.5 Referenčné výšky a dĺžky pre nosné prvky rámu

jednotlivé sily  $F_w$  pôsobiace na nosné prvky boli určené postupom vyššie a hodnoty sú v Tab.2.4

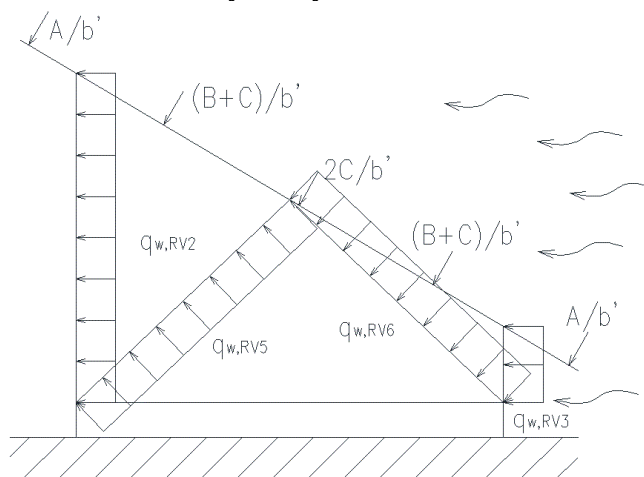
Prvok	$z_e$ [m]	$q_p(z_e)$ [Pa]	$b$ [m]	$l_{ref}$ [m]	$A_{ref}$ [m <sup>2</sup> ]	$F_w$ [N]	$q_{w,i} = F_w/l_{ref}$ [kN/m]
stĺp (RV2)	2,3	761	0,06	1,991	0,1195	182	0,09
diagonála (RV5)	1,5	715	0,08	1,800	0,1440	206	0,11
diagonála (RV6)	1,5	715	0,08	1,800	0,1440	206	0,11
stĺp (RV3)	1,0	661	0,06	0,432	0,0259	34	0,08

Tab.2.4 Určenie síl od vetru pôsobiacich na nosné prvky rámu a prepočet na líniové zaťaženie

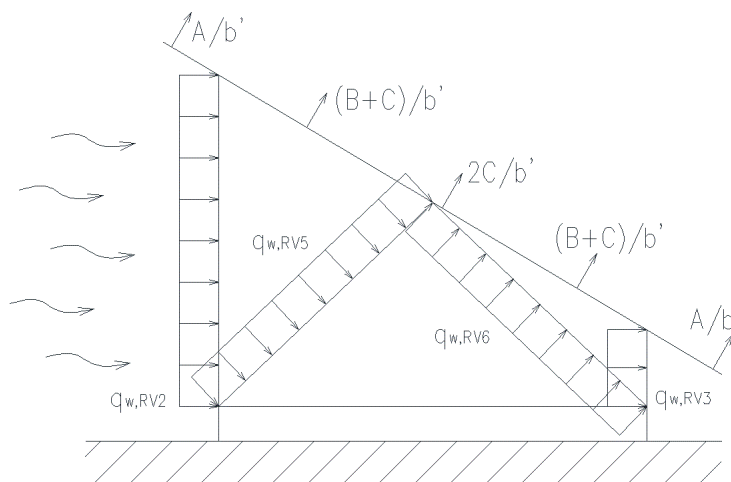
Líniové zaťaženia vetrom jednotlivých prvkov nosnej konštrukcie  $q_{w,i}$  sú v porovnaní s líniovými zaťaženiami tlaku (resp. sania) vetra na väznice s hodnotami 0,987 kN/m pre krajnú a 1,879 kN/m pre strednú väznicu (resp. -1,317 kN/m pre krajnú a -2,593 kN/m pre strednú väznicu) síce výrazne menšie – 6-11% (resp. 4-8%), avšak minimálne v prípade tlaku vetra nie celkom zanedbateľné.

V norme nie je jednoznačne definované, či sa líniové zaťaženie vetra  $q_{w,i}$  pôsobiace na šikmý prút z boku má uvažovať po "bokorysnom" priemete (obdobne ako sneh), previesť na zaťaženie po šikmej dĺžke a následne rozkladať na zložky priečneho a osového zaťaženia, alebo už ako spojité priečne zaťaženie na daný prút, ktoré ďalej uvažujem z dôvodu jeho nebezpečnejšieho hľadiska.

grafické znázornenie zaťažovacích stavov vyvolaných vetrom:



Obr.2.6 Schematické znázornenie zaťažovacieho stavu ZS04 – tlak vetra



Obr.2.7 Schematické znázornenie zaťažovacieho stavu ZS05 – sanie vetra

#### Zaťaženie od vlastnej tiaže fotovoltaických panelov:

Keďže norma ČSN EN 1991-1-1 neudáva odporúčané zaťaženie pre fotovoltaické panely, na základe tabuľky z [4] uvažujem charakteristickú plošnú tiaž panelov 0,2kN/m<sup>2</sup>. Uvážené zaťaženie sa javí ako bezpečné pri porovnaní s hodnotami z tabuľky v [5].

Líniové zaťaženie  $g_s$  uvažované na  $b=1m'$  bežný je  $g_s = 0,2$  kN/m (vid'. obr.1.8)

#### Zaťaženie snehom:

Na základe NA.4 - mapy snehových oblastí z [6] uvažujem II. snehovú oblasť.

Charakteristická hodnota zaťaženia snehom na zemi je  $s_k = 1,0$  kN/m<sup>2</sup>

Zaťaženie snehom na streche, resp. fotovoltaických paneloch je uvažované pre trvalé a dočasné návrhové situácie podľa 5.2(3)P,a) z [6] ako (vzťah 5.1 z [6]):

$$s = \mu_i C_e C_t s_k$$

$\mu_i$  = tvarový súčiniteľ zaťaženia snehom, pre pultovú strechu sa podľa Obr.5.2 v [6] použije  $\mu_1$  hodnota  $\mu_1$  pre sklon strechy 30° podľa Obr.5.1 v [6] je 0,8

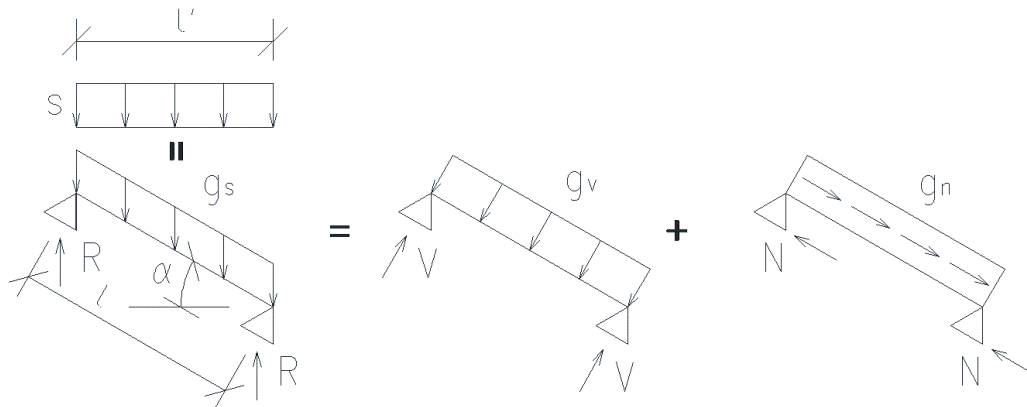
$C_e$  = súčiniteľ expozície. Podľa tabuľky 5.1 v [6] je uvažovaný normálny typ krajiny, teda  $C_e = 1,0$

$C_t$  = tepelný súčiniteľ. Nepredpokladá sa výrazné zohrievanie fotovoltaických panelov;  $C_t = 1,0$

$$s = 0,8 \text{ kN/m}^2$$

Líniové zaťaženie na pôdorysný priemet na šírku  $b=1m'$  bežný je  $s = 0,8$  kN/m (vid' Obr.2.8)

Prepočet zaťaženia snehom a fotovoltaikou na líniové zaťaženie väzníc:

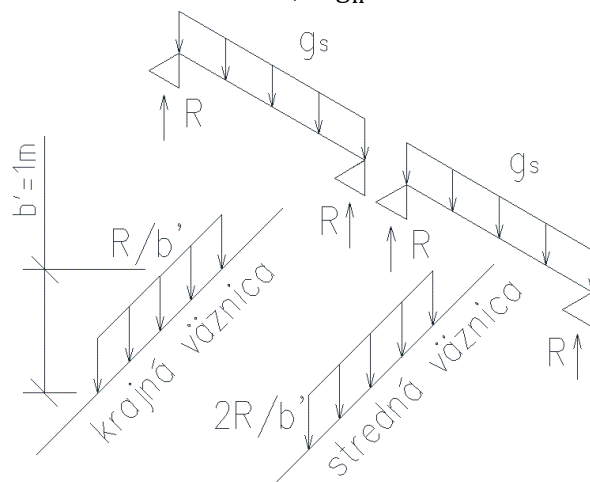


Obr.2.8 Charakter zaťaženia snehom a fotovoltaickými panelmi

geometria konštrukcie:  $l=1$  m;  $\alpha=30^\circ$

Líniové zaťaženia určené pre fotovoltaiku a pre napadnutý sneh z predošlej strany sú rozložené do priečneho a osového smeru podľa Obr.2.8 a následne prepočítané ako líniové zaťaženia krajnej a strednej väznice. V Tab.2.5 sú uplatnené tieto vzťahy:

$$\begin{aligned} g_s &= s \cdot \cos \alpha \\ g_v &= g_s \cdot \cos \alpha \\ g_n &= g_s \cdot \sin \alpha \\ R &= 0,5 \cdot g_s \cdot l \\ V &= 0,5 \cdot g_v \cdot l \\ N &= 0,5 \cdot g_n \cdot l \end{aligned}$$



Obr.1.9 Prepočet zaťaženia od snehu a fotovoltaiky na líniové zaťaženie väzníc.

	$\alpha$ [°]	$s$ [kN/m]	$g_s$ [kN/m]	$g_v$ [kN/m]	$g_n$ [kN/m]	$l$ [m]	$R$ [kN]	$V$ [kN]	$N$ [kN]
sneh	30	0,800	0,693	0,600	0,346	1,0	0,346	0,300	0,173
fotovoltaika	30	-	0,200	0,173	0,100	1,0	0,100	0,087	0,050

Tab.1.5 Rozloženie zaťažení do priečneho a osového smeru

	krajná väznica [N/m]			stredná väznica [N/m]		
	$R/b'$	$V/b'$	$N/b'$	$2R/b'$	$2V/b'$	$2N/b'$
sneh	346	300	173	693	600	346
fotovoltaika	100	87	50	200	173	100

Tab.1.6 Prepočet na líniové zaťaženie väzníc na základe Obr.1.9

v ANSYSSE pri modelovaní zaťaženia sa podľa potreby použije buď jedno výsledné líniové zaťaženie,  $R$  (resp.  $2R$ ) na prút, alebo sa aplikujú dve zložky  $V$  a  $N$  (resp.  $2V$  a  $2N$  pri strednej väznici), ktorých vektorový súčet je  $R$  (resp.  $2R$ ), a ich smer je rozložený kolmo na hlavné osy prierezu väznice.

### Zohľadnenie účinkov námrazy a snehu pri zaťažení vetrom podľa [2] resp. [7]:

Námraza svojím spôsobom zmení referenčný tvar nosných prvkov konštrukcie. Podľa 7.1.3(1) z [2] ďalší postup určuje NA2.24 v [2], podľa ktorej doporučený postup súčasného pôsobenia zaťaženia vetra a námrazou uvádza kapitola VII. v [7]:

Podľa kap. VII článku 244 písm. c) v [7] sa normové zaťaženie námrazou  $v_{gln}$  pre prvky konštrukcie iného ako kruhového prierezu stanoví na jednotku ich povrchovej plochy podľa vzťahu (29) v [7] ako:

$$v_{gl2n} = x_{gl} \cdot t_{gl} \cdot \gamma_{gl} \cdot \mu_{gl}$$

Podľa čl.247 písm. a) v [7] sa základná hrúbka námrazy  $t_{gl}$  stanoví na základe námrazovej oblasti a doby opakovania. Mapa ČSSR pre okolie Brna v prílohe 5 v [7] udáva L - ľahkú námrazovú oblasť. Na základe Tab.29 v [7] je pre bežné prípady doba opakovania: 1 krát za 10 rokov. Na základe týchto skutočností je stanovená podľa Tab.29 v [7]:  $t_{gl} = 5\text{mm}$

$\mu_{gl}$  je tvarový súčiniteľ, vyjadrujúci vplyv tvaru prvku na hrúbku námrazy, stanovený podľa Tab.28 z [7]: pre valcované profily C,L,I:  $\mu_{gl} = 0,5$ . Pre podobnú skutočnosť je  $\mu_{gl}$  uvažovaný rovnako.

Objemová tiaž námrazy  $\gamma_{gl}$  sa podľa poznámky v čl. 244 v [7] obvykle uvažuje  $\gamma_{gl} = 9\text{ kN/m}^3$ .

$x_{gl}$  je súčiniteľ výšky podľa čl.248 a Tab.30 v [7] min. hodnota  $x_{gl} = 0,8$  je stanovená pre výšku nad terénom rovnú 5m. Na základe predpokladu  $x_{gl} = 0$  pre výšku 0m nad terénom bola lineárnou interpoláciou určená hodnota  $x_{gl} = 0,208$  pre výšku 1,3m (cca. výška v strede konštrukcie)

Na základe predošlých skutočností je určená hodnota  $v_{gl2n} = 0,00468\text{ kN/m}^2$

Dané zaťaženie  $v_{gl2n}$  teda zodpovedá reálnej hrúbke námrazy  $t_{gl,real}$ :

$$t_{gl,real} = \frac{v_{gl2n}}{\gamma_{gl}} = 0,52\text{mm}$$

Táto hrúbka nijak výrazne nenavýši plochu profilov tenkostenných ocelových prvkov. Zväčšenie efektívnej plochy pri zohľadňovaní účinkov vetru je teda zanedbateľné, ďalej neuvažované.

### Zohľadnenie vlastnej tiaže námrazy:

Uvažovaný je reprezentatívny ocelový prút s prierezom hrúbky  $t_{rep} = 1\text{mm}$ ; výšky  $a_{rep} = 1\text{m}$ . Zaťaženie od námrazy  $F_{gl,rep}$  takéhoto prútu dĺžky  $l_{rep} = 1\text{m}$  je potom:

$$F_{gl,rep} = v_{gl2n} \cdot l_{rep} \cdot \left( 2 a_{rep} + 2 t_{rep} + 4 \cdot \frac{v_{gl2n}}{\gamma_{gl}} \right) = 0,00938\text{ kN}$$

Tiaž ocelového plechu  $F_{ocel,rep}$  týchto rozmerov pri predpokladanej hustote  $\rho_{Fe} = 7850\text{ kg/m}^3$  je:

$$F_{ocel,rep} = t_{rep} \cdot a_{rep} \cdot l_{rep} \cdot \rho_{Fe} \cdot g = 0,001 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 7850 \cdot 9,81 = 77\text{N} = 0,07701\text{ kN}$$

Percentuálne tvorí hmotnosť ľadu cca. 12,2% vlastnej hmotnosti ocelových elementov konštrukcie. Toto sa môže zohľadniť vo výpočtovom modeli softvéru ANSYSU ako 12% z gravitačného zrýchlenia. Vstup pre zaťaženie  $ACEL = 9,81 \times 0,12 = 1,18\text{ m/s}^2$  v prípade zaťažovacieho stavu námrazy. Tento myšlienkový postup možno uplatniť na základe predpokladu rovnomerného kompletného obalenia všetkých nosných prvkov námrazou, a faktu že hrúbka stien profilov je približne rovnaká. Pri hrubších stenách profilov ( $t = 1,5 - 3\text{mm}$ ) je tento pomer cca. 8-4%. Dopúšťame sa síce chyby, ale táto je na stranu bezpečnú. Pri tenších (vyskytuje sa 0,8mm) by sa síce malo uvažovať až 15%, avšak stále je to len 3% odchýlka (vzhľadom na hmotnosť oceli), ktorá nie je výrazná.

Námraza rovnomerne aplikovaná na fotovoltaických paneloch vyvolá rovnaký druh zaťaženia ako vlastná tiaž týchto panelov. Uvažovaná hrúbka námrazy 0,52mm (z oboch strán, spolu 1,04mm) objemovej tiaže  $\gamma_{gl} = 9\text{ kN/m}^3$  vyvolá plošné zaťaženie  $9,36\text{ N/m}^2$ , čo je len 4,68% z vlastnej tiaže panelov ( $200\text{ N/m}^2$ ) Preto je táto skutočnosť zanedbaná a ďalej v ZS námraze nie je vôbec uvažovaná ako prípadné spojité líniové zaťaženie väzníc.

### Kombinačné súčinitele jednotlivých zaťažení:

kombin. súč. $\Psi$ :	$\psi_0$	$\psi_1$	$\psi_2$	podľa
námraza	0,5	0,2	0	NA.5.3 v [1]
vietor	0,6	0,2	0	tab.A1.1 v [1]
sneh do 1000 m n.m.	0,5	0,2	0	

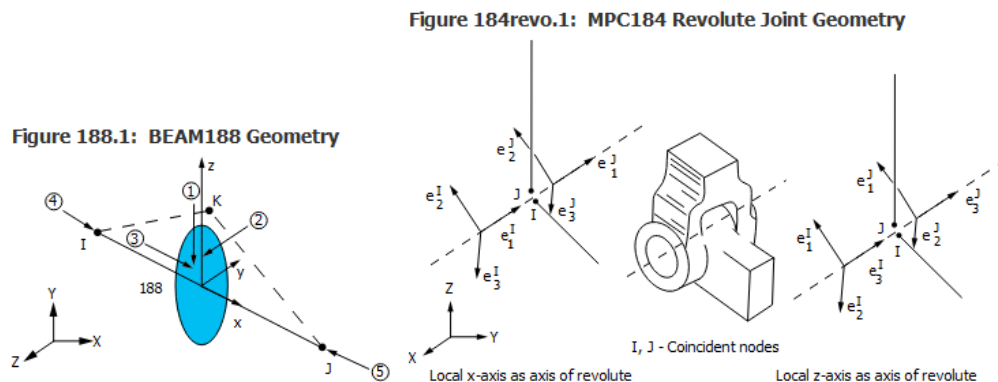
Tab.2.7 Uvažované hodnoty kombinačných súčiniteľov pre zaťaženia na konštrukcii:

### 3. Modelovanie v ANSYS

#### 3.a) Prúťový model „T“

##### Definovanie elementov

Prúty konštrukcie sú modelované elementmi BEAM188. Jedná sa o 3D dvojuzlový prvok (s 3. uzlom orientačným), ktorý sa podľa svojho popisu v [17] hodí aj na modelovanie veľkých napätí a nelineárnych aplikácií. Vo vlastnostiach elementu je nastavená kľúčová možnosť KEYOPT(3)=3, teda „Cubic Form.“, čím sa zabezpečia presnejšie výsledky. Ostatné atribúty sú zatiaľ predvolené.



Obr.3.1 Geometrie elementov podľa [17]: vľavo BEAM188; vpravo MPC184 typ Revolute

Kľbové spoje v styčnicoch prieťahy sú zadefinované prvkami MPC184. Pripravených je 8 prvkov MPC184, pre každý kĺb 1. Kľúčové možnosti prvkov treba zvoliť KEYOPT(1) = 6, resp. „Revolute“ a následne KEYOPT(4)= 0 alebo 1 – v závislosti na osi otáčania x alebo z – podľa neskôr definovaného a natočeného lokálneho súradnicového systému (LSS) uzlov v danom kĺbe.

##### Definovanie materiálu

konštrukcia je navrhnutá z tenkostenných pozinkovaných profilov z oceli S350 + Z275g. Youngov modul pružnosti  $E=210\text{GPa}$ , Poissonove číslo  $\nu = 0,3$

Materiál konštrukcie možno zadefinovať cestou:

» Preprocessor » Material Props » Material Models » Mat.Mod.No.1:

» Structural » Density » DENS = 7850

» Structural » Linear » Elastic » Isotropic » EX = 2.1E + 011 ; PRXY = 0.3

Medzu sklzu nie je nutné definovať, nakoľko očakávané porušenie konštrukcie je lokálna strata stability nosného profilu (resp. profilov), ku ktorej dôjde pri napätí v priereze ktoré neprekročí medzu sklzu materiálu  $f_{yd} = 350\text{MPa}$ .

##### Definovanie prierezov

Prierezy jednotlivých prútov boli namodelované v samostatných databázových súboroch systému ANSYS, a to plochami. Hustota siete prierezu bola nastavená na priamkach (resp. úsečkách):

/Meshing » Size Controls » Manual Size » Lines » Picked Lines/

Hustota siete prierezu bola uvažovaná s ohľadom na dĺžku jednotlivých hrán prierezu (na dĺžku vždy aspoň 4 prvky, na hrúbku pre jej malú hodnotu len 1, prípadne 2). Príkazom SECWRITE boli vytvorené súbory \*.sect, ktoré boli následne vložené do databázy prúťového modelu cestou:

/Sections » Beam » Custom Section » Read Sect Mesh/

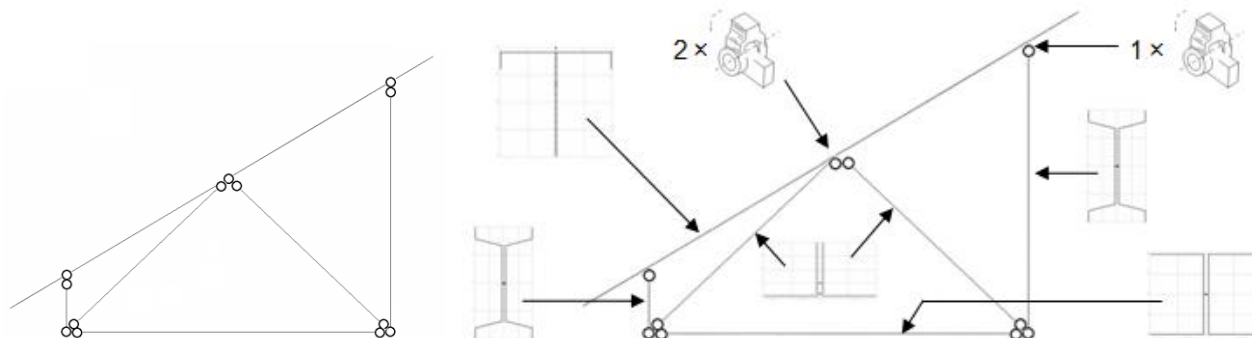
Vlastnosť "SECOFFSET" bola zvolená ako „offset node to section centroid“, pretože pri následnom modelovaní sú jednotlivé prúty nahradené ich strednicami. Výnimku tvoria prierezy väzníc, nakoľko v skutočnosti sú uložené na hornej hrane krokvy, avšak v prúťovom modeli sú ich strednice v jednej strešnej rovine so strednicou krokvy. Preto bola vlastnosť SECOFFSET pre prierezy väzníc zvolená ako „offset node to chosen location“ a súradnica posunu počiatočného bodu prierezu s hodnotou 0.031675 (vzdialenosť ťažiska krokvy od jej vrchnej hrany) je vložená do druhého chlievika pre smer po osi z.

Pri načítavaní prierezu príkazom SECREAD však systém odmietal vložiť členené prierezy v prípade že ich plochy boli od seba oddelené. Jedná sa o prierezy krokvy (ID1 - RV1), spodného tiahla (ID4 - R4), diagonál (ID5 - RV5 a RV6) a stĺpikov (ID6 - RV2 a RV3). Z toho dôvodu bola najprv krokva definovaná ako súvislý T prierez s hrúbkou steny 3mm. Oddelené časti ostatných členených prierezov boli na úrovni svojho ťažiska spojené veľmi tenkou plochou, ktorá takmer vôbec neprispieje k akýmkoľvek prierezovým charakteristikám.

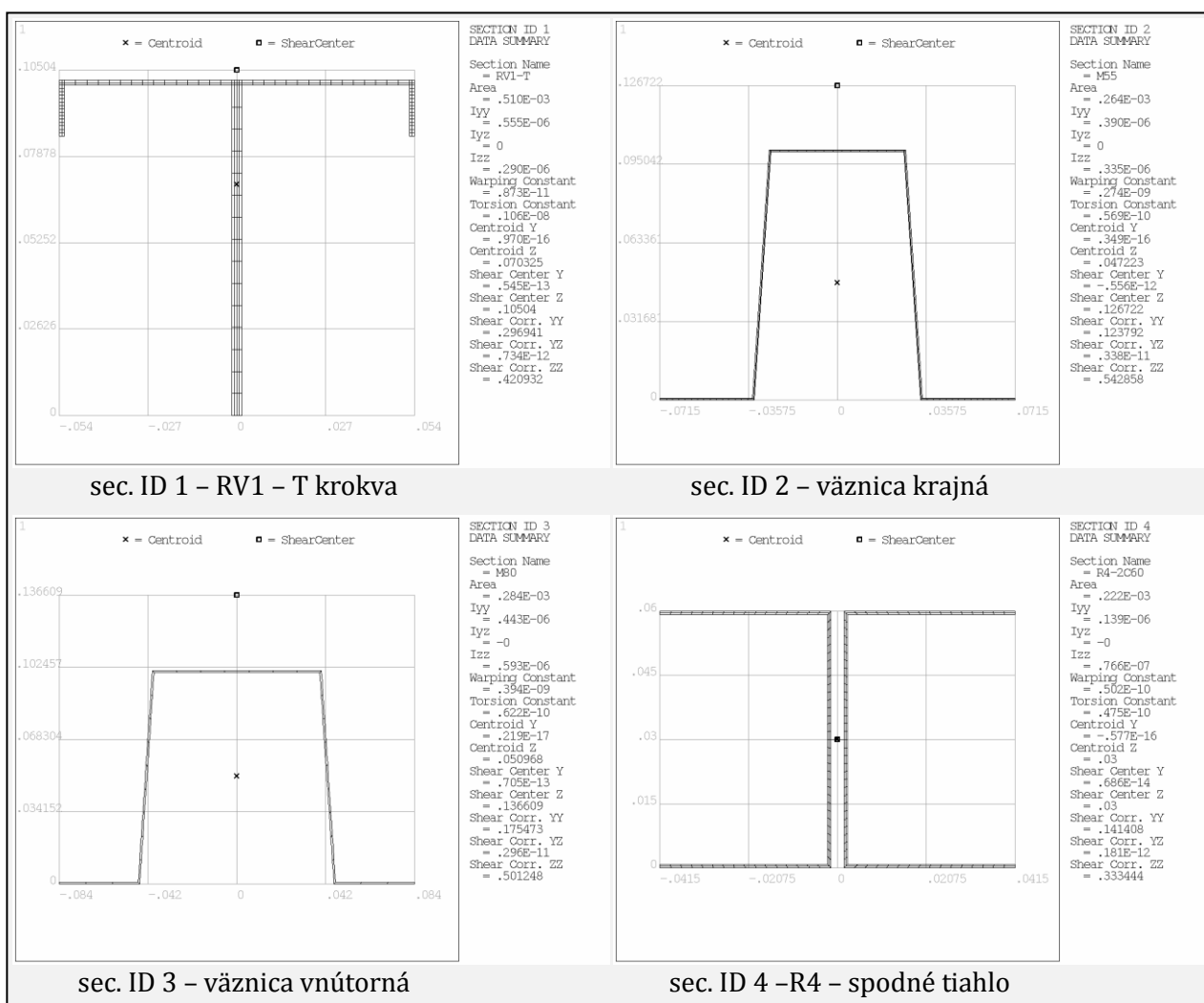
Pre zohľadnenie cca. 0,5 m preloženia väzníc cez seba nad krokvou boli zjednodušené zadefinované tiež prierezy krajnej i vnútornej väznice o dvojnásobku pôvodnej hrúbky. Táto skutočnosť síce neodpovedá úplne realite, ale za predpokladu dostatočného prepojenia väzníc spojovacími prostriedkami, prítomnosti trecích síl medzi styčnými povrchmi, nezohľadnenia prípadného zaistenia polohy väzníc fotovoltaickými panelmi a predovšetkým faktu že väznice pravdepodobne nie sú kritickými miestami konštrukcie, toto zjednodušenie môže byť aplikované.

### Modelovanie

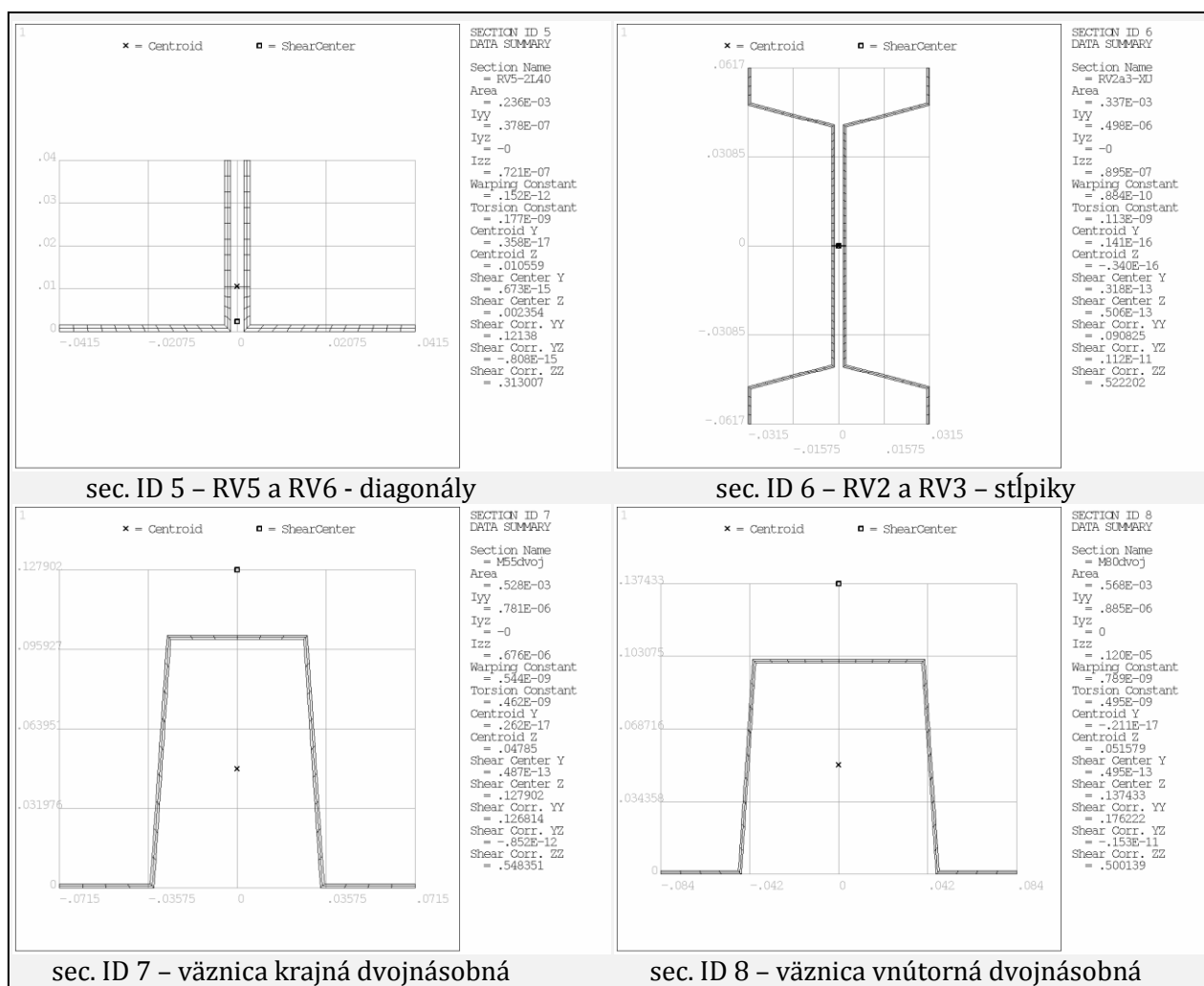
Na základe geometrie z výkresového podkladu je vytvorený prútový model. V miestach budúcich kĺbov je treba vytvoriť 2, resp. 3 totožné body (Obr.3.2 ľavá časť).



Obr.3.2 Prútový model „T“: vľavo bokorys schematickeho znázornenia totožných bodov; vpravo bokorys schematickeho znázornenia prierezov a kĺbov na jednotlivých prútoch



Obr.3.3 Jednotlivé prierezy prútového modelu „T“ časť A (šťasti platí aj pre ostatné prútové modely)



Obr.3.4 Jednotlivé prierezy prútového modelu „T“ časť B (platí aj pre model „LL“)

Nastavenie daných atribútov (materiál, typ elementu, prierez) jednotlivým priamkam (resp. úsečkám) je realizované cestou: Meshing » Mesh Attributes » Picked Lines

V prípade väzníc, ktoré majú byť naklonené cca. 30° v strešnej rovine treba zvoliť i smerový bod.

Veľkosť (dĺžka) jednotlivých elementov typu BEAM188 na všetkých úsečkách prútového modelu je zvolená na 4 cm pomocou príkazu LESIZE,ALL,0.04

Tvorba siete konečných prvkov je realizovaná cez: Mesh Tool » Mesh: Lines » Mesh » Pick All

Na miestach budúcich kĺbov typu MPC184 došlo k vytvoreniu 2, resp. 3 zhodných uzlov. V každom kĺbe je potrebné definovať lokálnu súradnicovú sústavu (LSS) postupom príkazov:

KWPL,,P – výber bod počiatku pracovnej roviny, 2. bod je smer osi x a 3. osi y

Pracovná rovina je natočená príkazom WPROTA tak, aby os x, príp. z bola osou povolenej rotácie kĺbu.

CSWPLA,n,0 – kde  $n > 10$  – čím je definovaný LSS pod číslom n v danej pracovnej rovine.

CSYS,n – prepnutie do LSS č. n

Je nutné všetky totožné uzly v danom styčníku natočiť do príslušnej LSS:

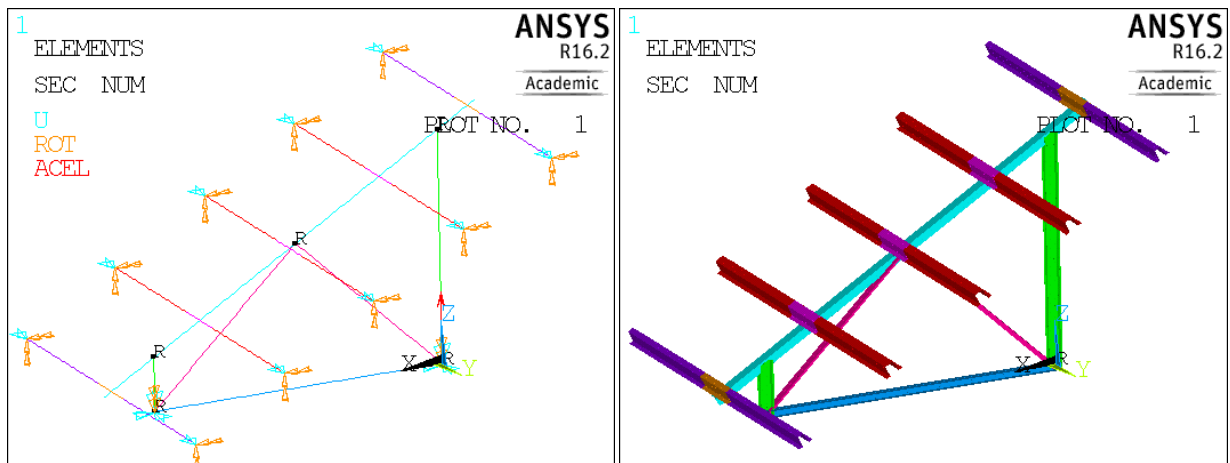
Modeling » Move Modify » Rotate Node CS » To Active CS

V (Sections » Joints » Add / Edit) je zvolené ID – číslo elementu MPC184, typ „Revolute“ a LSS číslo n.

Kĺb je vytvorený príkazom E,i,j, kde i a j sú čísla totožných uzlov. V prípade trojice totožných uzlov je potrebné vytvoriť 2 kĺby na tom istom mieste (s rovnakým LSS, ale iným číslom typu elementu a číslom prierezu).

Za účelom definovania okrajových podmienok v päťach stĺpov je potrebné prehĺbiť stĺpy skopírovaním spodných elementov, nakoľko program vykazoval problém pri zadaní okrajových podmienok na uzly, ktoré boli súčasťou kĺbu. Na takto predĺžené päty stĺpov sú zadané okrajové podmienky (Loads » Define Loads » Apply » Structural » Displacement » On Nodes) ako nulové posuny vo všetkých 3 smeroch a nulová rotácia okolo globálnej osi z (pozdĺžny smer stĺpov). Symetrické okrajové podmienky (za predpokladu symetrického zaťaženia) na koncoch väzníc sú definované odobratím 3 stupňov voľnosti – posun po dĺžke väznice, a 2 rotácií. Z nich je nenulová len rotácia okolo strednice väznice (t.j. krútenie).





Obr.3.5 Prútový model „T“: vľavo okrajové podmienky; vpravo zapnuté tvary elementov

zaťaženie

názov ZS →		vl.tiaž	fotovolt.	námraza		sneh	viet.tlak	viet.satie	
← y	ZS xy	x →	0	1	-	2	3	4	5
	prút ↓	povrch ↓	ACEL I.		ACEL n	ACEL II. = l. + n			
		γ <sub>f</sub> →	1,35	1,35	1,5		1,5	1,5	1,5
		ψ <sub>0</sub> →	1,0	1,0	0,5	0,5	0,6	0,6	
K	väznica	1	9,810	87	1,1772	10,987	300	987	-1435
	krajná	2		50			173	0	0
	väznica	1		173			600	1879	-2593
	stredná	2		100			346	0	0
	s.v. RV2	1		0			0	90	-90
	s.m. RV3	1		0			0	80	-80
	diag. RV5	1		0			0	110	-110
	diag. RV6	1		0			0	110	-110
D	väznica	1	13,244	117,45	1,7658	15,009	450	1480,5	-2152,5
	krajná	2		67,5			259,5	0	0
	väznica	1		233,55			900	2818,5	-3889,5
	stredná	2		135			519	0	0
	s.v. RV2	1		0			0	135	-135
	s.m. RV3	1		0			0	120	-120
	diag. RV5	1		0			0	165	-165
	diag. RV6	1		0			0	165	-165
Dpsi = D * ψ <sub>0i</sub>	väznica	1	13,244	117,45	0,8829	14,126	225	888,3	-1291,5
	krajná	2		67,5			129,75	0	0
	väznica	1		233,55			450	1691,1	-2333,7
	stredná	2		135			259,5	0	0
	s.v. RV2	1		0			0	81	-81
	s.m. RV3	1		0			0	72	-72
	diag. RV5	1		0			0	99	-99
	diag. RV6	1		0			0	99	-99
jednotky			m/s <sup>2</sup>	N/m	m/s <sup>2</sup>	m/s <sup>2</sup>	N/m	N/m	N/m

Tab.3.1 Tabuľka zaťažovacích stavov

pozn. k Tab.3.1: u väzníc je definovaný povrch prútu 1 kolmo k strešnej rovine a 2 po spáde strechy. V prípade stĺpikov a diagonál zaťaženie na povrch prútu 1 pôsobí v rovine väzníka.

Zaťažovacie stavy (1, 3, 4 a 5) sú vytvorené ako samostatné súbory s textovými príkazmi. Napr. súbory ZS3K.mac ZS3D.mac a ZS3Dpsi.mac sú vytvorené nasledovne:

(Preprocessor » Loads » Define Load » Apply » Structural » Pressure » On Beams)

Vyberú sa elementy, definuje sa povrch 1 alebo 2 a zadajú sa príslušné hodnoty líniových zaťažení pre ZS3K podľa tabuľky. Príkazom LSWRITE, číslo je vytvorený súbor textového charakteru s názvom databáze a príponou v tvare „s“ + „číslo“. Zbytočné príkazy v súbore sa vymažú, ponechané sú len

SFBEAM a súbor je uložený pod názvom ZS3K.mac. Na vytvorenie ZS3D (návrhovej hodnoty) je použitý príkaz SFSCALE,PRES,1.5, čím sa vynásobí všetko líniové zaťaženie súčiniteľom 1,5. Textový súbor je opäť uložený. Kombinačný súčiniteľ pre dané zaťaženie (0,5 pre sneh) je uplatnený obdobne a súbor je uložený ako ZS3Dpsi.mac. Následne je všetko líniové zaťaženie zmazané príkazom SFDEL,ALL,ALL,ALL a obdobným postupom sú vytvorené ostatné ZS (resp. 1, 4 a 5).

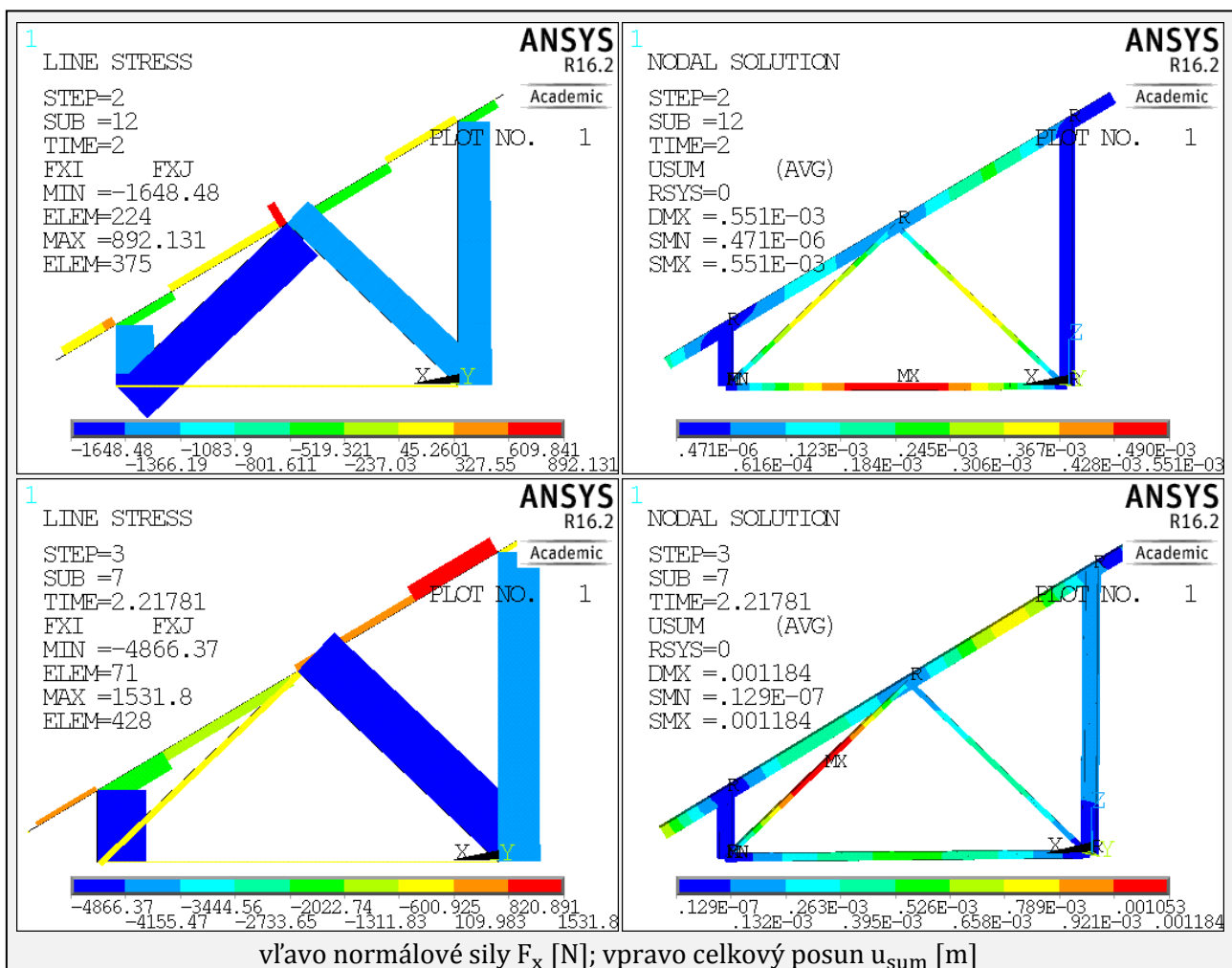
Zaťažovací stav 0 (vlastná tiaž) a 2 (námraza) sú aplikované cez gravitačné zrýchlenie príkazom ACEL,0,0,x, kde x je hodnota v príslušnom stĺpčeku podľa Tab.3.1. Hodnotu gravitačného zrýchlenia však treba pri postupnom nelineárnom riešení vkladať kumulatívne, t.j. najprv uplatniť ZS0D, dať spočítať, a v niektorom nasledujúcom kroku pridať ZS2D. Takto systém ANSYS síce hodnotu 13,244 nahradí hodnotou 15,009, avšak v danom výpočtovom kroku zrýchlenie navýši o rozdiel hodnôt.

### Riešenie

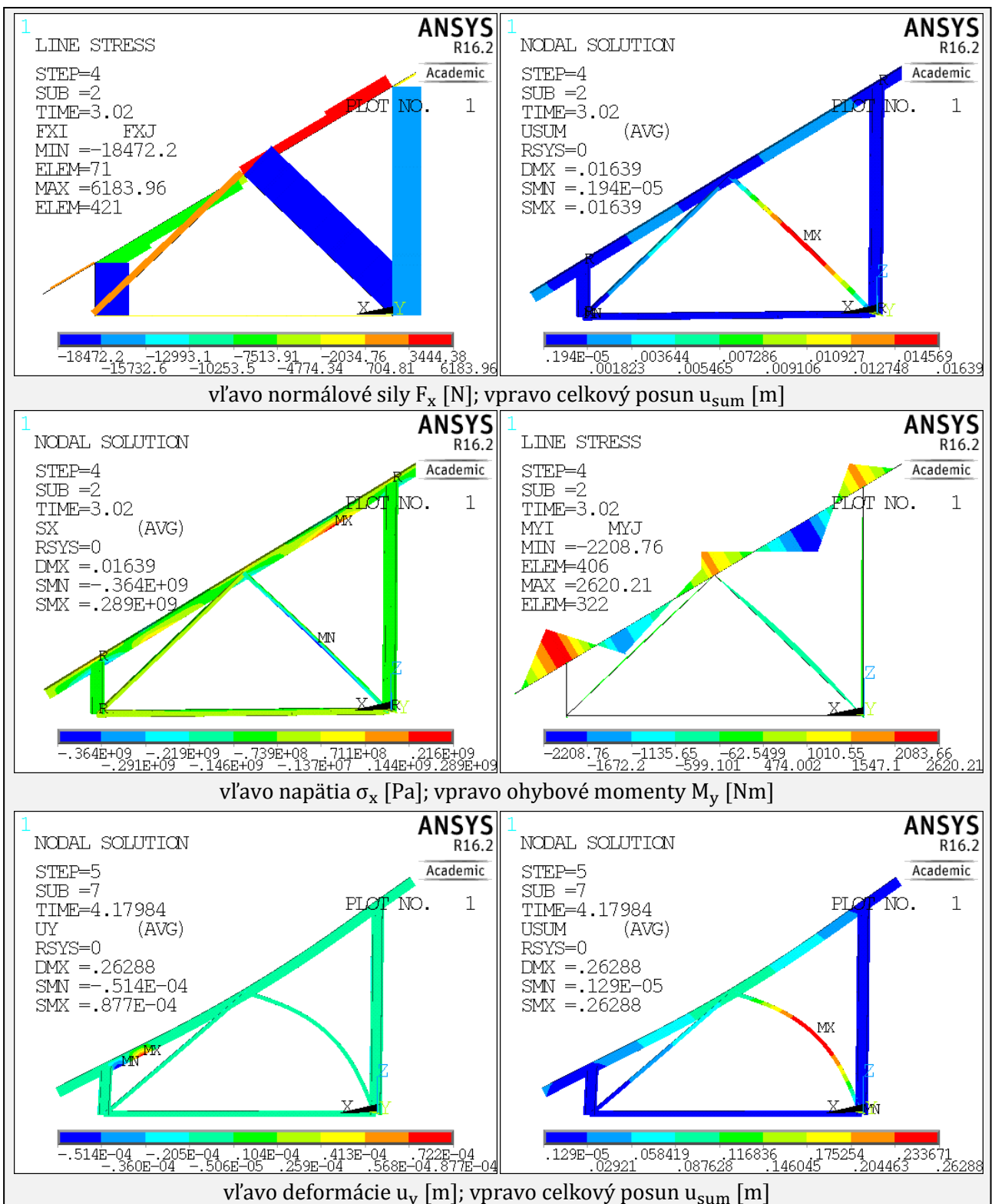
Príkazom NLGEOM,ON je zvolený nelineárny statický výpočet a pomocou NSUBST,100,100,1 nastavený počet pod krokov výpočtu, max. a min. počet pod krokov. OUTRES,ALL,ALL zabezpečí zápis všetkých výsledkov pre všetky pod kroky do databáze. Všetky líniové zaťaženia sú zmazané a je aplikovaný príkaz SFCUM,PRES,ADD, čo zabezpečí pridávanie (namiesto nahradzovania) jednotlivých líniových zaťažení v nasledujúcich krokoch. V 1. kroku vždy najprv systém zráta vlastnú tiaž vnesenú príkazom ACEL,0,0,a, kde a je hodnota zo stĺpčeka ZS0y podľa Tab.3.1. Po skončení výpočtu v tomto kroku je vložený stav ZS1y príkazom /INPUT,ZS1y,mac. Opäť je prevedený výpočet a následne sú pridávané podľa potreby ďalšie ZS rovnakým príkazom. Výnimkou je ZS2y, ktorý je uplatnený príkazom ACEL,0,0,b, kde b je hodnota zo stĺpčeka ZS2 podľa tabuľky.

### Vyhodnotenie výsledkov modelu „T“

Pod obrázkami sú v zátvorkách postupne napísané aké ZS boli v jednotlivých krokoch aplikované. Pre vykreslenie vnútorných síl je treba tieto veličiny najprv definovať pomocou tabuľky elementov príslušnými príkazmi s číselnými hodnotami podľa [17]. Po každom výbere iného pod kroku však pre zobrazenie vnútorných síl tohto pod kroku treba opäť aplikovať tieto príkazy. Pre rýchlejšiu manipuláciu je preto vytvorený textový súbor "TAB188.mac" (viď príloha A), ktorý je vždy vložený príkazom /INPUT,TAB188,mac.



Obr.3.6 Model "T" (ZS0D+ZS1D+2\*ZS4D+ZS3D) – ideálne pružy

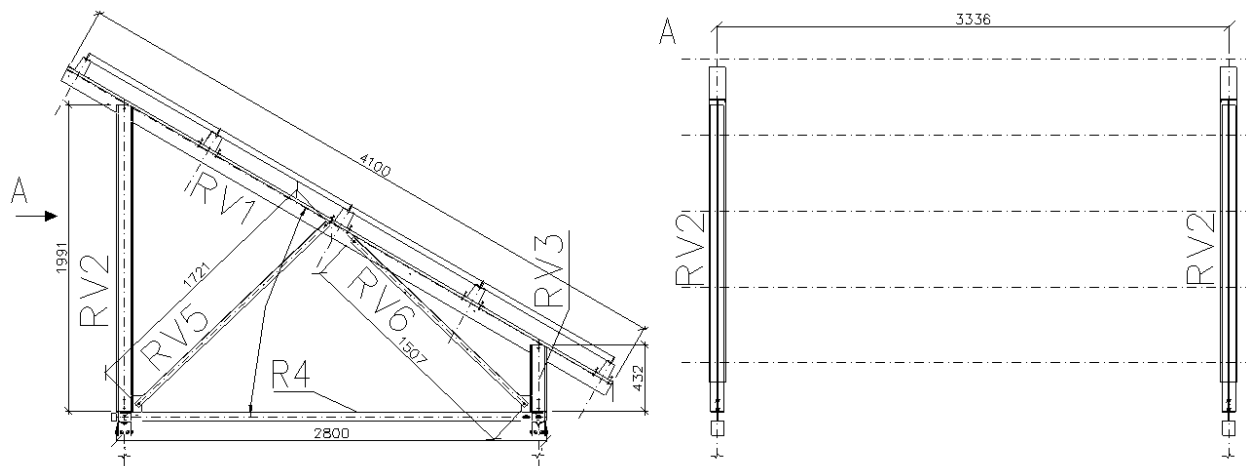


Obr.3.7 Model "T" (ZS0D+ZS1D+2\*ZS4D+ZS3D) – ideálne prúty

V ľavej diagonále je max. normálová sila v tlaku na konci 2. kroku (ZS1D – fotovoltaika) 1,65 kN. Zaťaženie tlakom vetra (ZS4D) v 3. a 4. kroku v tejto diagonále spôsobuje ťah. Výraznejšie vybočenie ľavej diagonály nastane pri uplatnení cca. 21,8% ZS4D v kroku 3 pri veľkosti tlakovej sily cca. 0,6 kN. Toto vybočenie pri menšej tlakovej sile v neskoršom pod kroku je spôsobené nelineárnym charakterom výpočtu. Menšia tlaková sila totiž pôsobí na viac zakrivenom prúte. Tlak vetra spôsobuje tlakovú silu v pravej diagonále, kde je v 4. kroku pri uplatnení 102% ZS4D už presiahnuté napätie na medzi sklzu. Nelineárny výpočet však bol ukončený až v 5. kroku pri 200% ZS4D a 18% ZS3D (sneh), pri pomerne miernom vybočení krokvy v smere y (oproti intenzívnemu vybočeniu diagonály). V tom momente dosahovali tlakové napätia v konštrukcii hodnoty rádovo v jednotkách GPa. Model "T" s ideálnymi prútmi sa nejaví ako vhodný, nakoľko dostatočne nezohľadňuje možnú stratu stability krokvy, ktorej vybočenie možno považovať za príčinu ukončenia výpočtu. Konštrukcia bola doteraz nahradená ideálnymi prútmi, teda priamymi, bez akýchkoľvek geometrických imperfekcií. V ďalšom postupe preto budú vnesené geometrické imperfekcie do krokvy jej počítačným zakrivením.

## Určenie imperfekcií

Na základe 4. riadku tab. C.1 v [9] sú uvažované imperfekcie v tvare počiatočného miestneho prehnutia  $e_0$  jednotlivých prútov podľa 5.3.2(3)b) z [8]



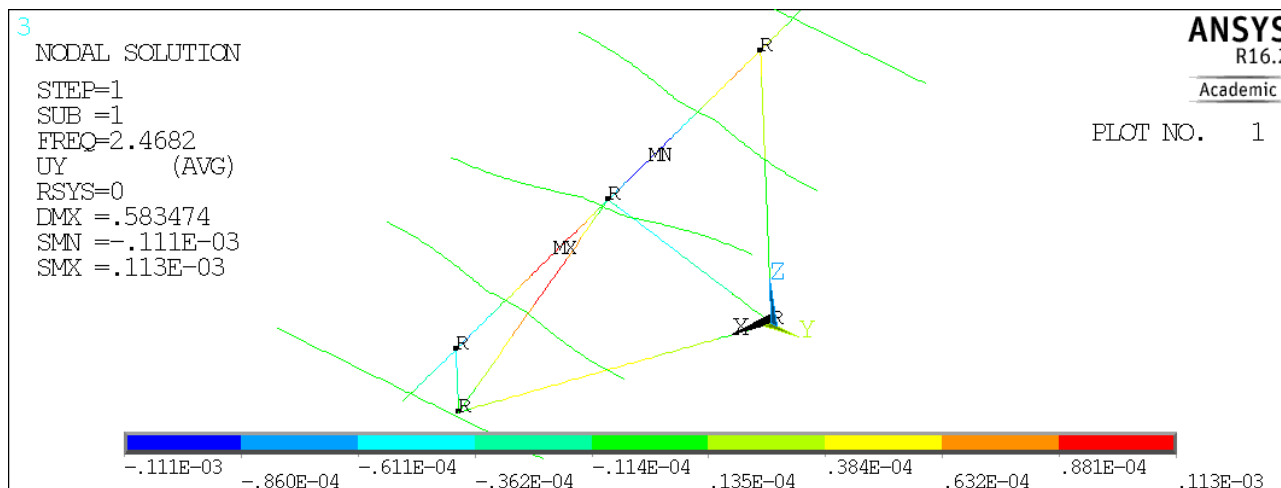
Obr.3.8 Dĺžky jednotlivých prútov

prút	názov	krivka vzpernej pevnosti podľa tab.6.2 v EN 1993-1-1	L [m]	pružnostná analýza	
				$e_0/L$	$e_0$ [m]
RV1	krokva	b	4,10	1/250	0,016
	krokva	b	0,99	1/250	0,004
RV2	stĺp v	c	2,00	1/200	0,010
RV3	stĺp m	c	0,43	1/200	0,002
R4	spodný pás	c	2,80	1/200	0,014
RV5,RV6	diagonály	b	1,72	1/250	0,007
-	vážnice	b	3,34	1/250	0,013

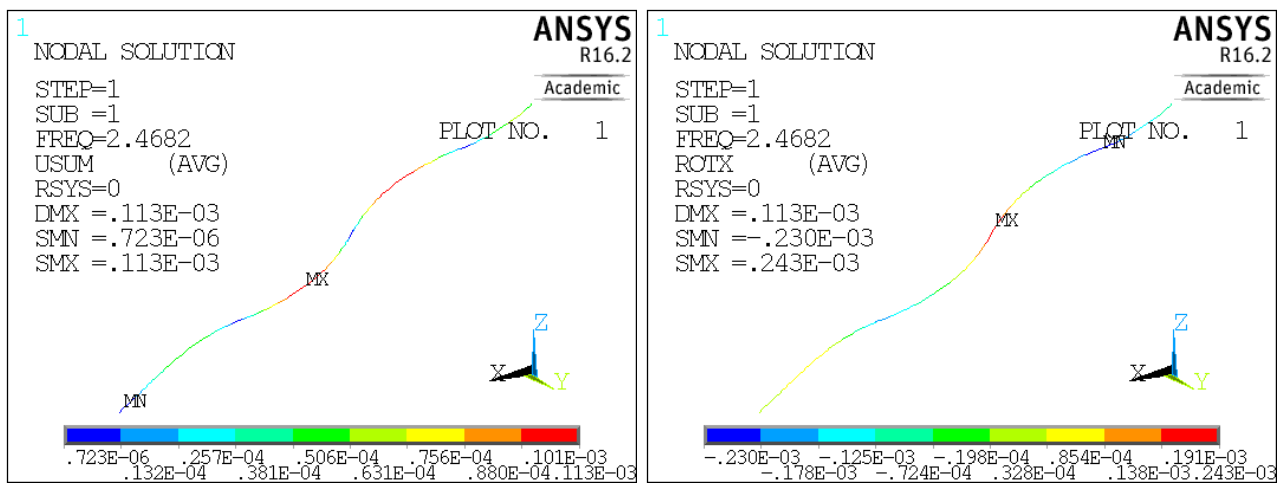
Tab.3.2 Návrhové hodnoty imperfekcií v tvare počiatočného prehnutia podľa tab.5.1 v [8]

## Zavedenie imperfekcií

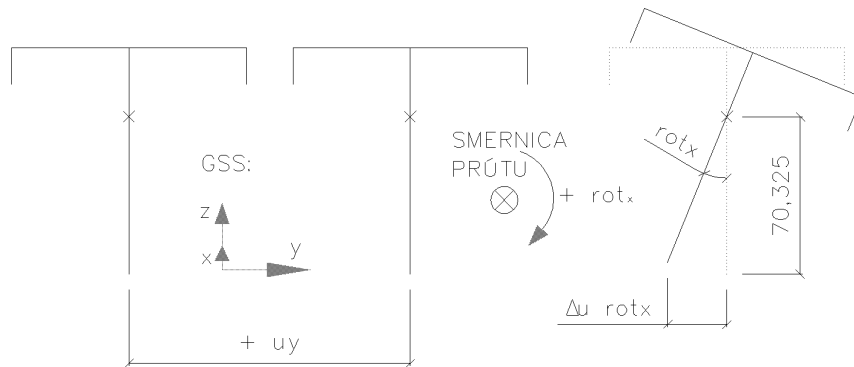
V riešení je zvolený výpočet modálnej analýzy - určenie vlastných rezonančných frekvencií konštrukcie a tvarov vybočenia jej konštrukčných prvkov - príkazom ANTYPE,MODAL. Cez MODOPT,LANB,10 a MXPAND,10 je nastavené vykonanie výpočtu pre 10 frekvencií. Pre vnesenie imperfekcií je vybratá taká frekvencia, pri ktorej krokva vybočuje v smere osi y čo možno najkritickejšie vzhľadom na jej možnú vzpernú dĺžku. Podľa výsledkov výpočtu (obrázky ďalej) možno hodnotiť dostatočné priečne zaistenie krokvy väznicami a vzpernú dĺžku celej krokvy rozdeliť na štvrtiny a podľa tabuľky uvažovať vnesenú imperfekciu 4mm vždy v strede upnutia medzi 2 väznicami.



Obr.3.9 Model "T" posuny v smere osi y v prípade modálneho výpočtu



Obr.3.10 Model "T" - krokva - modálny výpočet - vľavo vektorový súčet posunutia, resp. zhodný s posunom v smere osi y; vpravo rotácia okolo osi x (pozdĺžna os prútu)



Obr.3.11 Výpočet posunu spodnej časti profilu na základe geometrie prierezu T

Ako posun krokvy v strede dĺžky upnutia medzi 2 väznice je uvažovaný maximálny posun v smere osi y:  $u_y = 0,113 \cdot 10^{-3} \text{ m}$  (vid' Obr.3.10 vľavo).

Mieste max. posunu (podľa Obr.3.10 vpravo) prislúcha rotácia okolo osi x:  $rot_x = 0,160 \cdot 10^{-4} \text{ rad}$ .

Podľa Obr.3.11 možno uvažovať:

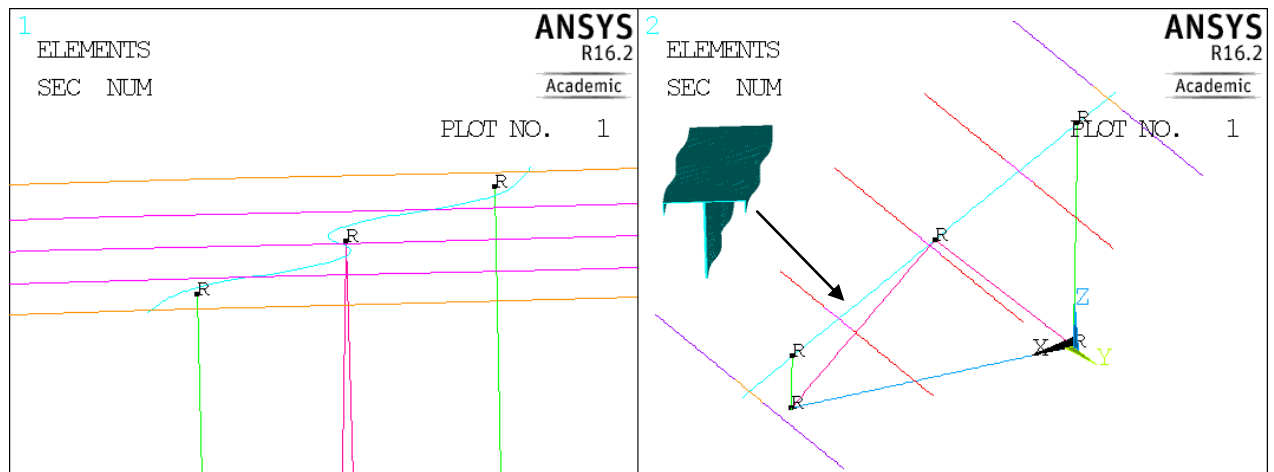
$$\Delta u_{y,rotx} = 70,325 \cdot \sin(rot_x) = 1,13 \cdot 10^{-3} \text{ mm} = 1,13 \cdot 10^{-6} \text{ m}$$

Celkové vybočenie prútu v strede dĺžky upnutia medzi 2 väznice je:

$u_{y,tot} = u_y - \Delta u_{y,rotx} \cong u_y = 1,13 \cdot 10^{-4} \text{ m}$ ; nakoľko  $\Delta u_{y,rotx}$  je oproti  $u_y$  rádovo 100 krát menšie.

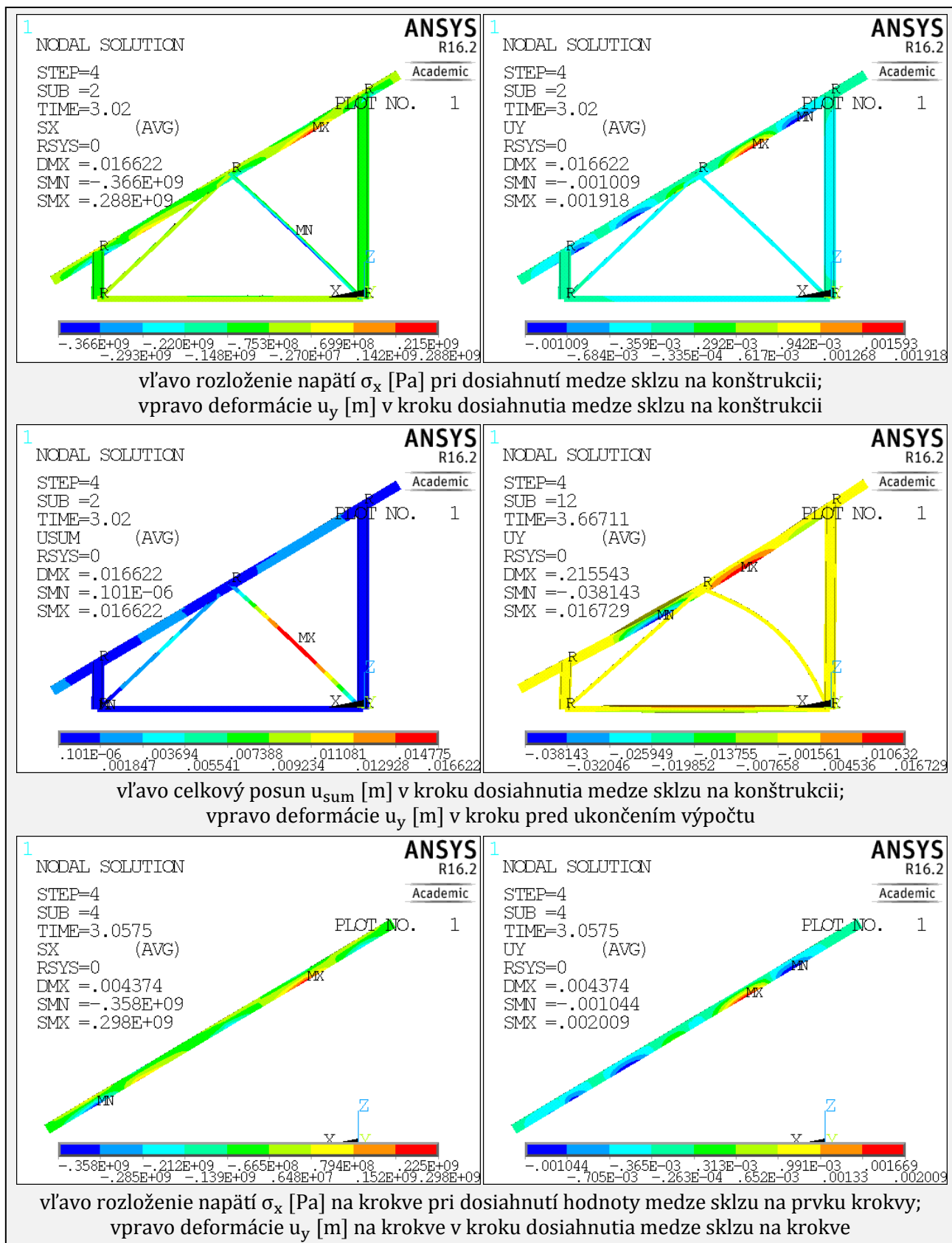
Na vnesenie imperfekcií krokvy (RV1) do modelu sa použije príkaz `UPCOORD,factor,ON`; kde „factor“ je podiel požadovaného počiatočného vybočenia  $e_0$  (podľa Tab.3.2 je  $= 4 \cdot 10^{-3} \text{ m}$ ) a  $u_{y,tot}$ .

$$factor = \frac{e_0}{u_{y,tot}} = \frac{4 \cdot 10^{-3}}{1,13 \cdot 10^{-4}} = 35,4$$



Obr.3.12 Krokva prierezu T po zavedení geometrickej imperfekcie

Vyhodnotenie výsledkov modelu „T“ s vnesenou imperfekciou je prevedené obdobne ako v predošlom prípade – jednotlivé kombinácie s rozpisom zaťažovacích stavov sú v popise pod obrázkami.

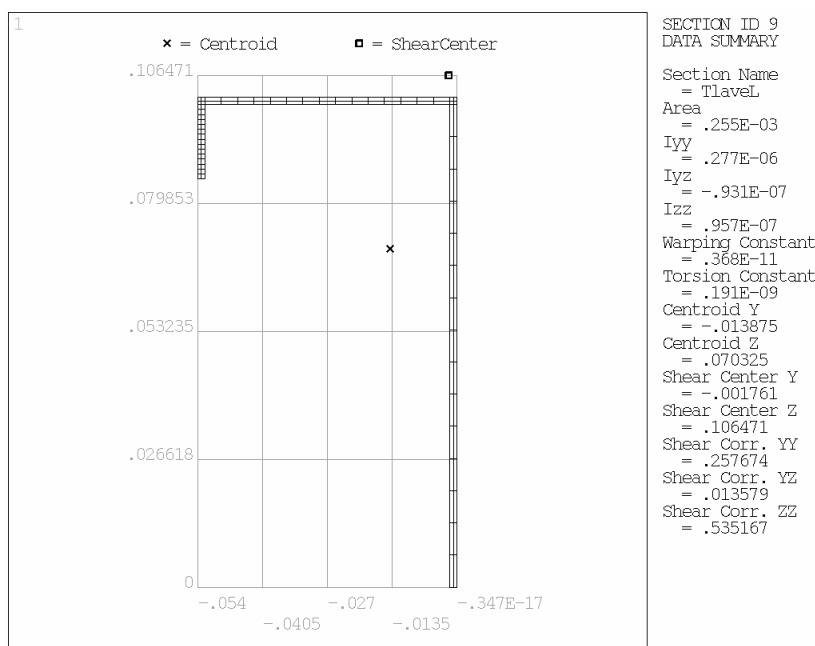


Obr.3.13 Model "T" (ZS0D+ZS1D+2\*ZS4D) – s geometrickou imperfekciou krokvy

Po zavedení geometrických imperfekcií na krokve došlo k ukončeniu výpočtu pri aplikácii kombinácie (aplikovanej v rovnakom poradí krokov) rovnakých zaťažení skorej, už pri cca. 167% ZS4D (tlak vetra) počas 4. kroku. Fakt, že krokva v miestach najväčšej imperfekcie vybočuje v smere osi y do opačnej strany (vid' Obr.3.13, kladný smer osi y je „k čitateľovi“) než do akej bola definovaná táto imperfekcia (Obr.3.9) je spôsobené ťahom v spodných vláknach, ktorý toto počiatkové zakrivenie „narovnáva“. V mieste nad malým stĺpikom (v spodných vláknach tlak) krokva vybočuje do strany zhodnej so smerom počiatkového zakrivenia. Ani tu však pred presiahnutím medze sklzu materiálu nenastala žiadna výraznejšia strata stability vybočením steny na krokve. Konštatujem, že ani model "T" s vnesenou imperfekciou dostatočne nezohľadňuje správanie sa členeného prútu krokvy.

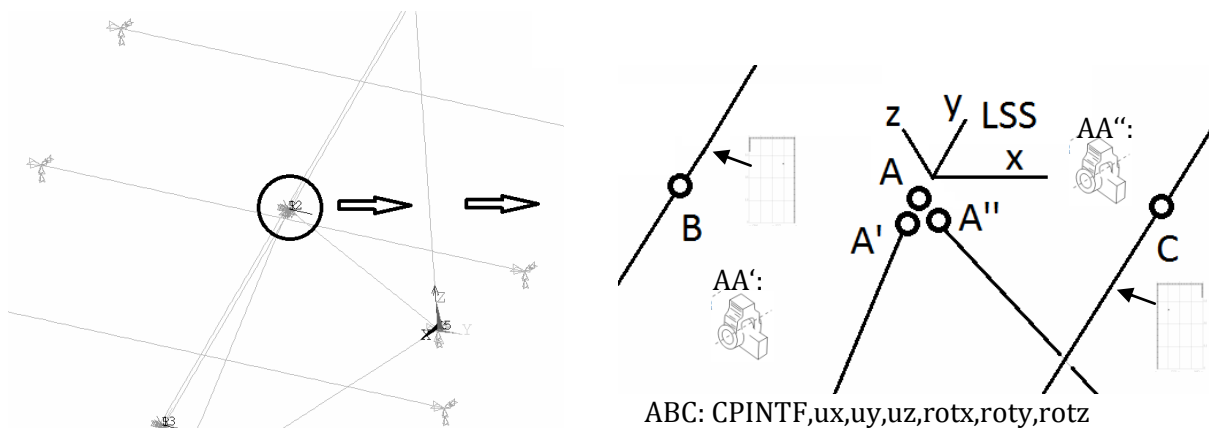
### 3.b) Prúťový model „LL“

Pre vystihnutie reálnejšieho chovania sa prúty krokvy je jej členený prierez modelovaný dvomi rovnobežnými prúťmi, každý v strednici profilu L. Pôvodný prierez "T" bol rozdelený na pravú a ľavú časť.



Obr.3.14 Ľavá časť členeného prierezu krokvy modelu "LL"

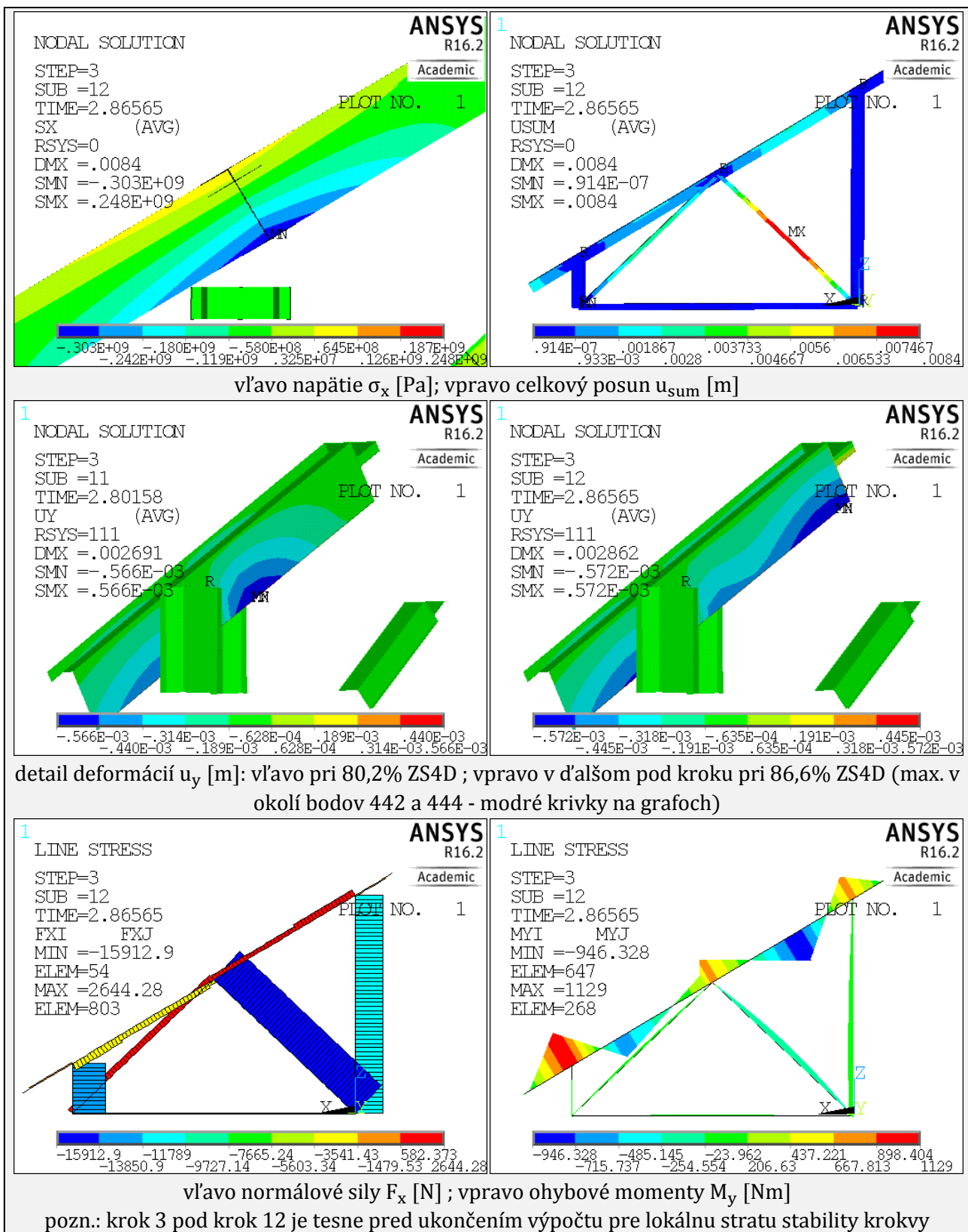
Príkazom LCLEAR,P je treba najprv vyčistiť prúty tvoriace krokvu od stávajúcich elementov BEAM s tvarom prierezu T. Prúť bol nakopírovaný do pravej i ľavej strany o vzdialenosť súradnice y ťažiska podľa Obr.3.14. Stredný prúť bol vymazaný. Zmeny tiež bolo potrebné zahrnúť i do väzníc v častiach pripojenia na prúty krokvy. Miesta kĺbových spojov (na Obr.3.15 demonštrované v mieste upnutia diagonál) sú rozšírené o definovanie spoločných posunov a rotácií pre 3 body v jednej línii (A,B,C) - z toho 2 patriace krokve (B,C) vzniknuté posunutím doprava a doľava a 1 bod patriaci kĺbom typu MPC184 "revolute", ktorý ostal na pôvodnom mieste (A), nakoľko musí mať totožné súradnice s druhými bodmi definovaných kĺbov (A',A''). Bodom A, B a C sú príkazom CPINTF postupne definované spoločné všetky 3 posuny aj 3 rotácie. Vychádza sa totiž z predpokladu, že tieto tri body predstavujú pôvodný jeden bod (A) z predošlého modelu, ktorý teda musel mať "sám so sebou" rovnaké všetky deformácie. Obdobne sú riešené i miesta napojenia stĺpikov (s absenciou bodu A'').



Obr.3.15 Spôsob modelovania kĺbov v prúťovom modeli "LL"

#### zmeny v zaťaženi

pre takto upravený model je tiež nutné vytvoriť nové súbory jednotlivých zaťažovacích stavov, keďže pri zmenách došlo k prečíslovaniu elementov. Sú vytvorené rovnakým postupom ako v predošlom modeli, s rovnakými hodnotami, preto značenie stále ostáva podľa Tab.3.1



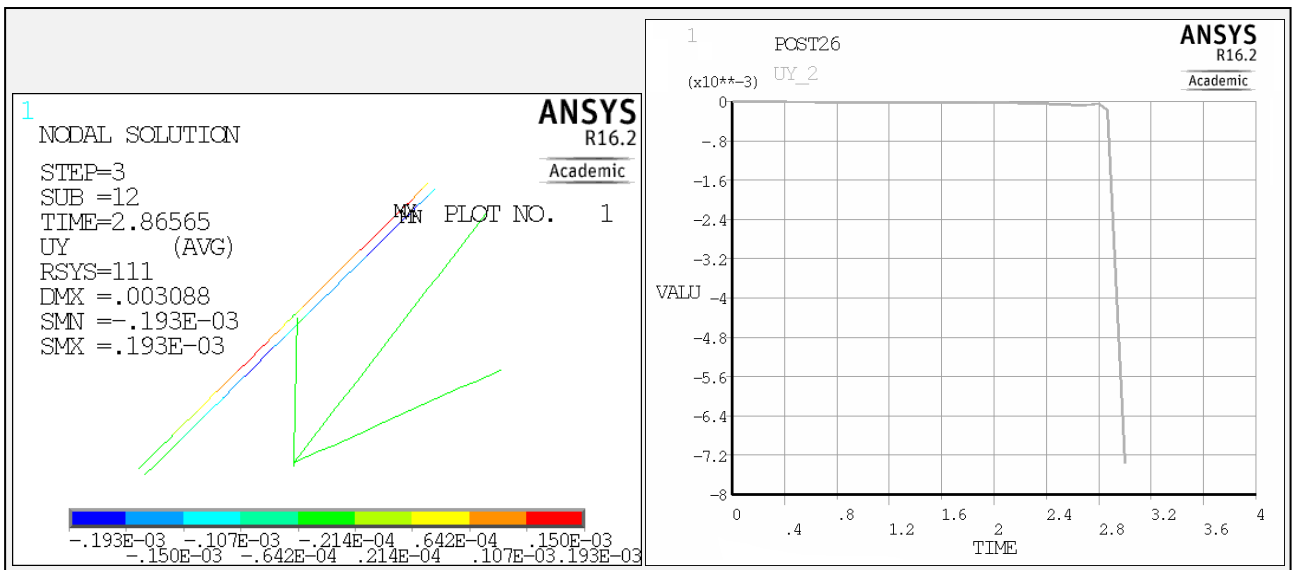
Obr.3.16 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+ZS4D) – ideálny prút

Rozdelenie prierezu krokvy výrazne ovplyvnilo jej únosnosť. K lokálnej strate stability vybočením tlačenej časti steny krokvy (resp. oboch stien) dôjde za max. tlakového napätia 303 MPa, teda pred dosiahnutím medze sklzu ocele (350 MPa), pri cca. 86,6% uplatnení zaťaženia ZS4D (tlak vetra). V krokve v mieste nad podporou je v tom čase osový tlak  $F_x = 3,123$  kN a ohybový moment  $M_y = 1,129$  kNm.

V ďalšom kroku budú obom prútom krokvy vnesené geometrické imperfekcie v tvare počiatočného zakrivenia obdobným spôsobom ako v predošlom modeli. Na základe Obr.3.18 a Tab.3.2 je určený faktor vynásobenia vybočenia ako:

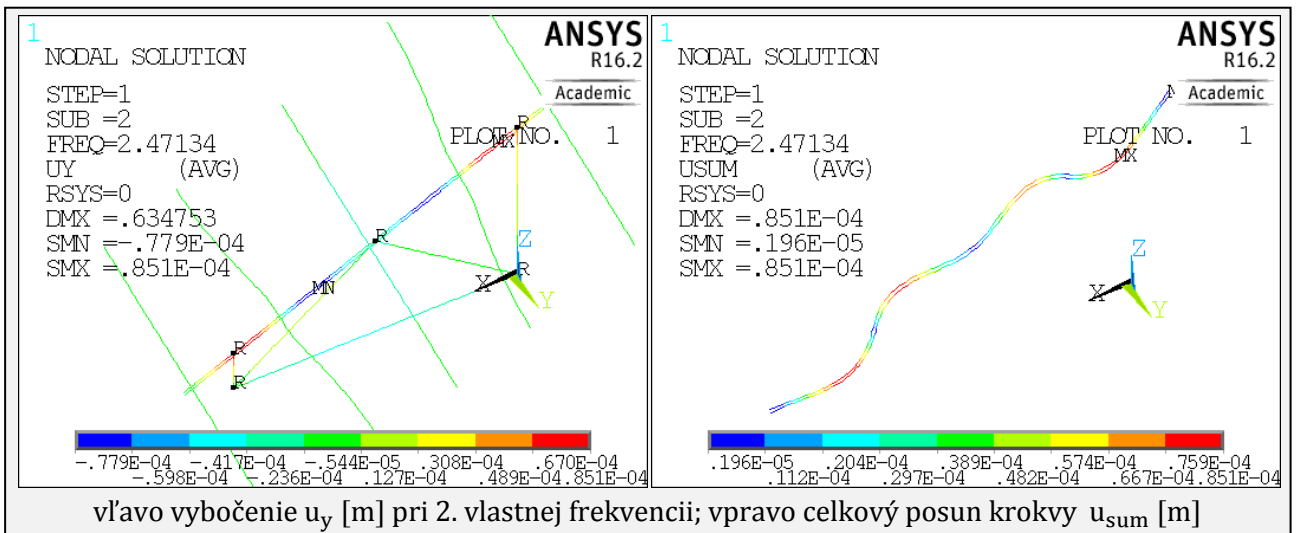
$$factor = 4 \cdot 10^{-3} / 8,51 \cdot 10^{-5} = 47,004$$





Obr.3.17 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+ZS4D) - vľavo vybočenie stredníc prútov krokiev  $u_y$  [m]; vpravo znázornené  $u_y$  pre vybraný bod s max. deformáciou graficky.

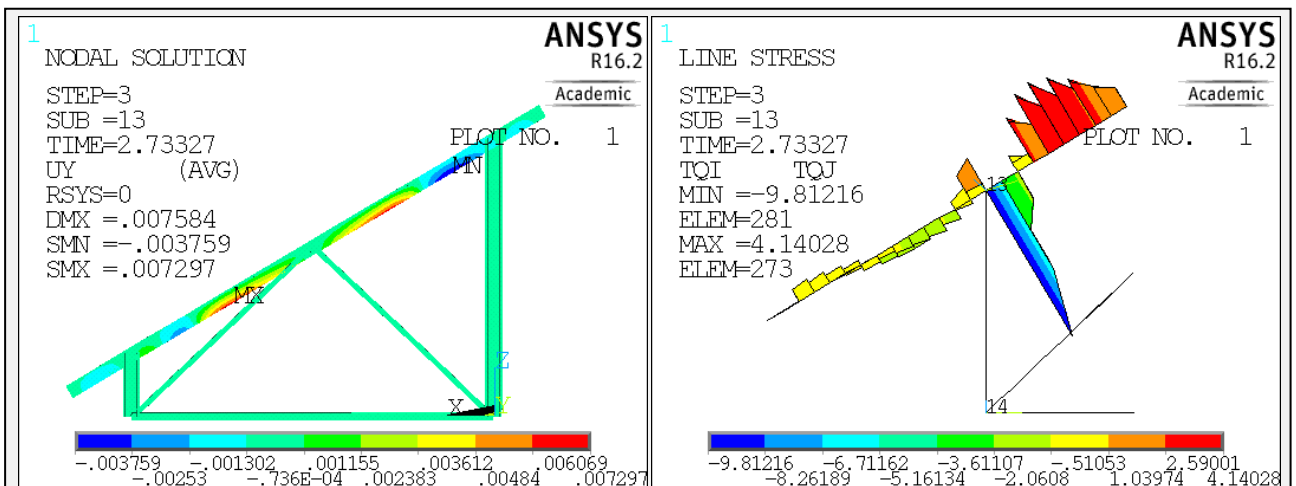
### Zavedenie imperfekcií



vľavo vybočenie  $u_y$  [m] pri 2. vlastnej frekvencii; vpravo celkový posun kroky  $u_{sum}$  [m]

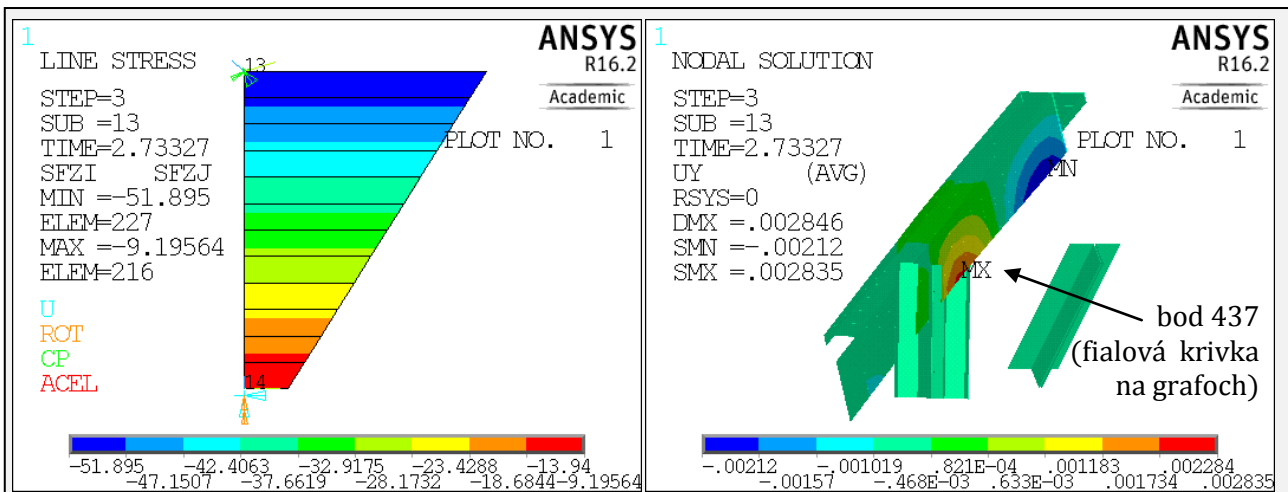
Obr.3.18 Model „LL“ modálna analýza - vnesenie geometrických imperfekcií kroky

Na vnesenie imperfekcie v tvare počiatočného vybočenia kroky 4mm v strede vzperných dĺžok je pre model „LL“ tentoraz vybraná vhodnejšia druhá vlastná frekvencia s rovnomernejším vybočením vo všetkých 4 poliach medzi väznicami (Obr.3.18), než tomu bolo pre model „T“ (Obr.3.9), kde bolo vybočenie v stredných poliach podľa ktorého bola vnášaná imperfekcia cca. 2-krát väčšie, čo spôsobilo vnesenie menšieho vybočenia do krajných polí.

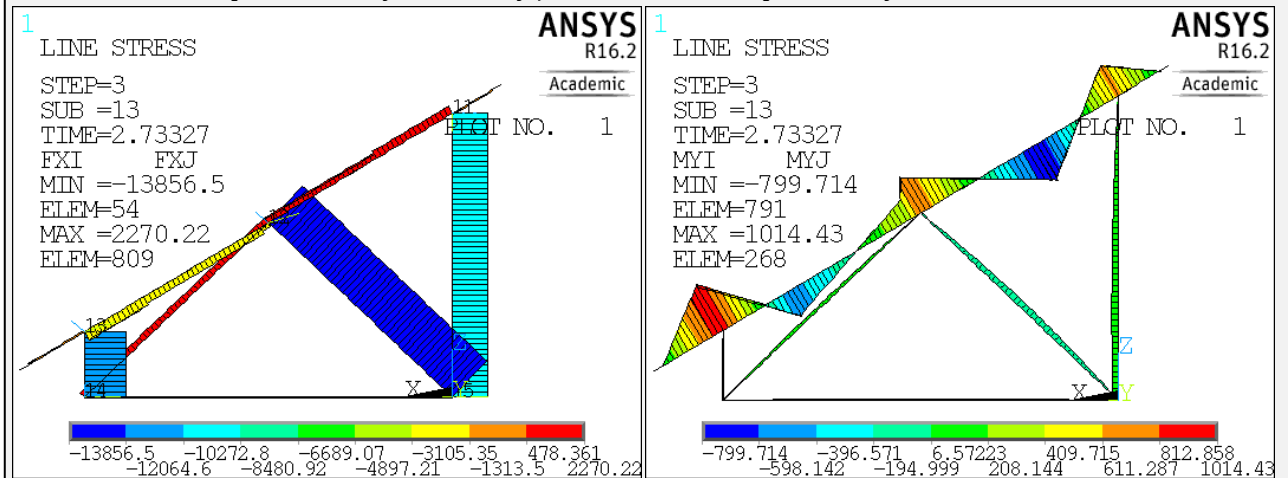


vľavo deformácie  $u_y$  [m] pri 73,3% ZS4D, v poslednom pod kroku ; vpravo torzné momenty  $M_x$  [N] pozn.: krok 3 pod krok 13 je tesne pred ukončením výpočtu; kladný smer osi y je „k čitateľovi“

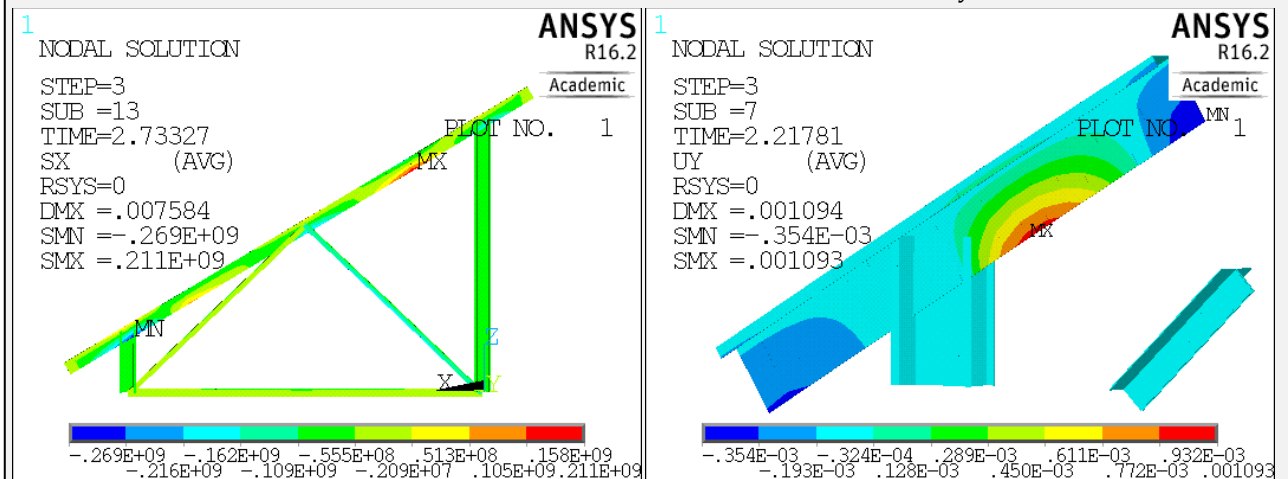
Obr.3.19 Model „LL“ (ZS0D+ZS1D+ZS4D) – s imperfekciou kroky



vľavo šmykové, resp. posúvacie sily  $V_z$  [N] pôsobiace na malý stĺpik v rovine konštrukcie ; vpravo detail deformácií  $u_y$  [m] v mieste pripojenia krokvy na malý stĺpik  
 pozn.: kladný smer osi y je doľava, mierne priklonený k čitateľovi.



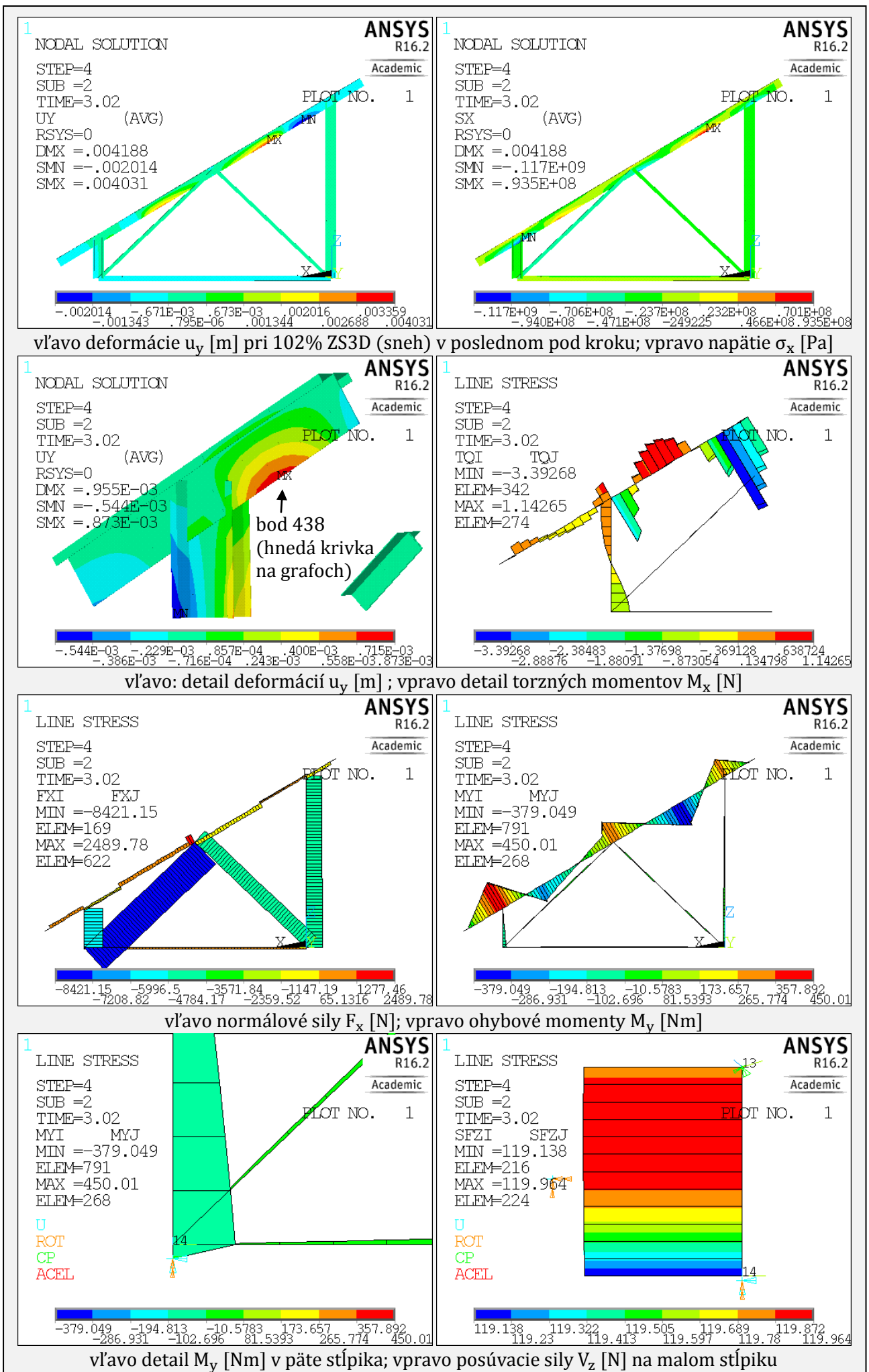
vľavo normálové sily  $F_x$  [N]; vpravo ohybové momenty  $M_y$  [Nm]



vľavo napätie  $\sigma_x$  [Pa]; vpravo detail deformácií  $u_y$  [m] pri 21,8% uplatnení ZS4D, resp. v pod kroku, keď v oblasti najväčších tlakových napätí na krokve, t.j. v mieste pripojenia krokvy na malý stĺpik, priečne vybočenie  $u_y$  prevyší 1mm (za max. tlaku  $\sigma_x = -101$  MPa).

Obr.3.20 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+ZS4D) - geometrická imperfekcia krokvy

K ukončeniu výpočtu došlo po vnesení imperfekcií už pri 73,3% zaťaženia ZS4D (tlak vetra). Charakter vybočenia krokvy je však iný, nakoľko ho výrazne ovplyvnilo vnesené počiatkové zakrivenie prútu. I tu možno pozorovať tzv. „narovnávanie“ počiatkového zakrivenia krokvy v spodných tiahnutých vláknach (Obr.3.19). V kritickom mieste pri malom stĺpiku však postupne nastáva lokálne vybočenie tlačenej časti prierezu skorej – už pri 21,8% ZS4D  $u_y$  presiahne 1mm (Obr.3.20 vpravo dole) a v kroku pred ukončením výpočtu (Obr.3.20 vpravo hore) má hodnotu 2,8mm. Pritom v prípade ideálneho prútu krokvy (Obr.3.16 vľavo v strede) malo  $u_y$  pri 80,2% ZS4D 0,6mm a intenzívnejšie vybočenie bolo badateľné až v poslednom pod kroku. Vnesené zakrivenie zmenšilo únosnosť krokvy. V ďalšom postupe bude na takúto konštrukciu aplikovaná kombinácia so zaťažením tiažou snehu.



Obr.3.21 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+2\*ZS3D) - s imperfekciou krokv

Pri zaťažení snehom (Obr.3.21) došlo kinému rozloženiu vnútorných síl v konštrukcii, čo mierne pozmenilo aj charakter vybočenia konštrukčných prvkov. Momentový obrazec na krokve je veľmi podobný ako pri zaťažení vetrom, teda i tu nastáva v tiahnutých vláknach „vyrovnávanie“ počiatkových zakrivení (Obr.3.21 1. riadok). Detailnejší výber elementov v okolí menšieho stĺpika takisto poodhalí mierne lokálne vybočenie tlačných vlákien krokvy v smere počiatkovej imperfekcie,  $u_y = 0,9\text{mm}$  pri max. tlaku nad stĺpikom  $\sigma_x = -117\text{MPa}$ . Nárast deformácie pri zaťažení snehom sa zatiaľ nejaví taký intenzívny ako v prípade zaťaženia tlakom vetra, kde pri menšom max. tlaku nad stĺpikom  $\sigma_x = -101\text{MPa}$  nastalo väčšie vybočenie  $u_y = 1\text{mm}$  (vid' Obr.3.20 vpravo dole). V kroku tesne pred ukončením výpočtu (čas 3,02 pri aplikácii cca. 102% ZS3D) sa javila síce pomalšia, ale podobná strata stability vybočením krokvy ako pri zaťažení tlakom vetra.

V kroku ukončenia výpočtu však došlo k výraznému vybočeniu výstuh menšieho stĺpika v hornej časti. Tlaková sila v stĺpiku je pritom omnoho menšia (Obr.3.21 3. riadok vľavo) ako v predošlom zaťažení tlakom vetra (Obr.3.20 vľavo v strede), avšak možno pozorovať relatívne výrazný nárast priečnej, resp. šmykovej sily  $V_z$  pôsobiacej v rovine priehradovej konštrukcie. V prípade zaťaženia snehom (Obr.3.21 - 4. riadok vpravo) je  $V_z = 120\text{N}$  a v prípade tlaku vetra (Obr.3.20 - 1. riadok vľavo) je  $V_z = 52\text{N}$ . Príkazom PRNL,F po vybratí uzlu č. 315 (vrch stĺpiku) je možné porovnať vypísané sily pôsobiace na tento uzol (v GSS):

<pre> PRINT F   SUMMED NODAL LOADS ***** POST1 SUMMED TOTAL NODAL LOADS LISTING ***** LOAD STEP= 4 SUBSTEP= 2 TIME= 3.0200 LOAD CASE= 0 THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN THE GLOBAL COORDINATE SYSTEM NODE   FX      FY      FZ 315   123.09   -24.985  5206.0         </pre>	<pre> PRINT F   SUMMED NODAL LOADS ***** POST1 SUMMED TOTAL NODAL LOADS LISTING ***** LOAD STEP= 3 SUBSTEP= 13 TIME= 2.7333 LOAD CASE= 0 THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN THE GLOBAL COORDINATE SYSTEM NODE   FX      FY      FZ 315   -60.438  -62.086  11640.         </pre>
---	--

Obr.3.22 Model „LL“ - sily pôsobiace na horný uzol malého stĺpiku (č. 315) - vľavo pri pôsobení zaťaženia snehom (ZS0D+ZS1D+2\*ZS3D); vpravo pri pôsobení tlaku vetra (ZS0D+ZS1D+ZS4D), oba prípady s vnesenou imperfekciou krokvy.

pozn.:  $F_z^{GSS} = F_x^{LSS}$  - normálová sila ;  $F_x^{GSS} = V_z^{LSS}$  - šmyková sila v rovine priehradovej konštrukcie;  $F_y^{GSS} = V_y^{LSS}$  - šmyková sila pôsobiaca kolmo na rovinu priehrady, ktorá nie je celkom nulová pre nelineárny charakter výpočtu alebo tiež z dôvodu vnesenej imperfekcie. Tieto sily sa s istou odchýlkou rovnajú vnútorným silám na stĺpiku (z Obr.3.20 a Obr.3.21)

Za predpokladu zanedbania sily  $F_y^{GSS}$  je uhol odklonu výslednice od strednice prútu v rovine priehrady podľa tabuľky doplnkom uhla  $\alpha$  do  $90^\circ$  (resp.  $-90^\circ$ ):

zaťaženie	$F_x$ [N]	$V_z$ [N]	$\alpha = \arctg(F_x/V_z)$ [°]
sneh	5206,0	123,1	88,6
viator	11640,0	-60,4	-89,7

Možno pozorovať mierne vyšší odklon výslednice týchto síl, ale aj iný smer. V prípade tlaku vetru je hlava malého stĺpiku mierne zatláčaná smerom dovnútra priehrady. Pri pôsobení snehu je hlava stĺpiku vytláčaná pod mierne väčším uhlom smerom „von“ z priehrady. V tabuľke dole vidno že  $V_y^{LSS}$  na uhol výrazný vplyv nemá. Uhol  $\beta$  zvierá výslednica všetkých troch síl s rovinou prierezu stĺpiku.

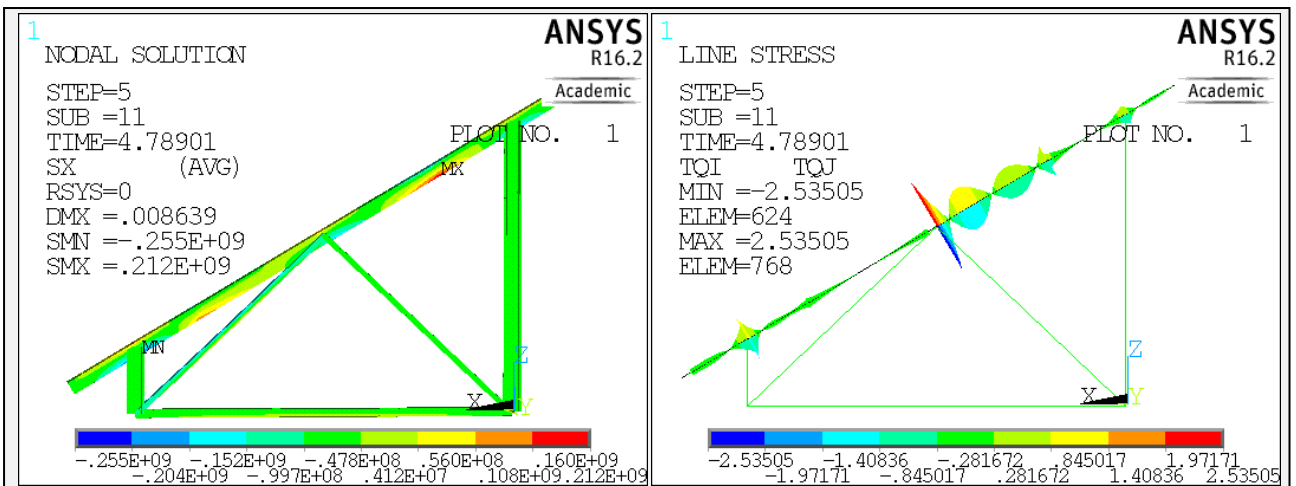
zaťaženie	$F_x$ [N]	$V_z$ [N]	$V_y$ [N]	$V = \sqrt{V_z^2 + V_y^2}$	$\beta = \arctg(F_x/V)$ [°]
sneh	5206,0	123,1	-25,0	125,6	88,6
viator	11640,0	-60,4	-62,1	86,6	89,6

Pre element v hlave stĺpiku (č.277) je vypísaný torzný moment - List Results » Elem Table Data:

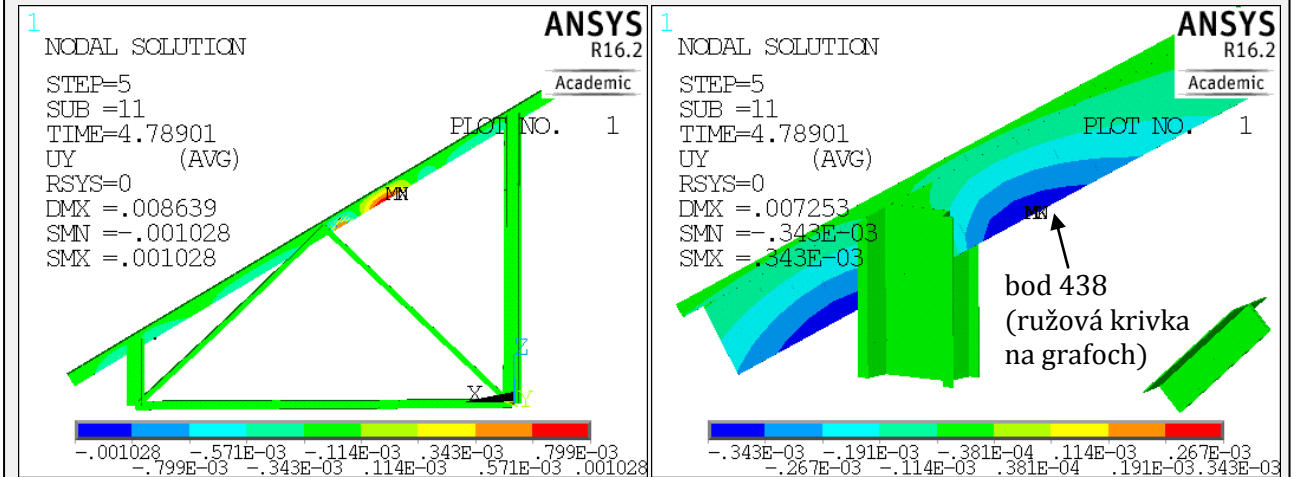
<pre> PRINT ELEMENT TABLE ITEMS PER ELEMENT ***** POST1 ELEMENT TABLE LISTING ***** STAT   CURRENT   CURRENT ELEM   TQI        TQJ 227   0.40877    0.39578         </pre>	<pre> PRINT ELEMENT TABLE ITEMS PER ELEMENT ***** POST1 ELEMENT TABLE LISTING ***** STAT   CURRENT   CURRENT ELEM   TQI        TQJ 227  -0.38054E-02 -0.37664E-02         </pre>
--	--

Obr.3.23 Torzné momenty  $M_x$  [Nm] v elemente č.227: vľavo v čase 3,02 pri zaťažení snehom; vpravo v čase 2,73327 pri zaťažení tlakom vetra; oba prípady s imperfekciou krokvy

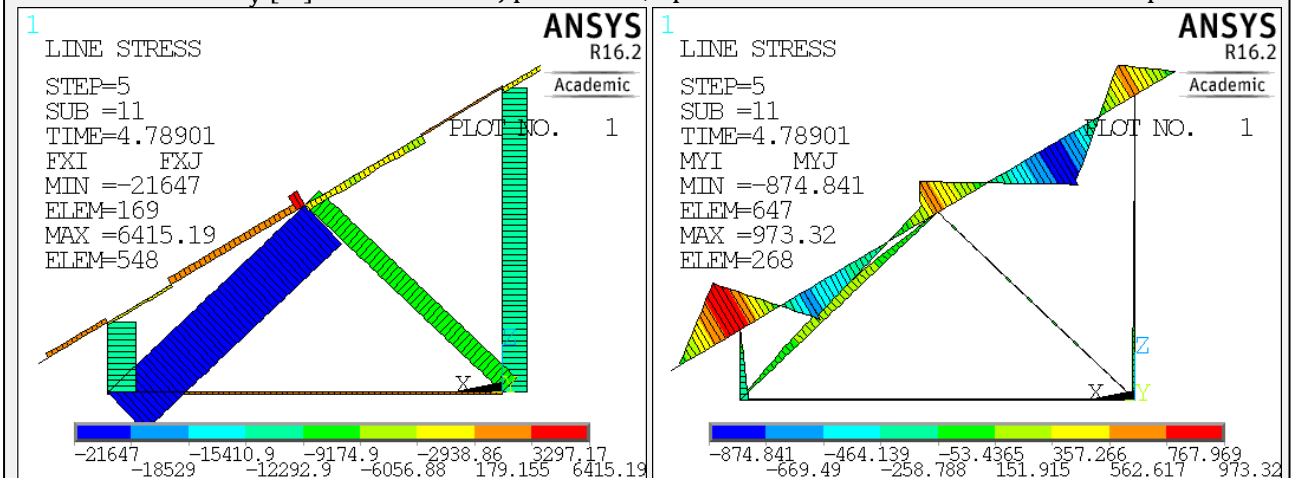
Možno konštatovať, že hlava stĺpiku je pri zaťažení snehom tesne pred jej vybočením cca. 100-krát viac krútená ako pri zaťažení tlakom vetra. Takisto výslednica sily má pre stĺpik mierne horší vplyv.



vľavo napätie  $\sigma_x$  [Pa] pri 278,9% ZS3D ; vpravo torzné momenty  $M_x$  [N]



deformácie  $u_y$  [m] : vľavo na celej priehrade ; vpravo detail v okolí max. tlakového napätia



vľavo normálové sily  $F_x$  [N]; vpravo ohybové momenty  $M_y$  [Nm]

PRINT ELEMENT TABLE ITEMS PER ELEMENT

\*\*\*\* POST1 ELEMENT TABLE LISTING \*\*\*\*

STAT	CURRENT	CURRENT	CURRENT	CURRENT	CURRENT	CURRENT
ELEM	TQI	TQJ	SFZI	SFZJ	SFYI	SFYJ
227	-0.24244E-12	-0.39932E-12	310.54	310.57	-0.19620E-08	-0.19595E-08

PRINT F SUMMED NODAL LOADS

\*\*\*\* POST1 SUMMED TOTAL NODAL LOADS LISTING \*\*\*\*

LOAD STEP= 5 SUBSTEP= 11  
 TIME= 4.7890 LOAD CASE= 0

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN THE GLOBAL COORDINATE SYSTEM

NODE	FX	FY	FZ
315	331.98	0.20493E-08	11596.

vľavo ostatné vnútorné sily v elemente hlavy malého stĺpika (č.227) v čase 4,78901: TQI,J = torzný moment  $M_x$  [Nm]; SFZI,J = šmyková sila  $V_z$  [N] na elemente v rovine priehrade ; SFYI,J = šmyková sila  $V_y$  [N] kolmo na rovinu priehrade;

vpravo sily pôsobiace na horný uzol malého stĺpika (č.315) v GSS - prevedenie na LSS prútu podľa pozn. pod Obr.3.22 na predošlej strane

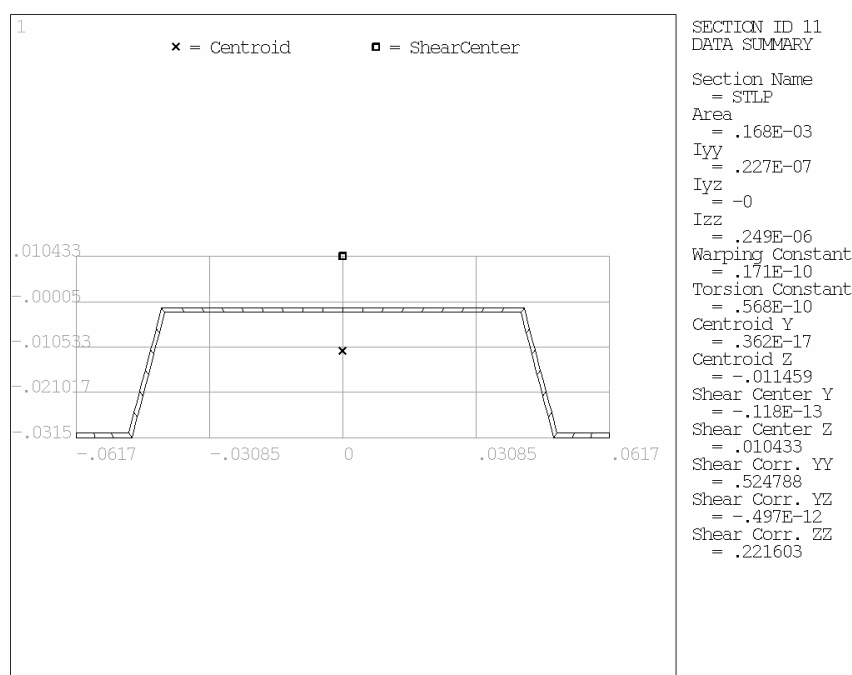
Obr.3.24 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+3\*ZS3D) - ideálne prúty

Pre konštrukciu uvažovanú z ideálne rovných prútov zaťaženu kombináciou vlastnej tiaže a snehom nastáva strata stability na krokve až pri cca. 279% uplatnení ZS3D. K intenzívnejšiemu vybočeniu než

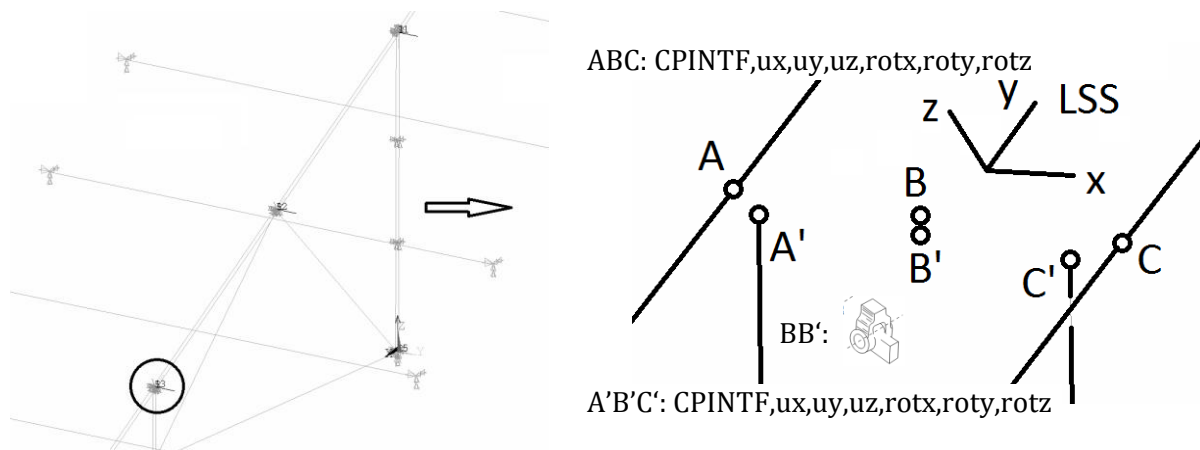
v okolí max. tlakového napätia pri hlave malého stĺpiku (Obr.3.24 2.riadok vpravo) však prekvapivo dochádza v menej tlačenej časti (Obr.3.24 2. riadok vľavo). V tejto oblasti je menšie napätie  $\sigma_x$ , tlaková sila je väčšia (obr. 3.riadok), k strate stability mohli prispieť aj väčšie torzné momenty (Obr.3.24 vpravo hore). Z posledného riadku Obr.3.24 možno konštatovať, že v prípade ideálnej konštrukcie bez počiatočných geometrických imperfekcií krokva je v hlave malého stĺpika prakticky nulový torzný moment. Šmyková sila  $V_z$  v rovine priehrady je síce väčšia (310 N) než v predošlom prípade keď stĺpik intenzívnejšie vybočoval (120 N). Avšak zanedbateľná šmyková sila z roviny priehrady  $V_y$  (25 N v predošlom prípade s imperfekciou) je pri ideálnej konštrukcii takisto prakticky nulová. Pre každý prípad bude prierez stĺpiku tiež posúdený podľa EN.

### 3.c) Prútvový model „LLUU“; model LL s definovaným kontaktom

Pre detailnejšie preskúmanie prípadných vybočení stĺpiku boli tiež oba stĺpiky namodelované obdobne ako krokva - t.j. rozdelené na dva rovnobežné prúty, ktorých strednice sú od pôvodnej odsadené o súradnicu ťažiska jedného profilu stĺpika (11,459mm – vid' Obr.3.25). Pôvodná strednica členeného prútu bola zmazaná.



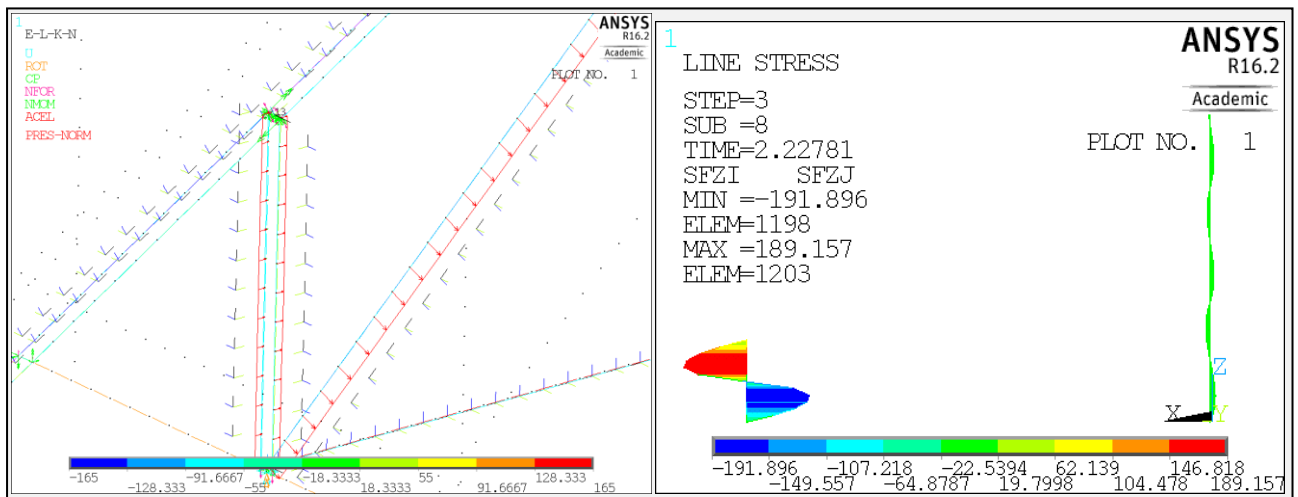
Obr.3.25 Profil stĺpu



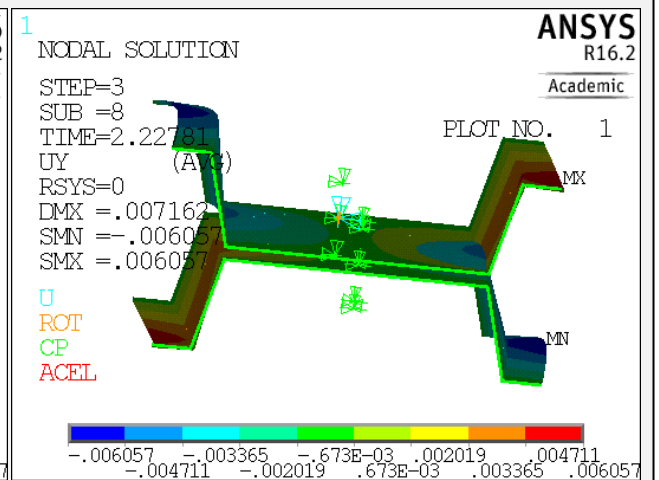
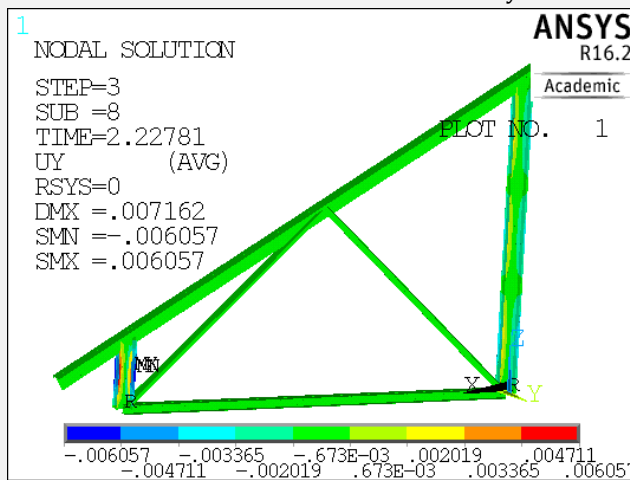
Obr.3.26 Detail napojenia krokvy na stĺpik v modely LLUU

Kĺb typu MPC 184 "revolute" je z predošlého modelu ponechaný v totožných bodoch BB'. Model je doplnený o definovanie spoločných podmienok deformácií medzi bodmi A'B'C' (ležiacich v jednej línii). Vychádza sa z rovnakého predpokladu ako v predošlom modeli, akoby sa jednalo o jeden koncový bod stĺpiku, rozdelený do 3 bodov, pre ktoré sú príkazom CPINTF definované spoločné 3 posuny i 3 rotácie. Napojenie päty stĺpikov je riešené obdobne. Podľa výkresovej dokumentácie je dlhší stĺpik v tretinách spojený dvojicami skrutiek. V týchto miestach sú preto definované spoločné 3 posunutia i 3 rotácie, nakoľko dvojice skrutiek zabezpečia prenos prípadných momentov.

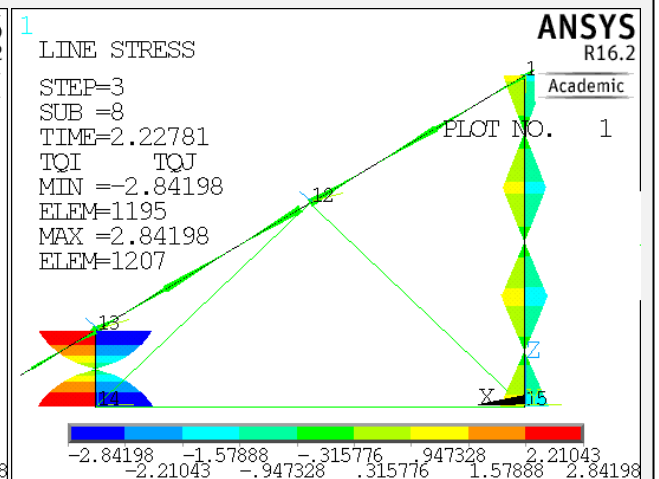
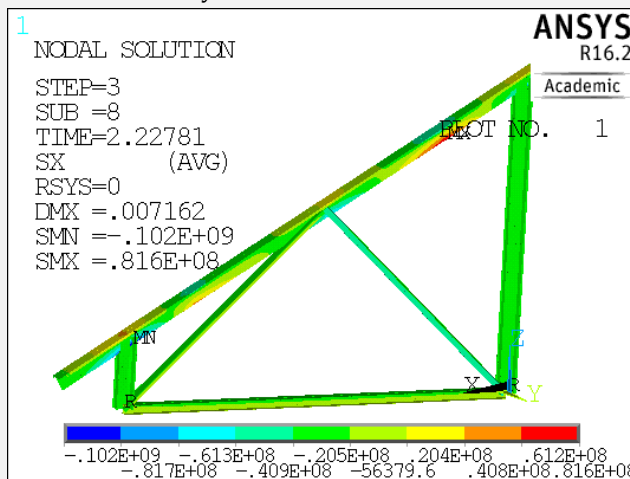
Zaťaženie vetrom na stĺpiky bolo rozdelené na polovice. Vytvorený bol súbor UUZS4D.mac



vľavo: LSS elem. stĺpikov (y je v rovine priehtady a z smeruje von z roviny) je opačná ako u zvyšku prútov priehtady, čo je zapríčinené použitím len jedného prierezu pre oba stĺpiky pri modelovaní, pre ktorý bol ako smerový bod použitý vždy bod z druhého stĺpiku.  
 vpravo: šmykové sily  $V_y$  [N] kolmo na rovinu priehtady v stĺpikoch



vybočenie  $u_y$  [m] v poslednom pod kroku: vľavo celej priehtady; vpravo detail malého stĺpiku



vľavo napätie  $\sigma_x$  [Pa] ; vpravo torzný moment  $M_x$  [N]

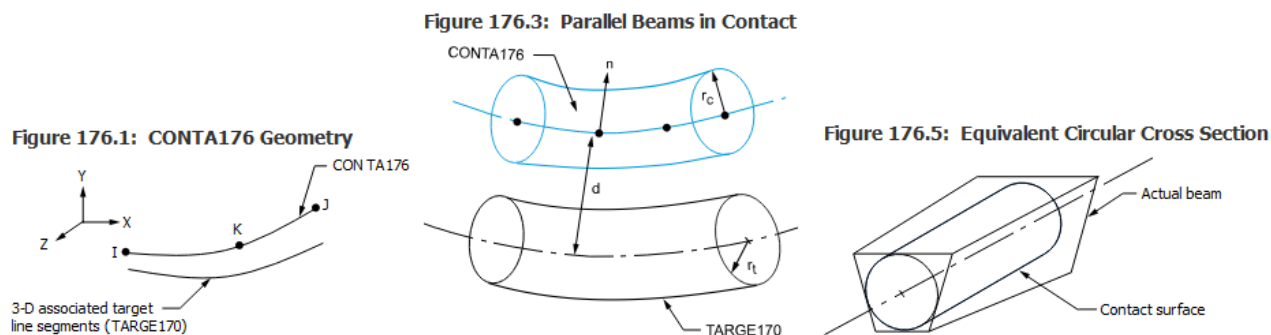
Obr.3.27 Model "LLUU" (ZS0D+ZS1D+UUZS4D) - ideálne prúty

Po rozdelení členeného prútu stĺpikov a aplikovaní rovnakého zaťaženia tlakom vetra (kde v modeli "LL" vybočila krokva pri cca. 86,6% intenzity ZS4D) dochádza k strate stability vybočením stĺpika, resp. oboch stĺpikov už pri cca. 22,8% intenzity zaťaženia UUZS4D (rovnaké ako ZS4D, akurát tlak vetra na stĺpiky je rozdelený). Normálová sila v jednom prúte stĺpiku pritom dosahuje cca. 2,3 kN u malého a 1,98 kN v dlhšom stĺpiku. V celom stĺpiku spolu teda 4,6 kN a 3,96 kN. V modeli "LL" však boli tieto sily pri vybočení krokvy väčšie (vid' Obr.3.16) približne 14 a 12 kN. Rozdelenie prierezu na dva prúty však spôsobilo intenzívne zvýšenie torzných momentov i šmykových síl pôsobiacich z roviny priehtady, hlavne v malom stĺpiku, čo viedlo k jeho skrúteniu.

Z deformácie stĺpika vidno, že pravá a ľavá časť členeného prútu cez seba prechádzajú (Obr.3.27 2.rad vpravo). Toto viedlo k myšlienke definovania kontaktov na týchto prútoch.

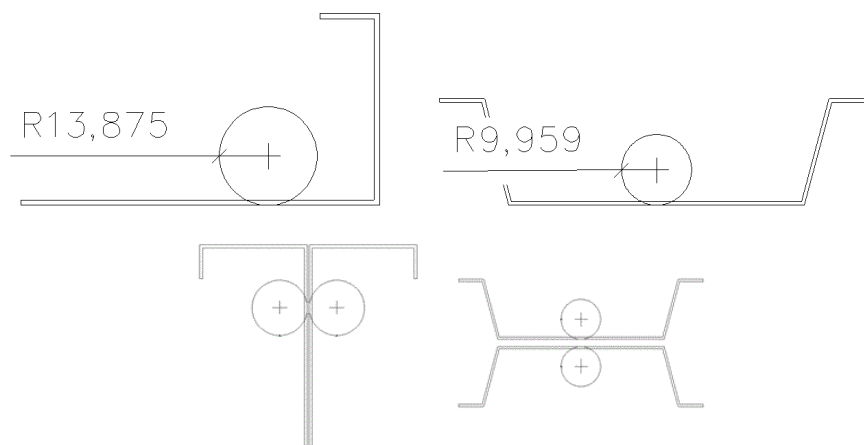
## Definovanie kontaktov

Na zadefinovanie kontaktu medzi rovnobežnými prútmi typu BEAM188 je podľa [17] vhodný element CONTA176, ktorý však povrch prvkov predpokladá ako valcovú plochu. V prípade všeobecného prierezu sa tento nahradí ekvivalentným kruhovým prierezom podľa Obr.3.28 vpísaným všeobecnému prierezu.



Obr.3.28 Geometria elementu CONTA176 podľa [17]

Nastáva však problém nahradiť tenkostenný nekonvexný prierez vpísaným kruhovým prierezom. Ako polomer takéhoto prierezu je uvažovaná vzdialenosť od ťažiska prierezu po najbližšiu časť v profile s potenciálnym výskytom kontaktu (vid' Obr.3.29). Namiesto je otázka, či má takto definovaný kontakt pre stĺpik vôbec zmysel, nakoľko z Obr.3.27 je vidno, že sa pri strate stability prekryla časť profilu, ktorú definovaný kontakt pravdepodobne neovplyvní. V prípade krokvy však tento kontakt môže mať nejaký vplyv, nakoľko oba prierezy členeného prútu sa navzájom dotýkajú (Obr.3.29).



Obr.3.29 Náhradné polomery

Pre kontakt na krokve boli zvolené kľúčové vlastnosti elementu CONTA176 nasledovne:

K(3) = 2 - rovnobežné prúty, kontakt na základe trakcie

K(5) = 1 - uzavrieť prípadné medzery

K(9) = 3 - iba odsadenie, neuvažovať počiatočnú penetráciu ani medzeru

K(10) = 2 - tuhosť kontaktu aktualizovaná pri každej iterácii - ak K(10) = 0 (predvolená hodnota), výpočty nefungovali. Hodnotu K(10) = 2 odporučilo okno v programe ANSYS.

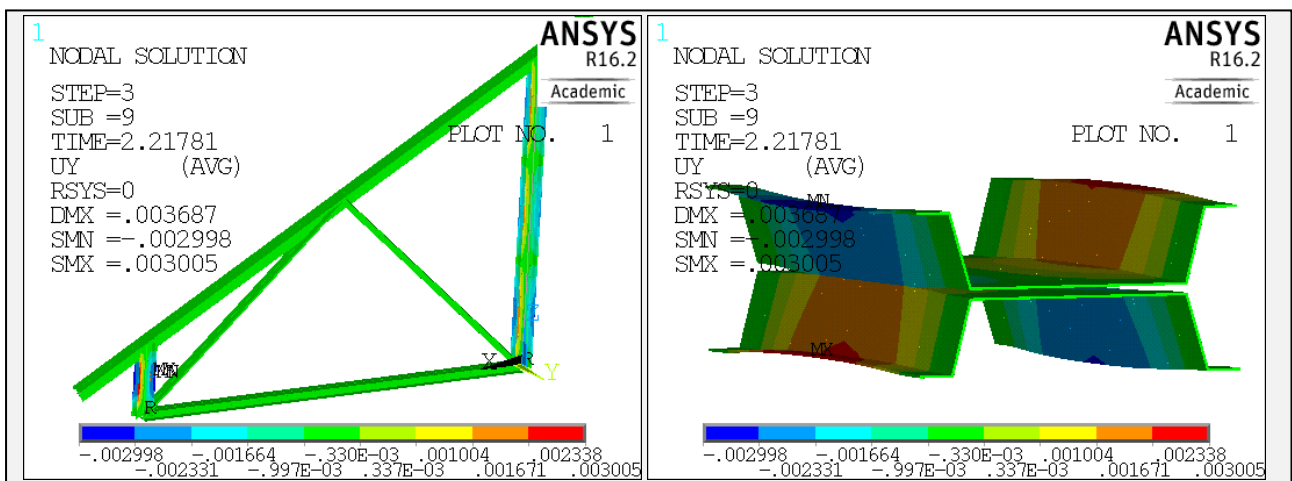
ostatné kľúčové voľby sú ponechané ako preddefinované.

V prípade definovania elementov pre kontakt stĺpikov je preddefinovaný aj K(5) = 0, nakoľko tie sa navzájom nedotýkajú, ale je medzi nimi počiatočná medzera 3mm. Vlastnosti elementov TARGE170 sú ponechané ako preddefinované v oboch prípadoch. Treba vytvoriť 3 reálne konštanty (pre každý kontakt 1), v ktorých sa pre hodnoty "Target radius" i "Contact radius" uplatní 0,013875 pre kontakt krokvy (vid' príloha A) a 0,009959 pre kontakt medzi stĺpikmi. "Pinball region" je nastavený s kladnou hodnotou 2 pre všetky 3 kontakty, teda element kontaktu bude uvažovaný keď bude vo vzdialenosti dvojnásobku hrúbky, čo je podľa [17] doporučené pre kontakt flexibilného povrchu k flexibilnému.

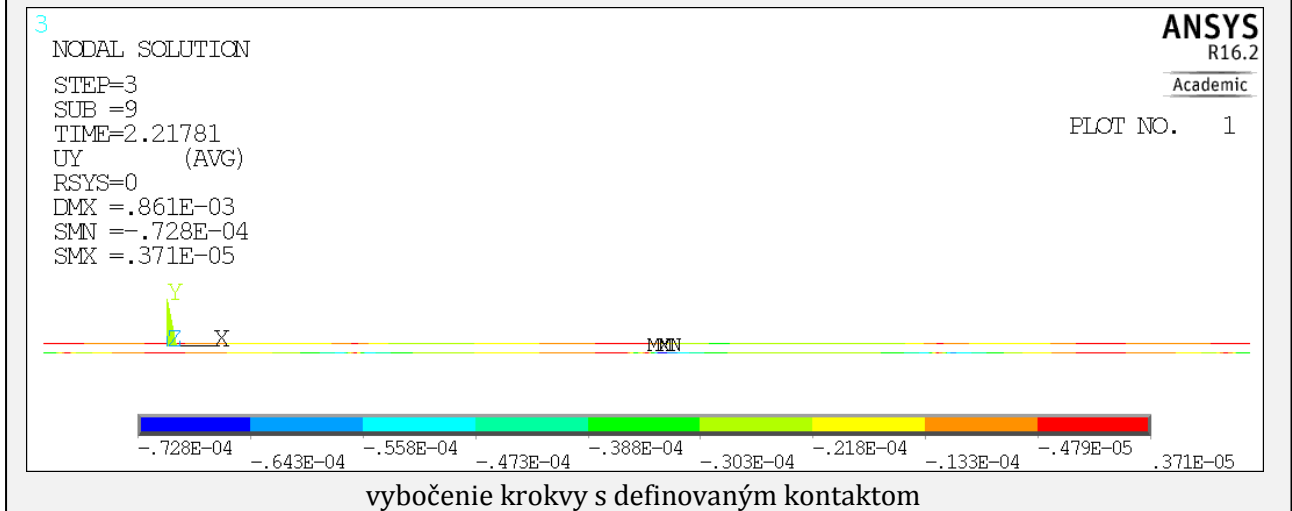
Pre elementy kontaktu je definovaný materiálový model so statickým súčiniteľom šmykového trenia s hodnotou 0,15 pre styk oceľ - oceľ podľa [19].

Medzi bodmi jednotlivých prútov sú postupne vytvorené elementy zadefinovaných vlastností CONTA176 na jednu časť členeného prútu a elementy TARGE170 na druhú časť. Pred vytváraním elementov treba ešte príkazom TSHAP,LINE definovať tvar prvkov ako priamky, resp. úsečky.



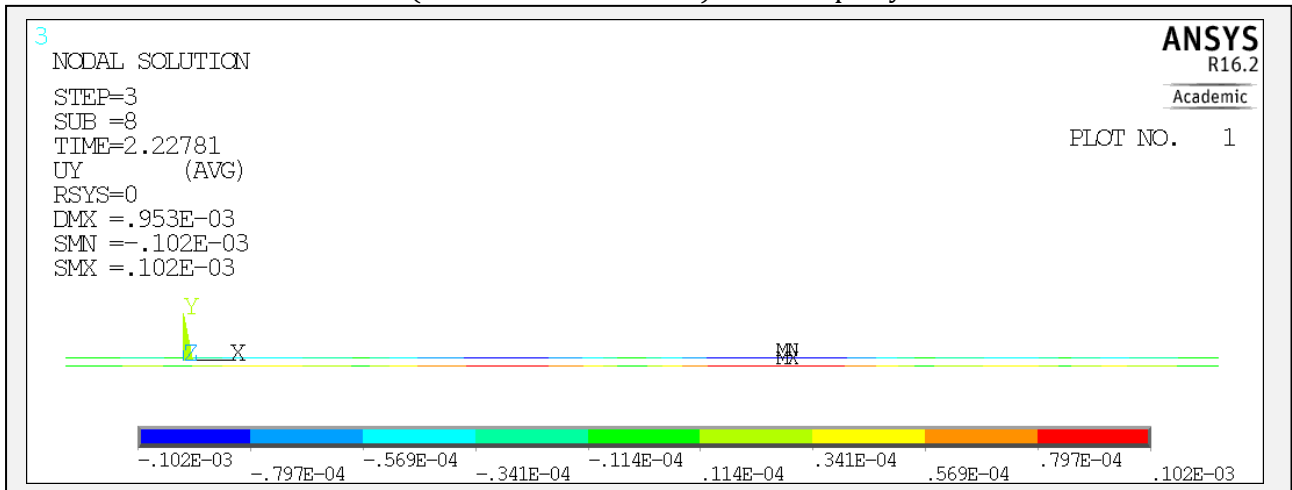


vybočenie  $u_y$  [m] v poslednom pod kroku: vľavo celej priehrady; vpravo detail malého stĺpiku



vybočenie krokvy s definovaným kontaktom

Obr.3.30 Model "LLUU" (ZS0D+ZS1D+UUZS4D) - ideálne prúty s elementmi kontaktu

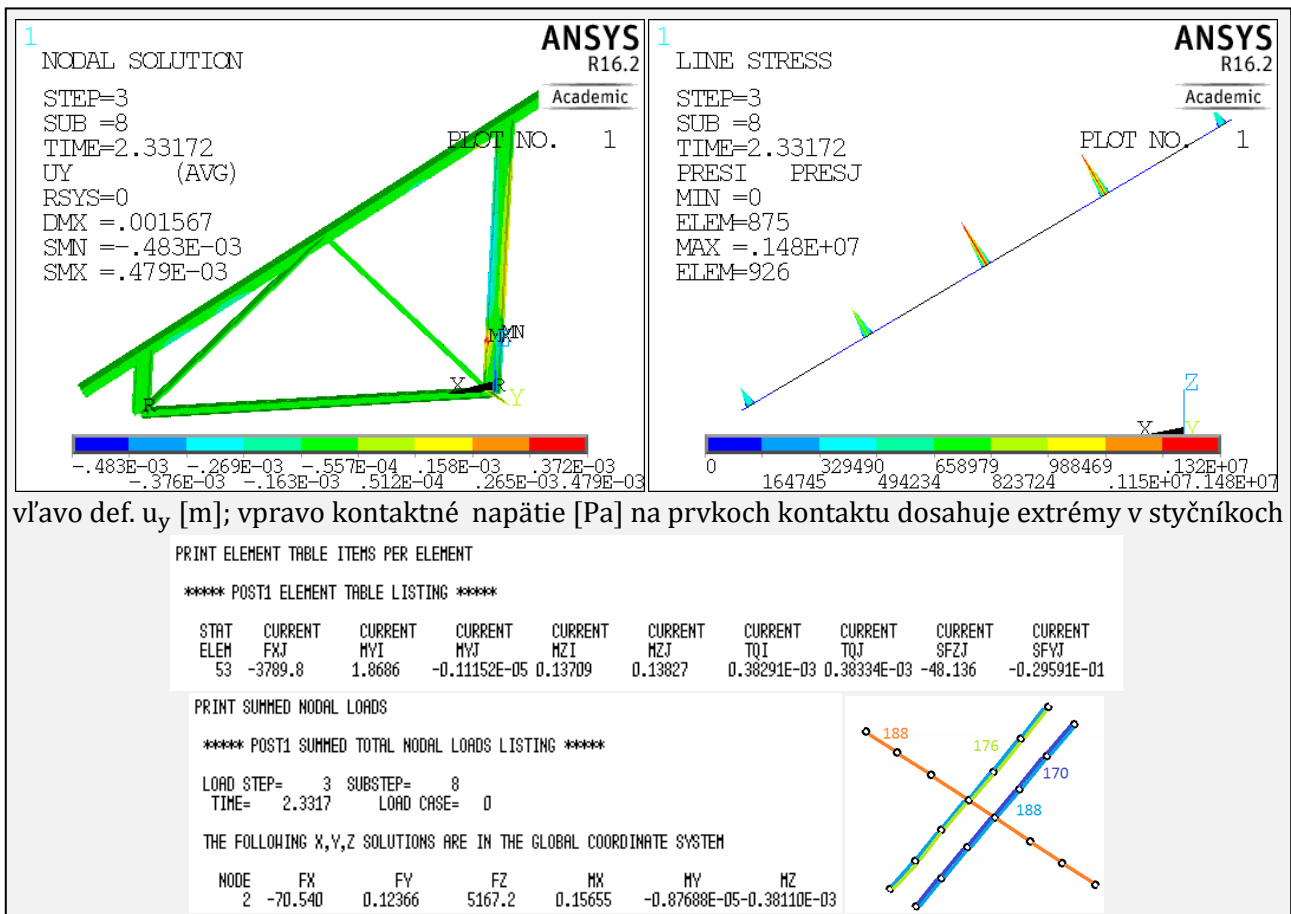


Obr.3.31 Model "LLUU" (ZS0D+ZS1D+UUZS4D) - ideálne prúty - vybočenie krokvy bez kontaktu

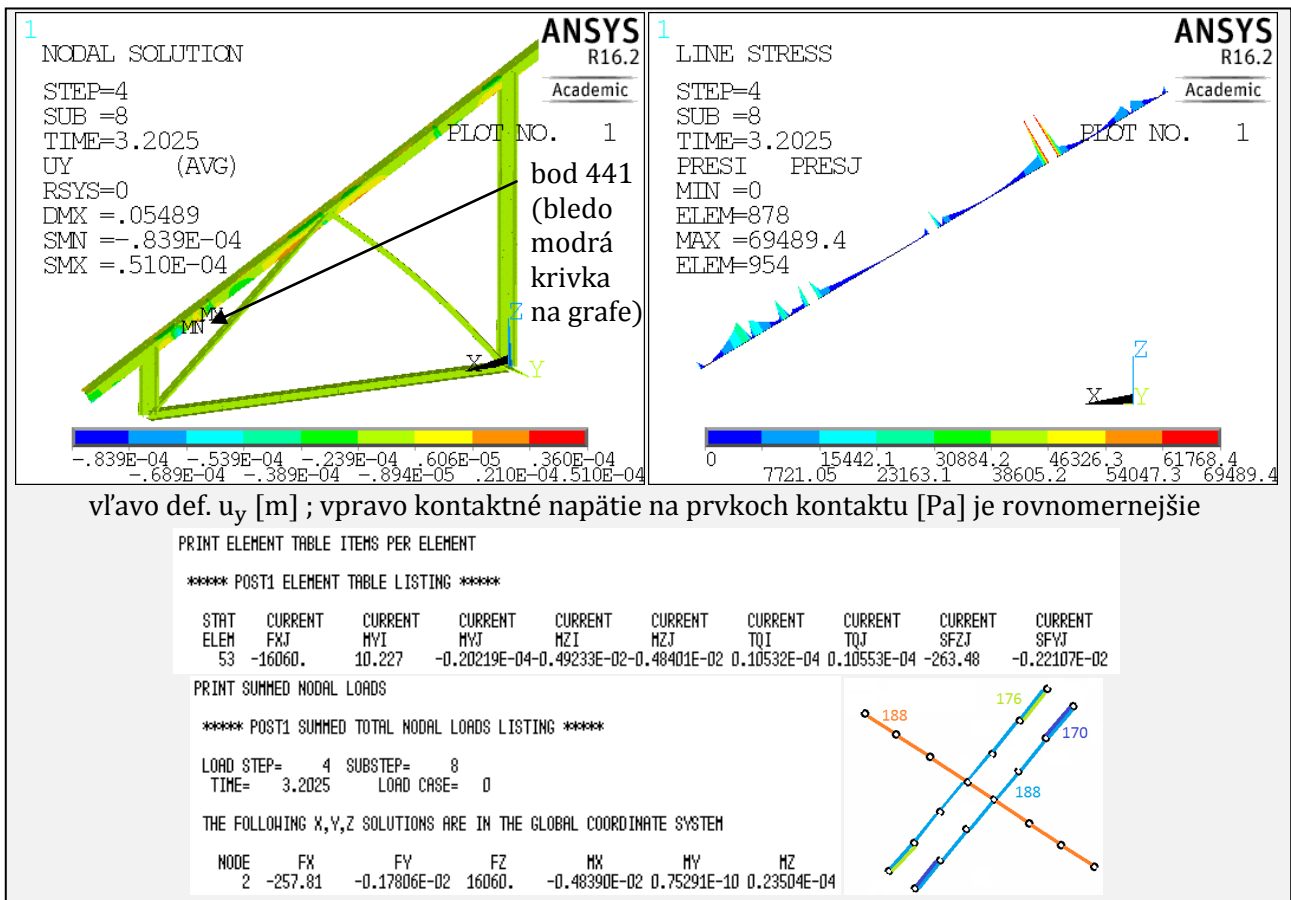
Vybočenie je aj po zavedení kontaktu veľmi podobné. Malý stĺpik pri aplikácii cca. 21,8% zo zaťaženia tlakom vetra (Obr.3.30 hore vpravo) vybočil "cez seba". Kontakt na tento stĺpik nemá vplyv. Vybočenie krokvy je ale iné. Bez aplikácie kontaktu (Obr.3.31) nastáva vybočenie s prienikom stredníc jednotlivých prútov cez seba. Po zadefinovaní kontaktu (Obr.3.30 dole) k tomuto javu nedochádza.

K podobnému prieniku prútov cez seba došlo aj v predošlých modeloch, napr. Obr.3.17. Výsledky z týchto výpočtov však aj napriek tomu možno považovať za použiteľné, nakoľko k vybočeniu na reálnej konštrukcii s možnými geometrickými imperfekciami by došlo v prípade tlaku do strany zhodnej zo smerom týchto počiatkových zakrivení, čo dokazujú výsledky napr. z Obr.3.19. Vybočenie ideálnych prútov treba brať ako indikáciu straty stability, bez ohľadu na smer týchto deformácií.

V modeli „LLUU“ sa sila do hlavy stĺpika prenáša v ťažisku prierezu U (Obr.3.25). To nezdieľa so stredom šmyku na rozdiel od spojeného prierezu pre stĺpik (Obr.3.4) rovnaké miesto. Reálne sa sila prenáša skrútkou na stene tohto profilu, čomu skôr odpovedá spojený prierez. Preto je návrat k modelu "LL" a ako druhá alternatíva je tento model uvažovaný so zadefinovaným kontaktom na krokve.



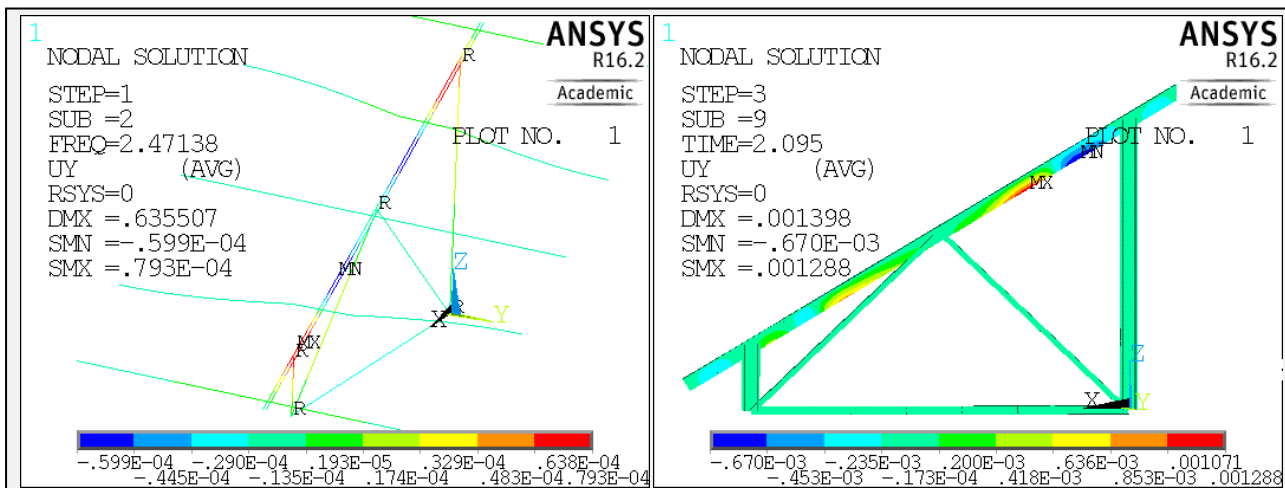
Obr.3.32 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+ZS4D) - ideálne prúty, kontakt na celej krokve



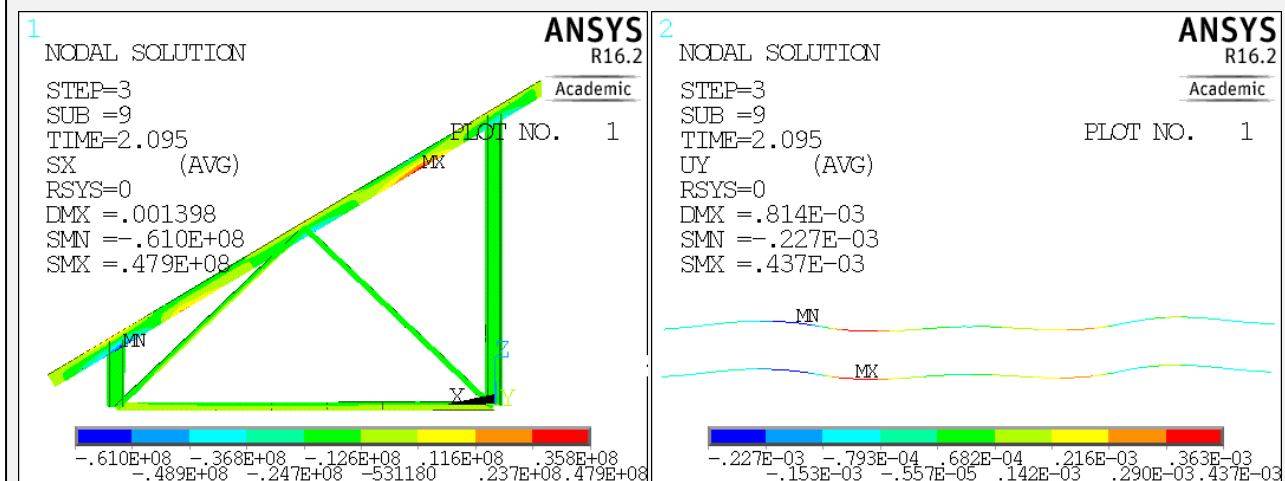
Obr.3.33 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+2\*ZS4D) - ideálne prúty, kontakt rozdelený do 4 polí medzi väznice  
pozn.: element č.53 je v hlave veľkého stĺpiku, uzol č.2 je horný uzol tohto elementu.

Evidentne je kontakt na členenom prúte (krokve) vhodnejšie rozdeliť na viaceré kontakty v poliach, ohraničenými prvkami (väznicami), ktoré tieto dva rovnobežné prúty členeného prútu priečne spájajú a v najbližšom okolí týchto styčnících neaplikovať elementy kontaktu (podľa schémy na Obr.3.33 dole vpravo). Kontakty je tiež nutné pre každé pole formálne rozlíšiť iným číslom reálnej konštanty.

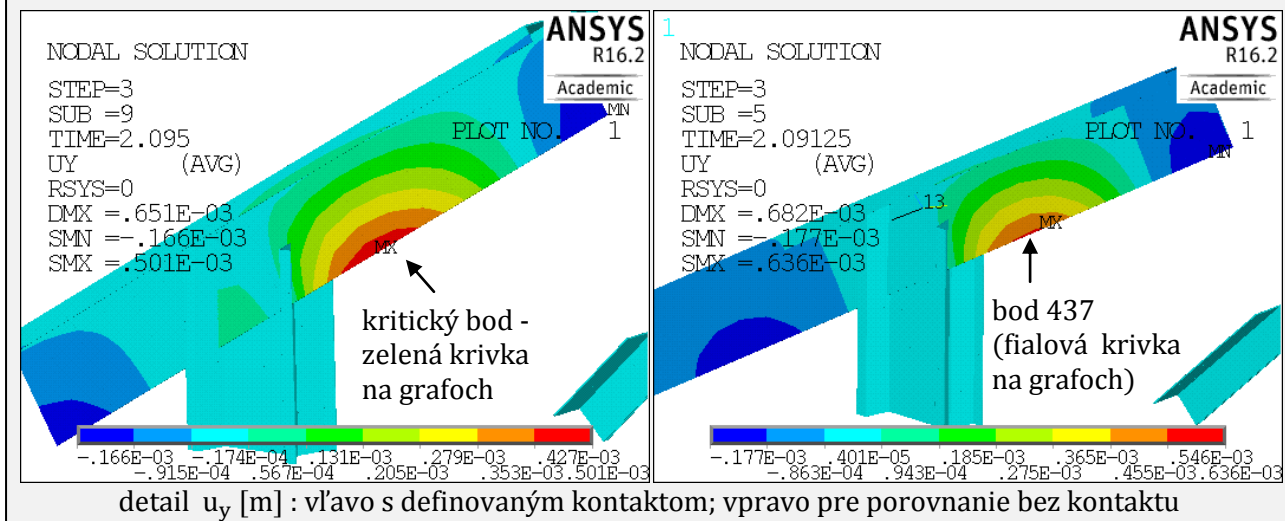
Pre takto rozdelený kontakt však strata stability na krokve nastala až po prekročení medze sklzu. Krokve je teda vnesená geometrická imperfekcia. Opäť podobne ako v predošlých prípadoch, s tým rozdielom, že pred použitím príkazu UPCOORD je potrebné okrem elementov typu BEAM188 vybrať ešte aj všetky elementy CONTA176 a TARGE170. Takýto výpočet však bol ukončený prekvapivo skoro (prakticky hneď po aplikovaní ZS4D v 3. kroku v čase 2,00). Doteraz definované atribúty a hodnoty RC pre elementy kontaktu boli uvažované pre ideálny prút. Po vnesení rezervy  $\forall$  hodnotám "Target" i "Contact radius" vo  $\forall$  RC ( $r = 13,87\text{mm}$  namiesto  $13,875\text{mm}$ ) a zmene kľúčovej možnosti K5 pre  $\forall$  prvky 176 na hodnotu 0 (t.j. "No Auto. Adjust." namiesto "Close Gap") dôjde k ukončeniu výpočtu až pri aplikovaní 9,5% ZS4D. Vybočenie v kritickom mieste je ale pritom menšie než v prípade konštrukcie bez zadefinovaného kontaktu (Obr.3.34 3. riadok). Väčších pretvorení v smere y bolo opäť dosiahnuté v tiahnutej oblasti, kde nastalo "narovnávanie" počiatočných zakrivení.



vľavo: modálna analýza, pre príkaz UPCOORD: factor =  $4/0,0793 = 50,44$  ; vpravo  $u_y$  [m]



vľavo napätie  $\sigma_x$  [Pa] ; vpravo detail narovňovania krokvy v tiahnutých oblastiach  $u_y$  [m] pozn.: kladný smer osi y je hore; možno tiež pozorovať uplatnenie kontaktu - rovnaký posun oboch prútov



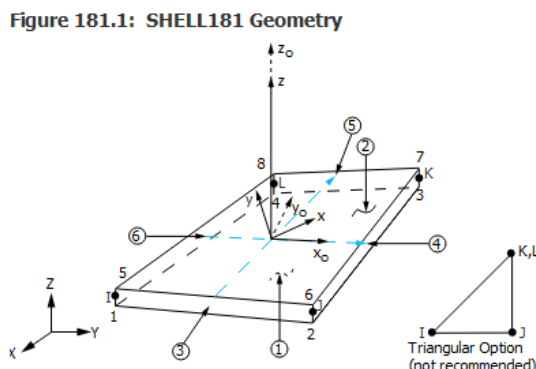
detail  $u_y$  [m] : vľavo s definovaným kontaktom; vpravo pre porovnanie bez kontaktu

Obr.3.34 Model "LL" (ZS0D+ZS1D+ZS4D) - s imperfekciou krokvy, kontakt rozdelený do 4 polí medzi väznice, so zmenami:  $r = 13,87\text{mm}$  pre RC a  $K5=0$  pre elementy kontaktu (viď príloha A)

### 3.d) Škrupinový model

Je vytvorený detailnejší škrupinový model, kde sú namodelované jednotlivé časti prierezov i ostatných konštrukčných prvkov (styčnicková doska, hlava pilóty) doskového, resp. stenového tvaru pomocou plôch (AREA) vedených cez strednicové roviny týchto stien.

Ako elementy sú vybraté SHELL181, ktoré sú podľa popisu v [17] vhodné na modelovanie tenkých až stredne hrubých škrupinových štruktúr. Kľúčové možnosti pre tento druh prvku sú ponechané ako preddefinované.



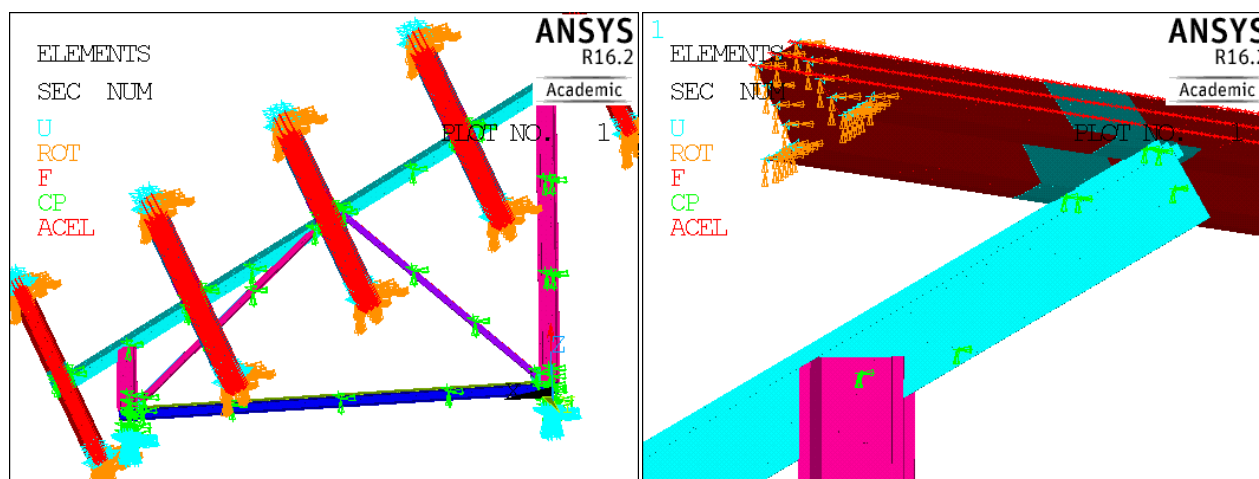
Obr.3.35 Geometria elementu SHELL181 podľa [17]

Typ prierezu pre škrupinu je definovaný hrúbkou dosiek, t.j. 0,8 mm pre tiahlo a väznice; 1,0 mm pre stĺpiky; 1,5 mm pre krokvu a diagonály; 1,6 mm pre úsek väzníc preložených cez seba na krokve a 3mm pre styčnickovú dosku a prvky pilóty. Ako „Section Offset“ je všade zvolené „Mid-Plane“.

Materiál pre prvky SHELL (ocel S350+Z275g) s definovaným Youngovým modulom a Poissonovým číslom a materiál pre prvky kontaktu s jedinou definovanou charakteristikou (statický súčiniteľ šmykového trenia) sú zadefinované rovnako ako v predošlom prúťovom modeli.

Veľkosť siete MKP bola výraznejšie ovplyvnená obmedzením študentskej verzie ANSYSU (max. 30 000 elementov, max. 30 000 uzlov). Elementy krokvy (na ktorej sa očakáva skolabovanie) majú max. rozmer 2,5 cm, na ostatných konštrukčných prvkoch väčšinou 4 až 12cm. Bolo potrebné šetriť počtom elementov SHELL pre možnosť definovania kontaktov pomocou elementov CONTA173 a TARGE170.

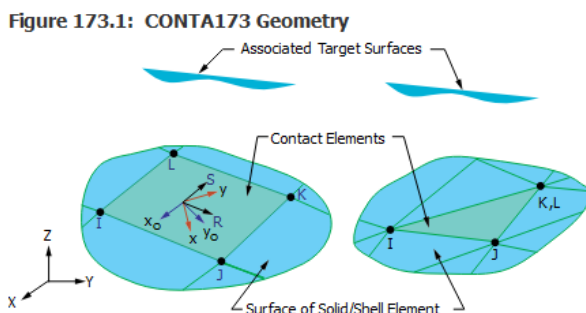
Skrutkové spoje jednotlivých prvkov sú v modeli zohľadnené cez podmienky spoločnej deformácie uzlov ( $u_x$ ,  $u_y$ ,  $u_z$ , pomocou príkazu CPINTF), ktoré vždy vznikli po vytvorení siete MKP na mieste kľúčových bodov, umiestnených na priekoch strednice skrutky s rovinami spájaných prvkov.



Obr.3.36 Škrupinový model - skrutkové spoje sú modelované pomocou spoločných deformačných podmienok (CP -  $u_x$ ,  $u_y$  a  $u_z$ ) v daných bodoch

Styky jednotlivých prúťov medzi sebou a so styčnickovou doskou sú doplnené elementmi CONTA173 a TARGE170. Pre každé miesto kontaktu je zadefinovaný vždy nový pár týchto dvoch typov elementu s inými referenčnými číslami. Každý pár má zadefinovanú svoju reálnu konštantu (RC). Hodnota PINB (Pinball Region) je pre všetky RC zadefinovaná ako +0,2 (vzdialenosť uplatnenia kontaktu od prvku ako relatívny násobok hrúbky prvku). Pre hodnotu CNOF (Contact surface offset) je vždy zadaná vzdialenosť strednicových rovín daných prvkov v kontakte (v metroch). Hodnoty kľúčových možností pre elementy TARGE170 boli ponechané preddefinované. Pre CONTA173 tvoriace kontakty na krokve

sú kľúčové možnosti zvolené ako  $K(4)=3$ ,  $K(5)=1$  a  $K(9)=1$ . Pre CONTA173 tvoriace kontakty na tiahle ako  $K(9)=3$  a  $K(11)=1$ . Ostatné kľúčové možnosti sú vždy preddefinované.



Obr.3.37 Geometria elementu CONTA173 podľa [17]

Postup vytvorenia kontaktu: Výber elementov SHELL181 z oboch strán kontaktu. K elementom dodať uzly. Príkazom CM,názov,ELEM vytvoriť z daných elementov komponent. Skopírovať všetky vybrané elementy na rovnaké miesto pomocou EGEN,2,0,ALL. Príkazom CMSEL,U,názov odobrať komponent. Nastaviť patričné hodnoty pre: materiál (s definovaným trením), typ elementu (najprv číslo patriace TARGE170), číslo prierezu (999), reálnu konštantu (RC) a tvar cieľového prvku TSHAP,QUAD. Príkazom EMODIF,ALL zmeniť všetky skopírované elementy typu SHELL na TARGE170 s aktuálne nastavenými atribútmi. Vybrať jednu časť prvkov kontaktu. Zmeniť typ elementu (číslo patriace CONTA173 daného kontaktu) a opäť modifikovať.

Pre možnosť zavedenia plošného zaťaženia fotovoltaických panelov a snehu zvislo dole v smere gravitačného zrýchlenia na väznice uložené v priečnom sklone  $30^\circ$  bol zadefinovaný element SURF154 (bez tohto elementu by zaťaženie bolo potrebné rozdeliť do dvoch zložiek. Takýto postup by bol jednoduchší, avšak pre dôvody zoznámene sa autora práce s elementom SURF154 bol zvolený tento postup), pre ktorý bola kľúčová možnosť  $K(4) = 1$  (Exclude Midside nodes). Tieto prvky treba vytvoriť obdobne ako prvky kontaktu, t.j. skopírovaním vrchných elementov väzníc typu SHELL181 a následným modifikovaním. Líniové zaťaženia z Tab.3.1 je potrebné predeliť zaťažovacou šírkou vrchnej časti väznice: 53,4mm u krajných a 78,4mm u stredných väzníc. Tým sa získa hodnota plošných zaťažení  $r$  ( $N/m^2$ ) v charakteristických hodnotách, ktoré sa aplikuje na elementy SURF154 ako „Pressure on elements“. Zaťaženia fotovoltaickými panelmi (ZS1) a snehom (ZS3) treba aplikovať na stranu číslo 5 (LKEY). Túto hodnotu je však nutné pre zadanie podeliť kosínusom uhlu priečného sklonu vrchných častí väzníc, cca.  $30^\circ$ , nakoľko v systéme sa zadáva pôdorysný priemet plošného zaťaženia (hodnoty v stĺpčeku  $r_{pôdorys D}$  v Tab.3.3 sú už v návrhových hodnotách). Graficky sa však zobrazí zaťaženie na šikmý priemet plochy (podľa pravej časti Tab.3.3). Rovnako pre stranu elementu číslo 5 je potrebné zadefinovať vektor pôsobenia zaťaženia v GSS (v tomto prípade  $[0;0;-1]$  pre kolmý smer k povrchu Zeme) do chlievikov v tabuľke označených ako „Optional PRES at other face nodes“, čo pôsobí pomerne mätko. Problematika tohto zadávania je graficky objasnená na Obr.3.39 pre zadanie plošného zaťaženia zaťažovacieho stavu ZS3D (tiah snehu) pôsobiaceho na strednú väznicu.

Zaťaženia tlakom a satím vetra sa aplikujú na stranu číslo 1. Pre zjednodušenie sa v tomto prípade zanedbajú účinky plošného zaťaženia vetra na stĺpiky a diagonály, ktoré aj tak nedosahovali významných hodnôt. Opäť sú povytvárané súbory s jednotlivými zaťažovacími (pre túto prácu budú stačiť v návrhových hodnotách, bez uplatnenia kombinačných súčiniteľov). Veľkosti jednotlivých plošných zaťažení v návrhových hodnotách možno nájsť v pravej časti Tab.3.3 (hodnoty pre ZS1D a ZS3D sú už pozdĺž strednicovej roviny, tak ako ich aj ANSYS zobrazuje). ZS0D (vl. tiah konštrukcie) a prípadné ZS2D (námraza) sú do modelu vnesené rovnako ako v prípade prútového modelu.

Figure 154.1: SURF154 Geometry

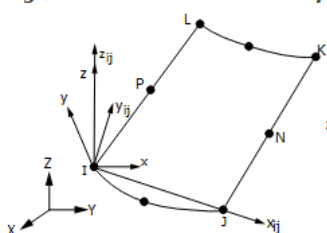
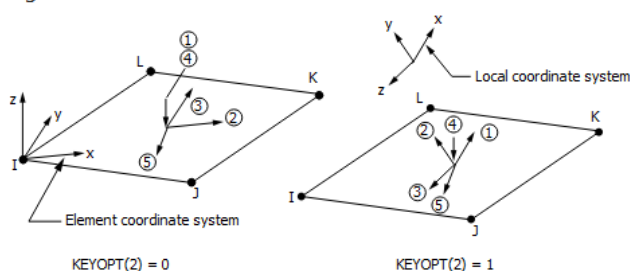
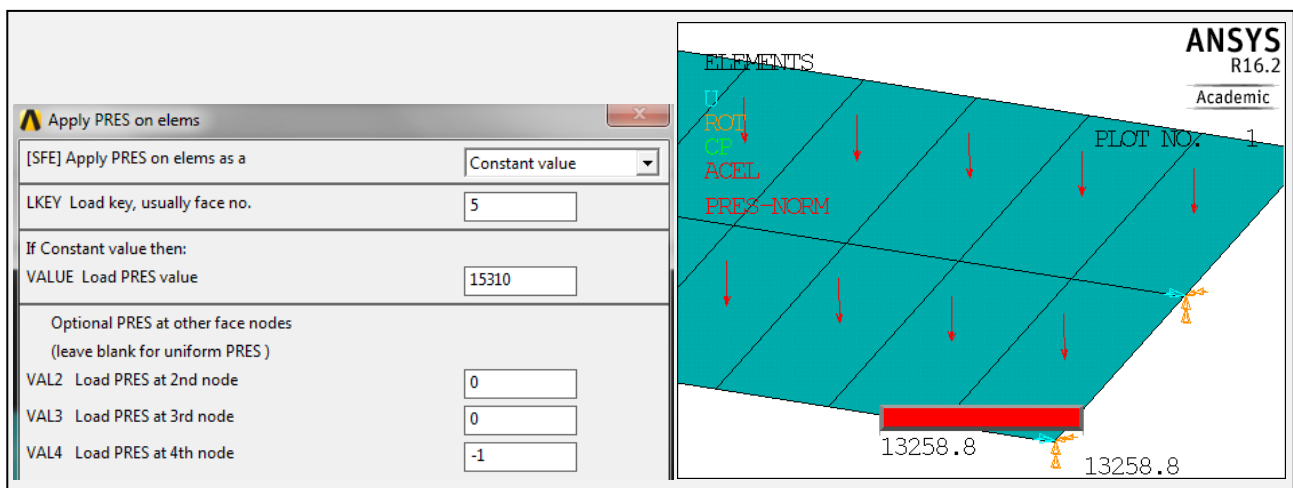


Figure 154.2: Pressures



Obr.3.38 Geometria elementu SURF154 podľa [17]

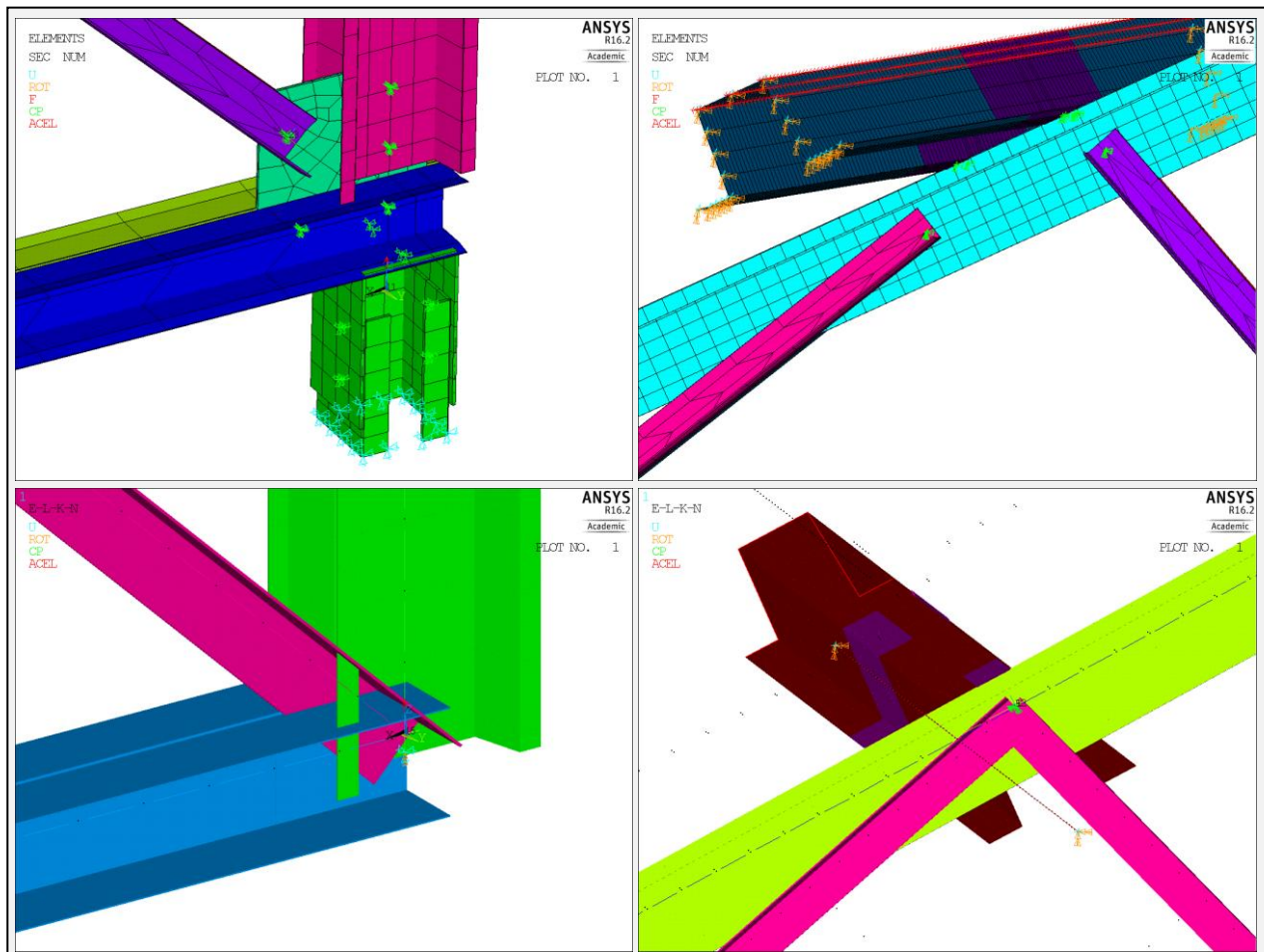


Obr.3.39 Problematika zadávania plošného zaťaženia na stranu č.5 elementu SURF154

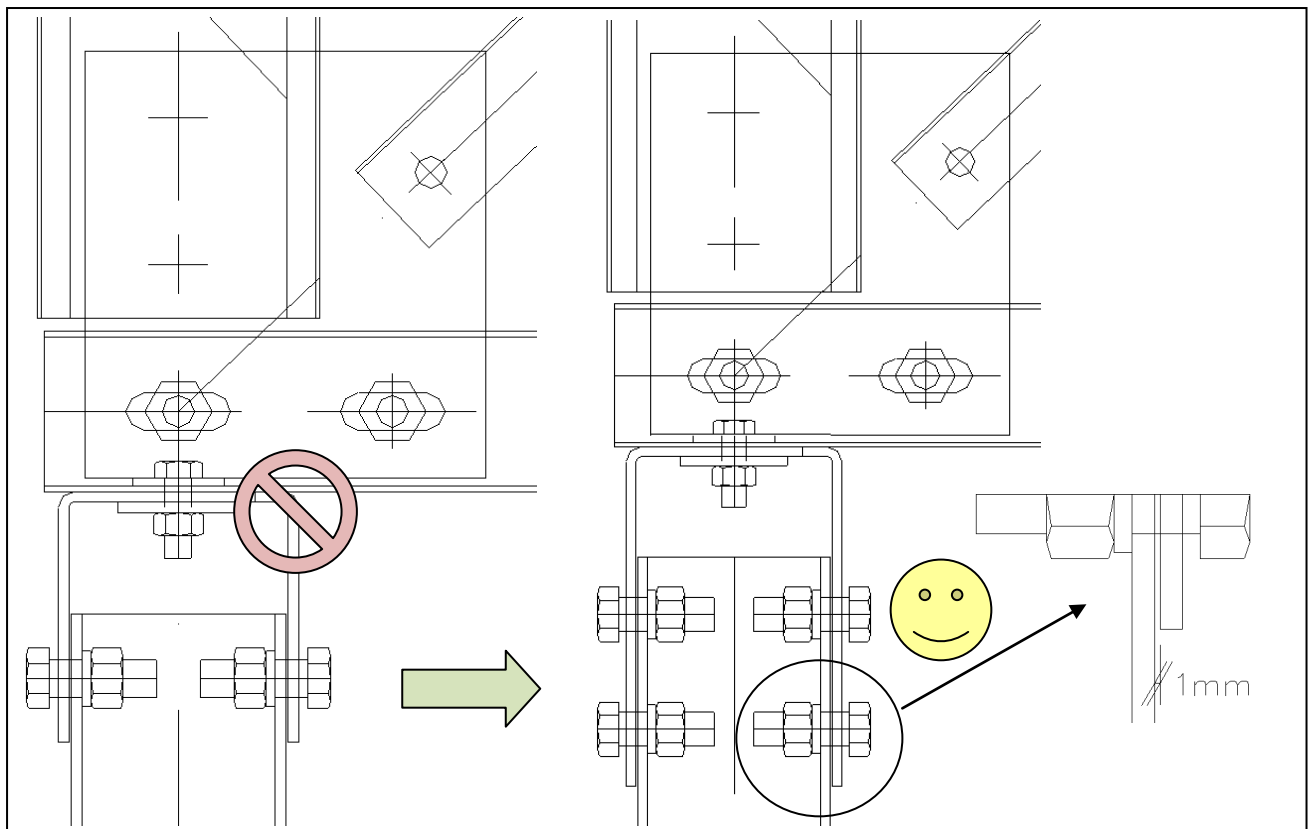
ZS	väznica	líniové zaťaž. (N/m)	r (N/m <sup>2</sup> )	r <sub>p</sub> pôdorys D (N/m <sup>2</sup> )	názov ZS →		fotovolt.	sneh	viet.tlak	viet.satie	
					ZS xy	x →					
1K	krajná	100	1873	2919	ZS xy	x →	1	3	4	5	
	stredná	200	2551	3977		povrch ↓					
3K	krajná	346	6479	11223	prút ↓	v <sub>r</sub> →	1,35	1,5	1,5	1,5	
	stredná	693	8839	15310		ψ <sub>0</sub> →	1,0	0,5	0,6	0,6	
4K	krajná	A/b'	987	18483	D	väznica	1	0	0	27725	-40309
	stredná	(B+C)/b'	1879	23967		krajná	5	2528	9719	0	0
5K	krajná	A/b'	-1435	-26873	D	väznica	1	0	0	35950	-49611
	stredná	(B+C)/b'	-2593	-33074		stredná	5	3444	13259	0	0

Tab.3.3 Tabuľka zaťažovacích stavov pre škrupinový model

Porovnanie detailov v geometrii oboch modelov:



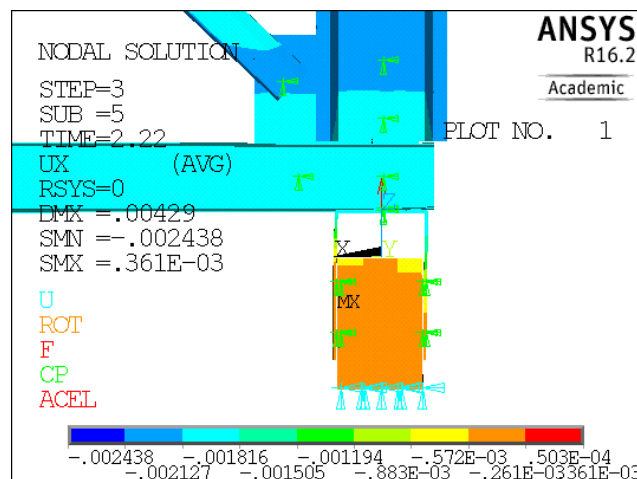
Obr.3.40 Hlavné rozdiely v geometrických detailoch škrupinového (horný rad) a prútového modelu (dolný rad); ľavý stĺpec = detail u päty stĺpikov; pravý stĺpec = detail napojenia diagonál na krokvu



Obr.3.41 Doplnenie dvojice skrutiek pri modelovaní pilóty

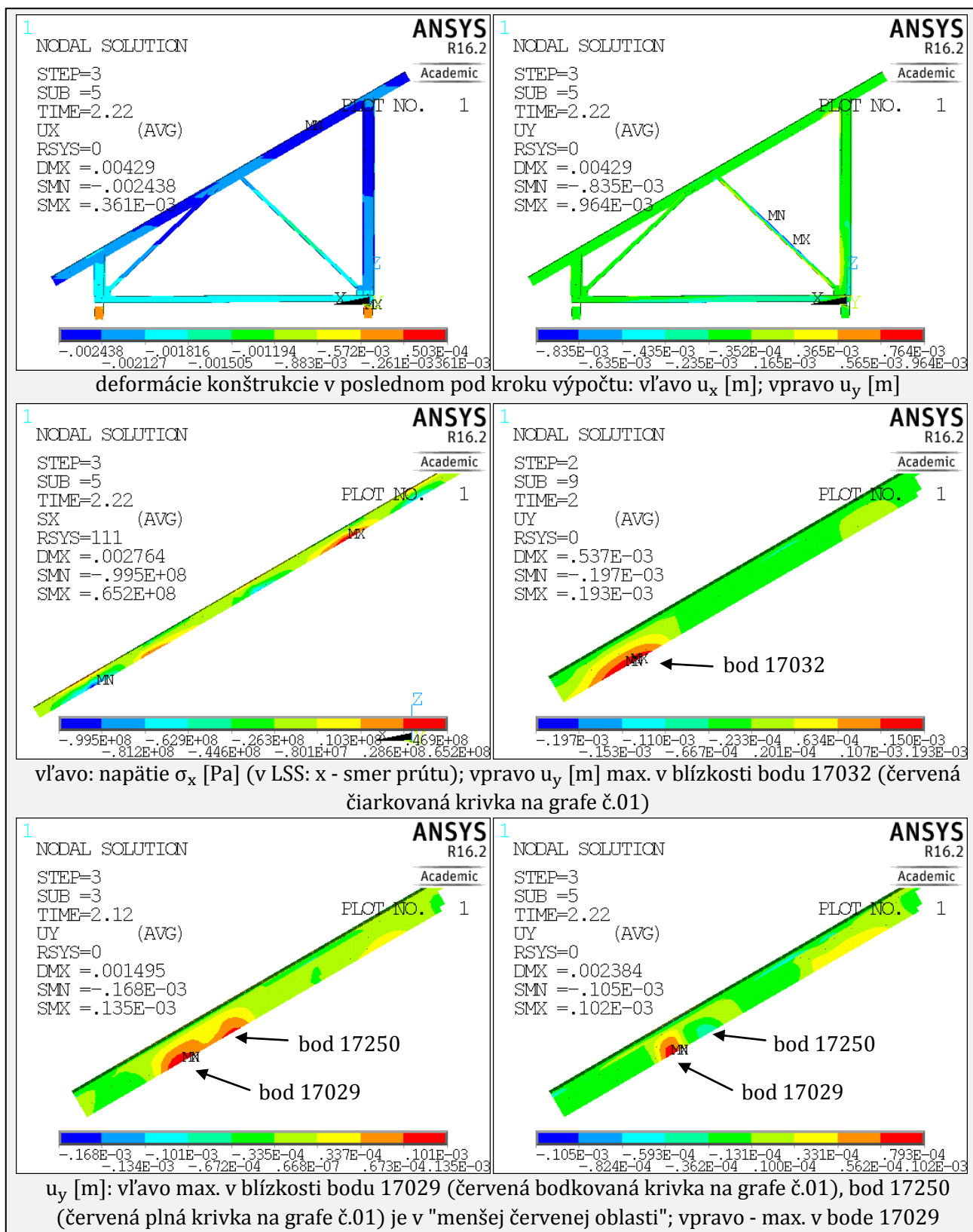


Obr.3.42 Skutočná deformácia v mieste hlavy pilóty



Obr.3.43 Detail posunu  $u_x$  [m] pri zaťažení vetrom

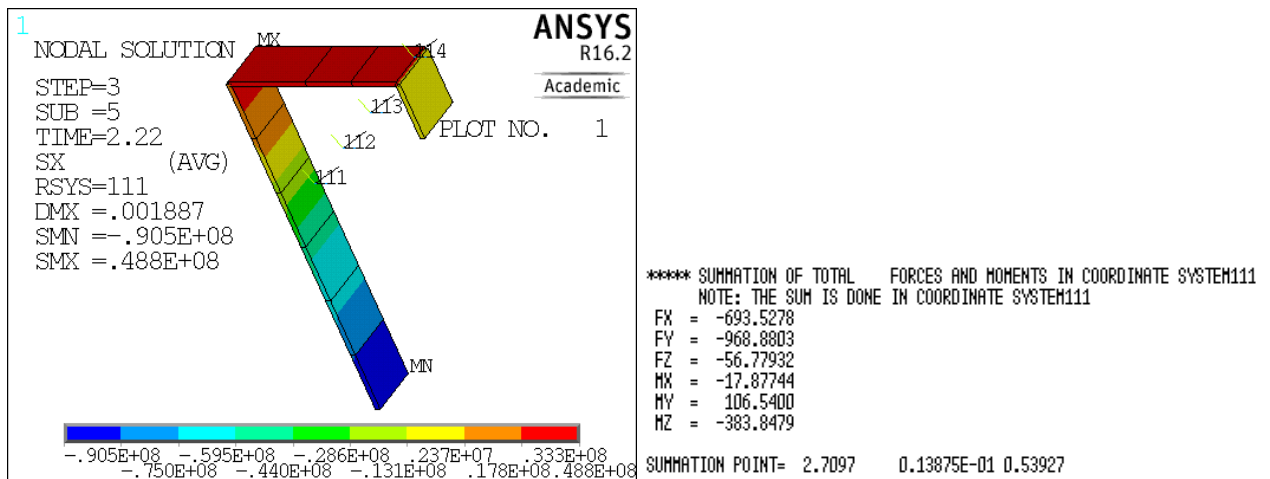
Pri modelovaní napojenia priehrady na hlavu pilóty bolo potrebné konštrukčný prvok v tvare U predĺžiť a doplniť o dvojicu skrutiek, podľa Obr.3.41. Jeden pár skrutiek osadených v jednej línii nie je schopný preniesť žiadny moment a takýto model konštrukcie prakticky ihneď okolo týchto skrutiek rotoval - podobne ako skutočná konštrukcia na Obr.3.42. V modeli bola ponechaná i konštrukčná medzera o hrúbke 1mm a bol namodelovaný kontakt medzi hlavou pilóty a konštrukčným prvkom v tvare U, ktorý obmedzí posunutie v smere globálnej osi x. Pri pôsobení vetra sú steny tohto "U" prvku namáhané na ohyb okolo najväčšej osi svojho prierezu. Z toho dôvodu dosahuje posun konštrukcie  $u_x$  pri pôsobení vetra pre celú konštrukciu ako celok (okrem pilót) pomerne výrazné hodnoty.



Obr.3.44 Ideálny škrupinový model (ZS0D+ZS1D+ZS4D) - zaťaženie tlakom vetra

K ukončeniu výpočtu pri zaťažení tlakom vetra došlo výrazne skorej (už pri 22% ZS4D) než v prípade prúťového modelu (v prípade ideálneho až 86,6%, s imperfekciou krokvy 73,3%). Maximálne tlakové napätie v krokve v kritickom mieste nad malým stĺpikom pritom dosahovalo len 99,5 MPa, teda cca. 28% z medze skľuzu oceli. Porovnanie prúťového a škrupinového modelu možno nájsť v grafickom porovnaní ďalej. Pre komplikovanejšie vybočenie krokvy boli pre porovnanie deformácií vybraté viaceré body - vid' Obr.3.44. Bod č. 17250 dosahoval maximum vybočenia po ukončení výpočtu pri neskonvergovanom pod kroku. Okrem vybočenia krokvy možno pozorovať tiež mierne vybočenie tlačenej diagonály, podobne ako v prúťovom modeli. To však nespôsobuje neskonvergovanie výpočtu (stratu stability). Ako kritické miesto sa opäť javí stena prierezu krokvy v mieste nad malým stĺpikom.





Obr.3.45 Zistenie vnútorných síl k ťažisku prierezu, vľavo  $\sigma_x$  [Pa] (v LSS 111: x - smer prútu)

Pre možnosť vypísania vnútorných síl na každom mieste rozhraní elementov v priereze krokvy bola celá krokva nasieťovaná tak, že všetky elementy SHELL181 sú pravouholníky. Je potrebné zadefinovať LSS v ťažisku prierezu v danom mieste (na prieniku pomyselnéj strednice prútu s niektorou rovinou prierezu tvorenou hranami elementov SHELL181). Vybrané sú body v danom reze a elementy z jednej strany. Príkazom SPOINT,,x,y,z je definovaný bod v GSS pre sumáciu vnútorných síl. Ako súradnice tohto bodu sú zadané globálne súradnice v predošlom kroku vytvoreného LSS (č. 111 na Obr.3.45) zistené príkazom CSLIST,111. Pre vypísanie výsledkov v LSS sa použije príkaz RSYS,111. Integrácia vnútorných síl k takto definovanému ťažisku prierezu sa vykoná príkazom FSUM,111.

Overenie napätia pre vnútorné sily (v prípade ZS0D+ZS1D+ZS4D):

Z Obr.3.14 prierezové charakteristiky (pre LSS 111 - väčšia os z Obr.3.45 je os y = os z na Obr.3.14):

$$I_y = 0,957 \cdot 10^5 \text{ mm}^4; I_z = 0,277 \cdot 10^6 \text{ mm}^4; A = 255,375 \text{ mm}^2; z_d = 70,325 \text{ mm}; y_f = 13,875 \text{ mm}$$

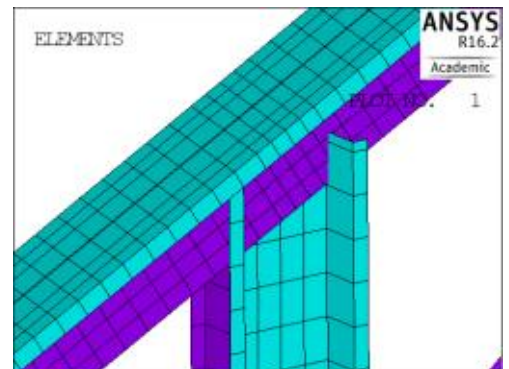
$$\text{maximálne tlakové napätie (v spodných vláknoch steny):}$$

$$\sigma = \frac{FX}{A} + \frac{MZ}{I_z} z_d + \frac{MY}{I_y} y_f = -2,72 - 97,45 - 15,45 = -115,61 \text{ MPa}$$

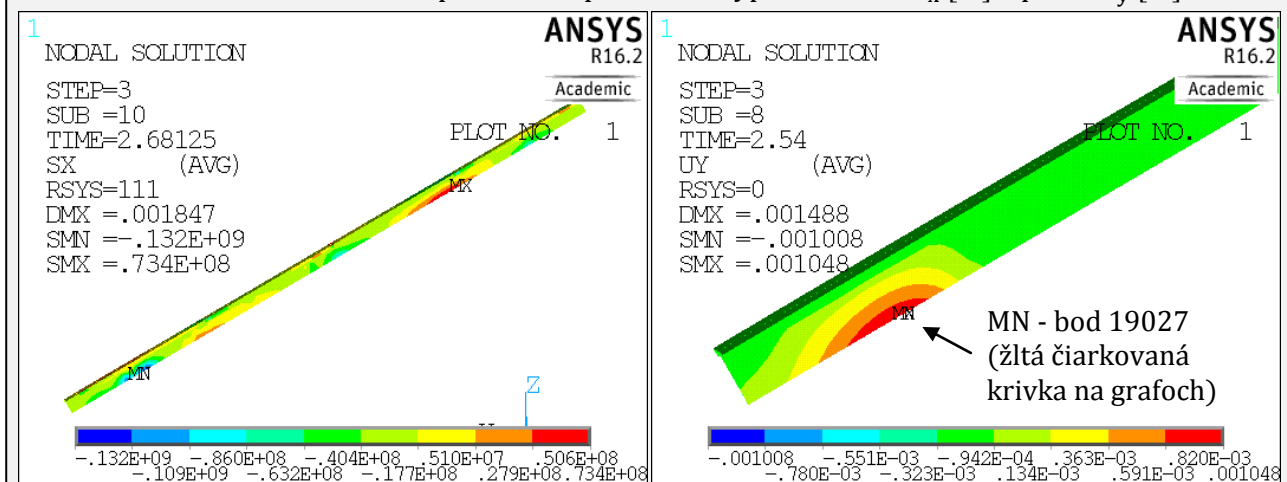
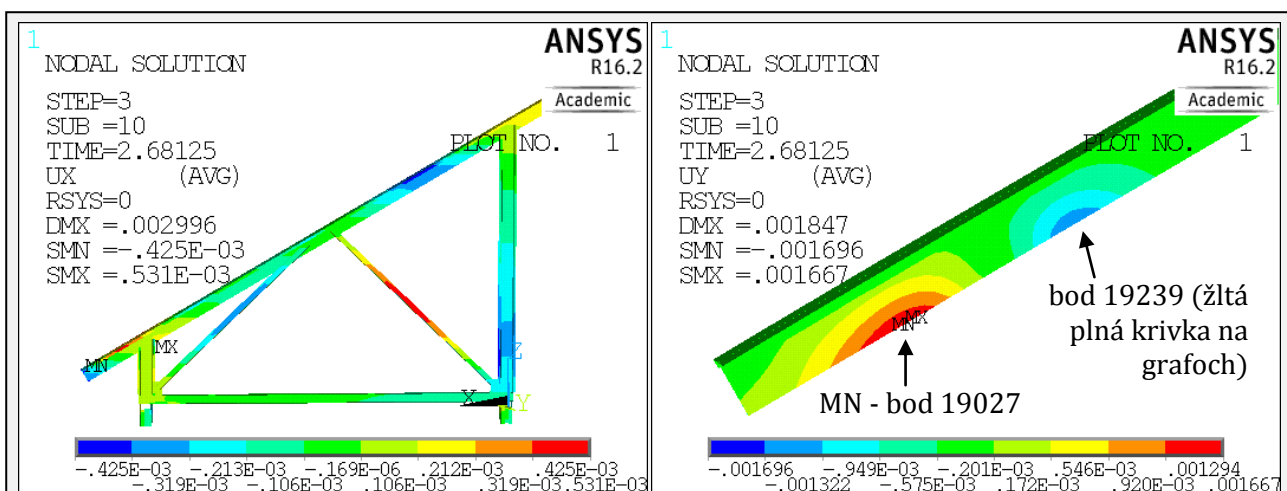
Hodnoty pre napätie sú rádovo v poriadku. Výrazný rozdiel medzi spočítaným a graficky vyobrazeným tlakovým napätím (115,61 a 90,5 MPa) je z dôvodu nelinearity výpočtu. Lokálny súradnicový systém 111 bol umiestnený do ťažiska nezdeformovaného prierezu, avšak integrácia vnútorných síl sa odohrala na posunutých, prípadne pootočených elementoch k tomuto pôvodnému ťažisku. Takto zistené vnútorné sily v pokročilom zaťažovacom stave treba brať do úvahy s určitou rezervou.

Pokus o vnesenie imperfekcií:

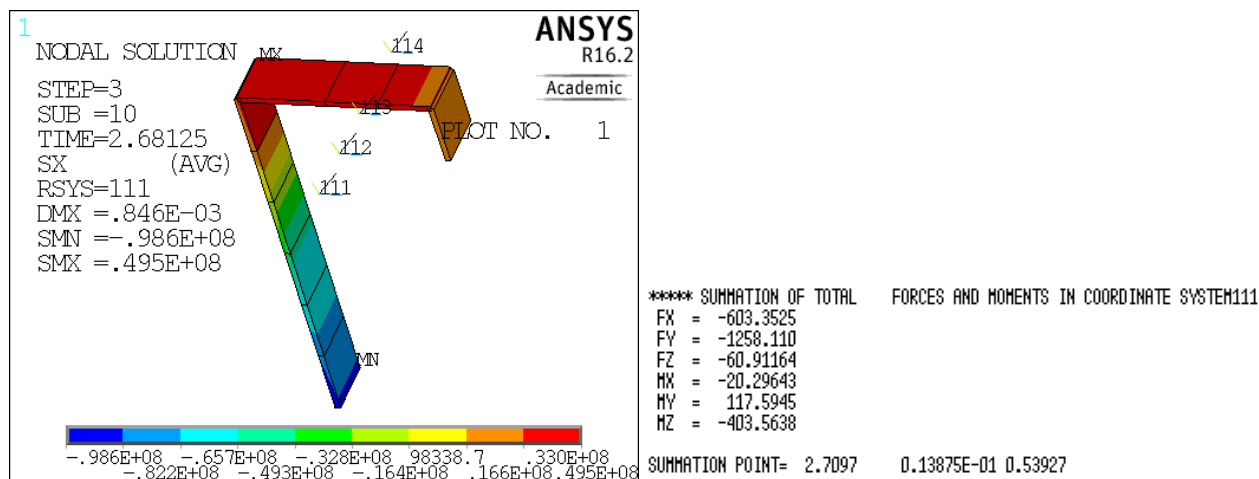
V prípade škupinového modelu je síce vnesenie imperfekcií krokvy obdobným postupom rovnako možné, no pre rozdielny charakter modelu výrazne nepraktické. Po posunutí súradníc elementov patriacich krokve (SHELL ako i CONTA a TARGE na krokve) totiž dôjde k posunutiu krokvy napr. aj v miestach hláv stĺpikov (Obr.3.46). Ako prvá možnosť sa javí posunúť tiež hlavy stĺpikov (ale i ostatných dotknutých konštrukcií – napr. diagonál a väzníc) spolu s ich vzájomnými kontaktmi. Pri takomto čiastočnom posunutí častí prvkov len v hlave stĺpiku by však nastalo „skosenie“ elementov, teda získanie neočakávaných geometrických tvarov pre tie elementy, ktoré majú s poslednými posunutými spoločné krajné body. Pri takejto nekontrolovanej zmene geometrie daných elementov ani nie je záruka 4 bodov v hranách týchto prvkov patriacich 1 rovine. Tomuto by sa dalo zabrániť zmenou súradníc pre celý stĺpik, čo by ale zase vyvolalo podobný problém v päte stĺpika. Podľa vybočení jednej frekvencie by sa teda musela posunúť celá konštrukcia, čo by ale zase nebolo v súlade z normou definovanými počítačnými vybočeniami. Jedným príkazom UPCOORD pri použití násobiaceho faktoru pre krokvu by sa na niektoré miesta vniesli nereálne extrémne počítačné zakrivenia. Dalo by sa tiež neposunúť tie elementy krokvy, ktoré sú v blízkosti styku s elementami iných konštrukčných častí. Okrem problému náročného výberu elementov by tu však tiež nastal problém so „skosením“ hraničných prvkov. Preto pre škupinový model nakoniec alternatíva so zavedenými imperfekciami vôbec nie je uvažovaná.



Obr.3.46 Problematika vnesenia imperfekcie krokvy do škupinového modelu



Obr.3.47 Ideálny škrupinový model (ZS0D+ZS1D+ZS3D) - zaťaženie ťiahou snehu



Obr.3.48 Zistenie vnútorných síl k ťažisku prierezu, vľavo  $\sigma_x$  [Pa] (v LSS 111: x - smer prútu)

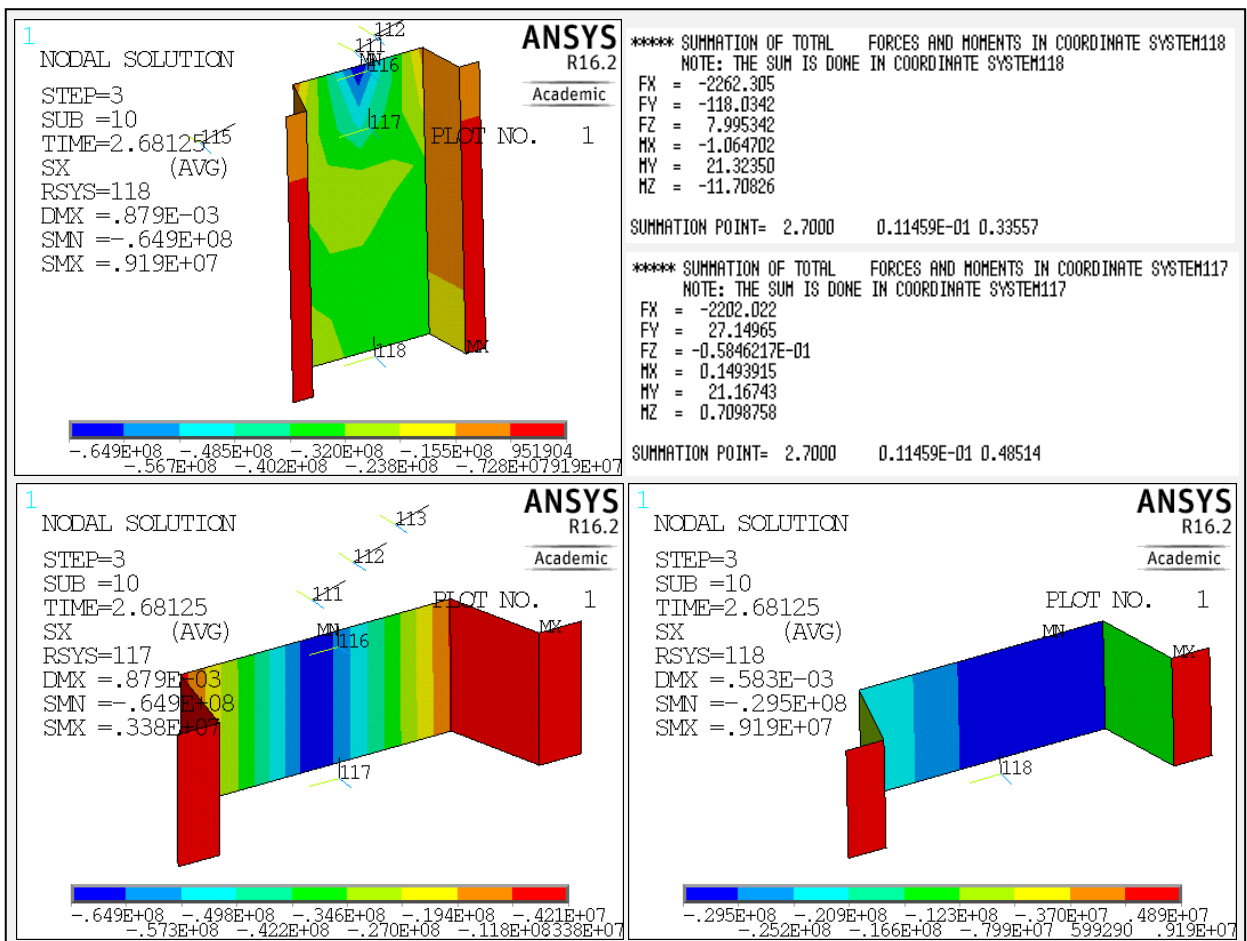
Overenie napätia pre vnútorné sily (v prípade ZS0D+ZS1D+ZS3D) pre prierez krokvy:

Z Obr.3.14 prierezové charakteristiky (pre LSS 111 - väčšia os z Obr.3.45 je os  $y$  = os  $z$  na Obr.3.14):

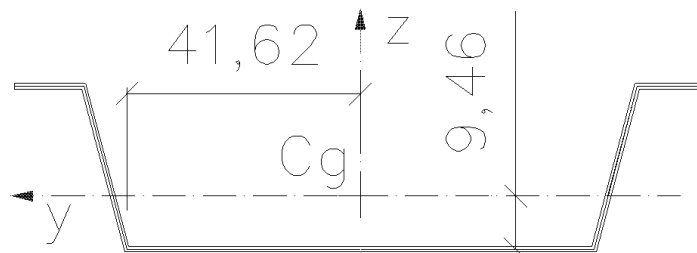
$I_y = 0,957 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$ ;  $I_z = 0,277 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$ ;  $A = 255,375 \text{ mm}^2$ ;  $z_d = 70,325 \text{ mm}$ ;  $y_r = 13,875 \text{ mm}$   
 maximálne tlakové napätie (v spodných vláknoch steny):

$$\sigma = \frac{FX}{A} + \frac{MZ}{I_z} z_d + \frac{MY}{I_y} y_r = -2,36 - 102,46 - 17,05 = -121,87 \text{ MPa}$$

Napätie v spodnej časti steny v kritickom priereze v ľavej časti krokvy o veľkosti -132 MPa (Obr.3.47) sa výrazne líši od napätia v pravej časti krokvy hodnoty -98,6 MPa (Obr.3.48). Integráciou vnútorných síl v pravej časti prierezu k ťažisku tohto prierezu boli získané hodnoty (Obr.3.48), ktorým odpovedá napätie určené ručným (lineárnym) výpočtom intenzity -121,87 MPa. Tieto výrazné rozdiely v napätiach sú spôsobené nelineárnejším správaním sa škrupinového modelu.



Obr.3.49 Ideálny škrupinový model (ZS0D+ZS1D+ZS3D) - zaťaženie ťažou snehu: tlakové napätia  $\sigma_x$  [Pa] (v LSS 117 resp. 118: x - smer prútu) a zistenie vnútorných síl k ťažisku prierezu



Obr.3.50 Vzďalenosť vyšetřovaných vlákien v stene stěpiku od ťažiska prierezu

Overenie napätia pre vnútorné sily (v prípade ZS0D+ZS1D+ZS3D) pre prierez stěpiku:

prierezové charakteristiky sú prevzaté z Obr.3.25 (LSS 117 rovnaké ako na Obr.3.25):

$$I_y = 0,227 \cdot 10^5 \text{ mm}^4; I_z = 0,249 \cdot 10^6 \text{ mm}^4; A = 168 \text{ mm}^2; z_{\text{steny}} = 41,6 \text{ mm}; y_r = 9,459 \text{ mm}$$

maximálne tlakové napätie v stene pre prierez stěpiku v LSS117 (hlava stěpiku):

$$\sigma = \frac{FX}{A} + \frac{MZ}{I_z} z_{\text{steny}} + \frac{MY}{I_y} y_r = -13,11 - 0,12 - 8,82 = -22,04 \text{ MPa}$$

Možno konštatovať že overenie napätia ručným výpočtom za predpokladu prútového správania prierezu pri zaťažení zistenými vnútornými silami je zbytočné. Ako možno pozorovať na Obr.3.49, napätie dosahuje v blízkosti skrutky výrazne vyšších hodnôt.

maximálne tlakové napätie v stene pre prierez stěpiku v LSS118 (cca. stred stěpiku):

$$\sigma = \frac{FX}{A} + \frac{MZ}{I_z} z_{\text{steny}} + \frac{MY}{I_y} y_r = -13,46 - 1,95 - 8,89 = -24,31 \text{ MPa}$$

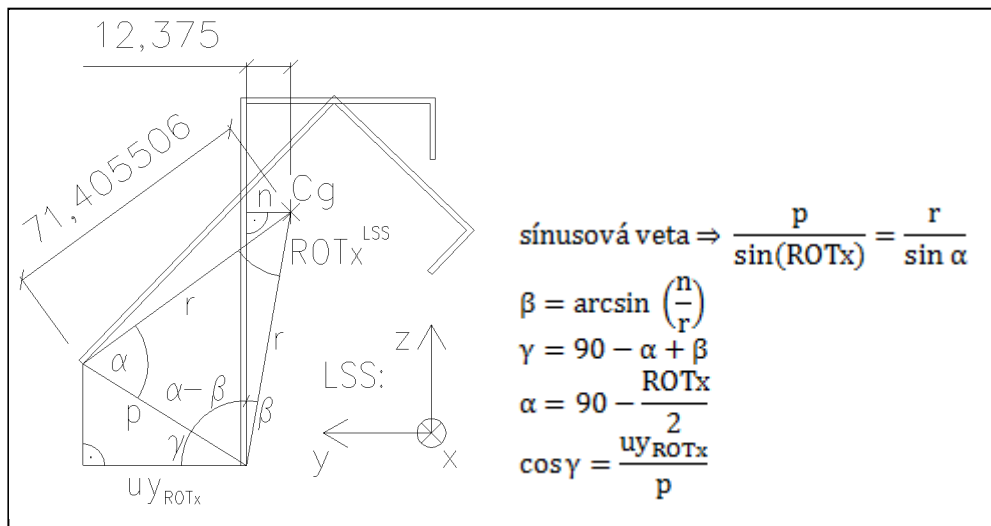
V strede stěpiku v mieste rovnomernejšieho rozloženia tlakových napätí v priereze sa hodnoty určené ručným výpočtom viac blížia graficky vyobrazeným výsledkom (Obr.3.49 vpravo dole). Opäť z dôvodu nelinearity výpočtu treba hodnoty vnútorných síl uvažovať s dostatočnou rezervou.

## 4. Porovnanie modelov

Postup pre porovnanie vybočení prútového a škrupinového modelu:

Maximálny posun v prípade škrupinového modelu v kritickom mieste v priereze krokvy je vždy v dolných častiach steny, nakoľko nastáva tiež natočenie prierezu. Deformácie na prútovom a škrupinovom modeli je potrebné porovnávať pre ten istý bod v kritickom priereze. Pre prútový model je možné vyexportovať posuny bodu, ktorý predstavuje strednicu, v závislosti na percentuálnom uplatnení jednotlivých zaťažovacích stavov. V škrupinovom modeli je možné vyexportovať posuny jednotlivých bodov daného prierezu, ale nie zas posun ťažiska tohto prierezu. Z toho dôvodu je potrebné na základe posunu strednice a rotácii prútu okolo svojej osi určiť celkový posun koncového bodu prierezu  $u_{TOT}$ .

Postup určenia  $u_{TOT}$ :



Obr.4.1 Geometria natočenia prierezu a popis veličín

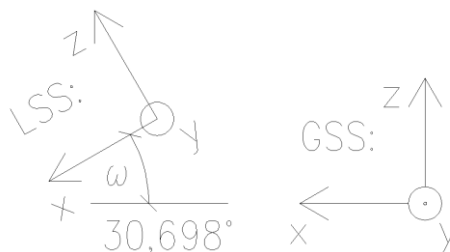
zo vzťahov na Obr.4.1 vyplýva závislosť  $u_{\text{ROTx}} = f(\text{ROTx}; \beta; r)$ :

$$u_{\text{ROTx}} = \frac{r \cdot \cos\left(\frac{\text{ROTx}}{2} + \beta\right) \cdot \sin \text{ROTx}}{\sin\left(90 - \frac{\text{ROTx}}{2}\right)}$$

pozn.: vzorček platí pre ROTx definovanú v kladnom smere podľa Obr.4.1, v intervale (-180;180)

Najväčší posun  $u_{\text{ROTx}}$  pri rotácii podľa Obr.4.1 nastane pre "vnútorný kraj" steny prierezu, so súradnicami  $n=12,375\text{mm}$  a  $r=71,405506\text{mm}$ .

Keďže pre daný bod v "TimeHist Postpro" nie je na výber zobrazenie rotácií okolo osi x v LSS, treba zobraziť rotácie okolo osi x a osi z v GSS. Výstupy je nutné importovať do tabuľkového procesoru MS-EXCEL, kde sa dopočíta rotácia okolo lokálnej osi x podľa vzťahu nižšie.



Obr.4.2 Natočenie LSS voči GSS

$$\text{ROTx}_{\text{LSS}} = \text{ROTx}_{\text{GSS}} \cdot \cos \omega - \text{ROTz}_{\text{GSS}} \cdot \sin \omega$$

Do ďalšieho stĺpčeka sa importujú posuny strednice prútu  $u_y$  v danom bode (v GSS i LSS rovnaké). Celkový posun spodnej časti steny je potom súčet:  $u_{\text{TOT}} = u_y + u_{\text{ROTx}}$

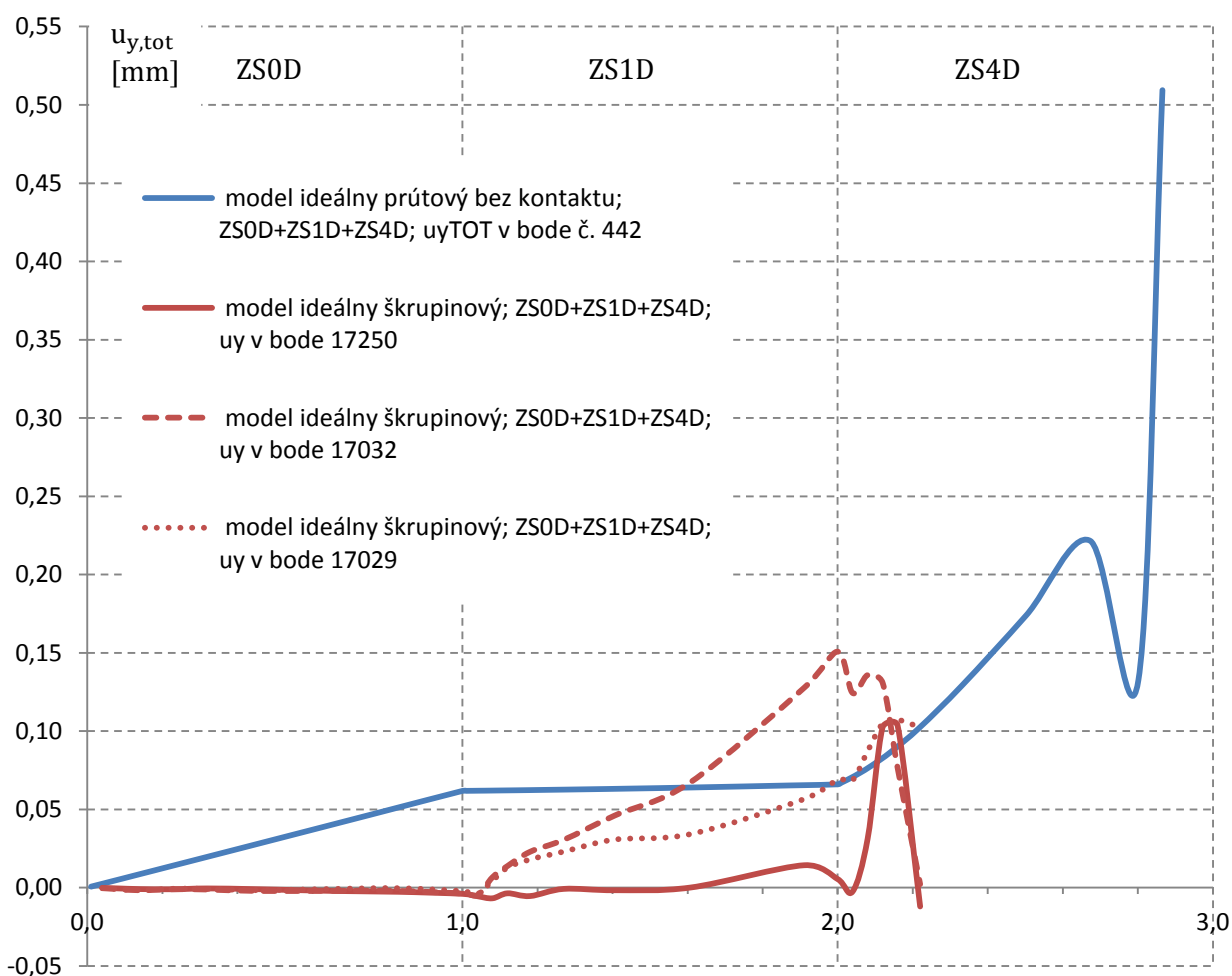
Predpokladaný vzťah podľa Obr.4.1 bol overený pri neskonvergovanom výpočte, kde sa dosahovalo maximálneho pootočenia a posunov, čo pre výsledný totálny posun odhalí najväčšie rozdiely v absolútnej hodnote. Ručne vypočítaná (resp. tabuľkovým procesorom) hodnota podľa tohto postupu veľkosti 21,1203 mm je veľmi podobná hodnote 21,129 mm určenej programom. Tento postup možno teda považovať sa správny.

Pri exportovaní posunu  $u_y$  bodu v škrupinovom modeli sa vždy vyberie bod na konci steny. Pri tak malých hrúbkach stien elementov SHELL181 nie je celkom pri porovnaní s grafickým znázornením posunov jasné, či sa jedná o posun strednicovej roviny, vrchnej alebo spodnej časti elementu. Pravdepodobne sa jedná o posun strednice steny, avšak tieto rozdiely sú také malé, že vypočítané  $u_{yTOT}$  pre prúťový model (aj keď pre vnútorný okraj steny) možno s touto hodnotou porovnávať.

V nasledujúcom grafickom porovnaní vybočení sú na osi  $y$  buď hodnoty  $u_{yTOT}$  (jedná sa o porovnanie celkového vybočenia), alebo iba  $u_y$  (vybočenie strednice v prípade porovnania prúťového modelu pre jednoduchšie narábanie s hodnotami).

Vybočenia pre rovnaké kombinácie sú vynesené v závislosti na uplatnení daného zaťažovacieho stavu, kde hlavná mriežka grafu kolmá k ose  $x$  je umiestnená vždy na rozhraní dvoch zaťažovacích stavov. Označenia týchto stavov sú medzi čiarkovanými líniami tejto mriežky.

Pre možnosť porovnávanía výsledkov medzi grafmi navzájom boli pre každý zaťažovací stav daného modelu použité vo všetkých grafoch krivky rovnakej farby.



Graf.4.1 Porovnanie vybočenia konca steny ( $u_{yTOT}$ ) prierezu krokvy v smere osi  $y$  pri zaťažení modelu prúťového (LL) a škrupinovému tlakom vetra.

Možno konštatovať výraznejšiu únosnosť ideálneho prúťového modelu pri zaťažení tlakom vetra oproti ideálnemu škrupinovému. Zaujímavou skutočnosťou sú menšie deformácie škrupinovému modelu počas zaťažovacieho kroku č.1 - ZS0D - vlastná tiaž samotnej konštrukcie. Už v 2. zaťažovacom kroku (vl. tiaž fotovoltaiiky) však nastáva v škrupinovom modeli v niektorých jeho miestach intenzívnejší nárast deformácií. Polohy vybratých bodov (červená plná, čiarkovaná a bodkovaná krivka) sú približne znázornené a popísané na Obr.3.44.

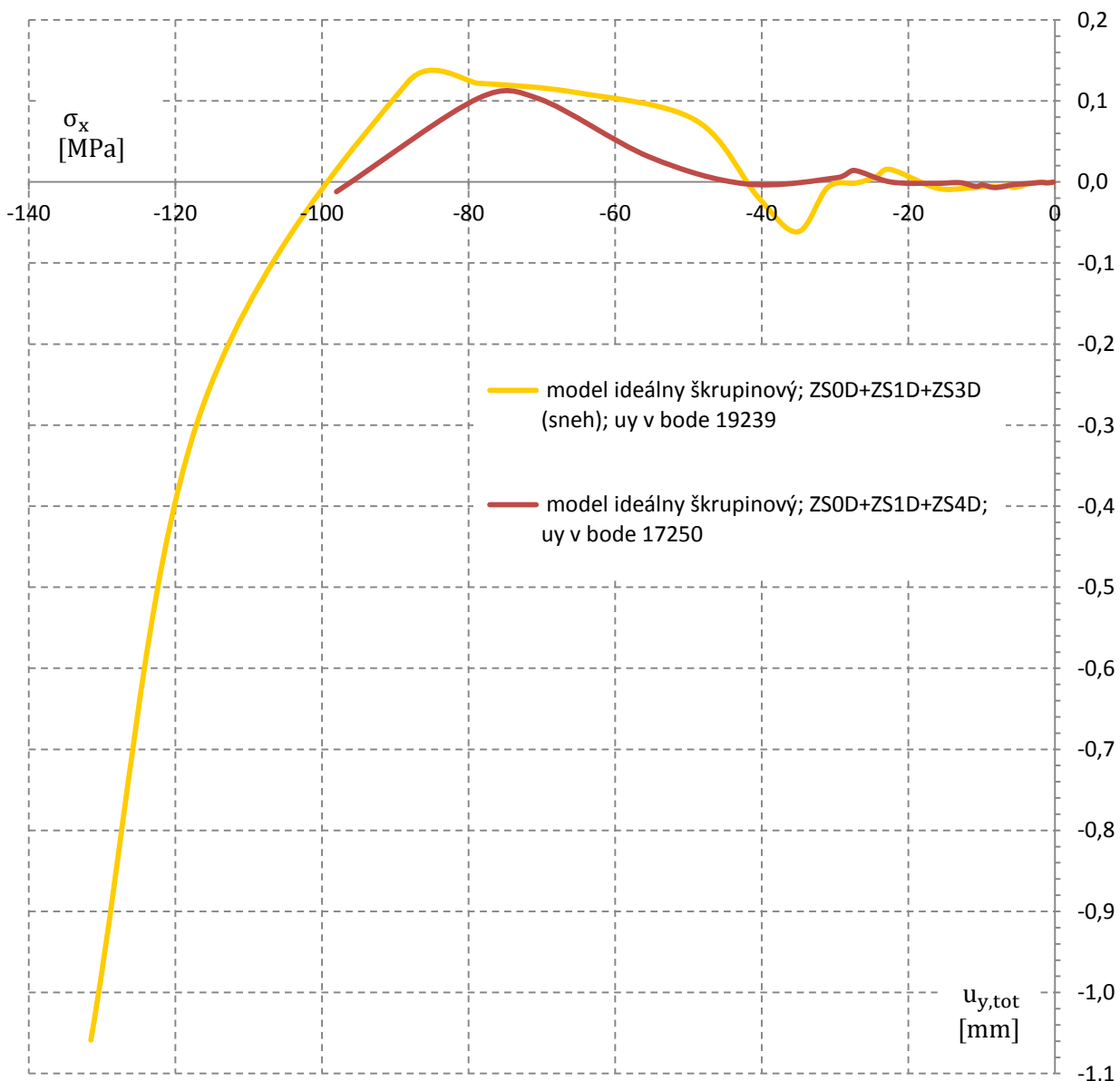
Pre porovnanie kombinácií s rôznymi zaťažovacími stavmi (sneh a vietor) nie je závislosť na uplatnení zaťažovacieho stavu dostatočne názorná. Iné zaťažovacie stavy majú rôzny charakter aj intenzitu zaťaženia.

Vybočenia pre porovnanie rôznych kombinácií zaťažovacích stavov (sneh a vietor) sú preto vynesené v závislosti na tlakovom napätí  $\sigma_x$  v kritickom priereze krokvy v oblasti napojenia malého stĺpiku (vždy je vybrané maximum napätia z ľavého či pravého prútu)

Pre rôzne kombinácie zaťaženia ale takto môže dôjsť k vybratiu iného bodu. V prípade porovnania posunov zaťažovacích stavov tiažou snehu a tlakom vetra nastane však maximálne tlakové napätie v krokve približne na rovnakom mieste.

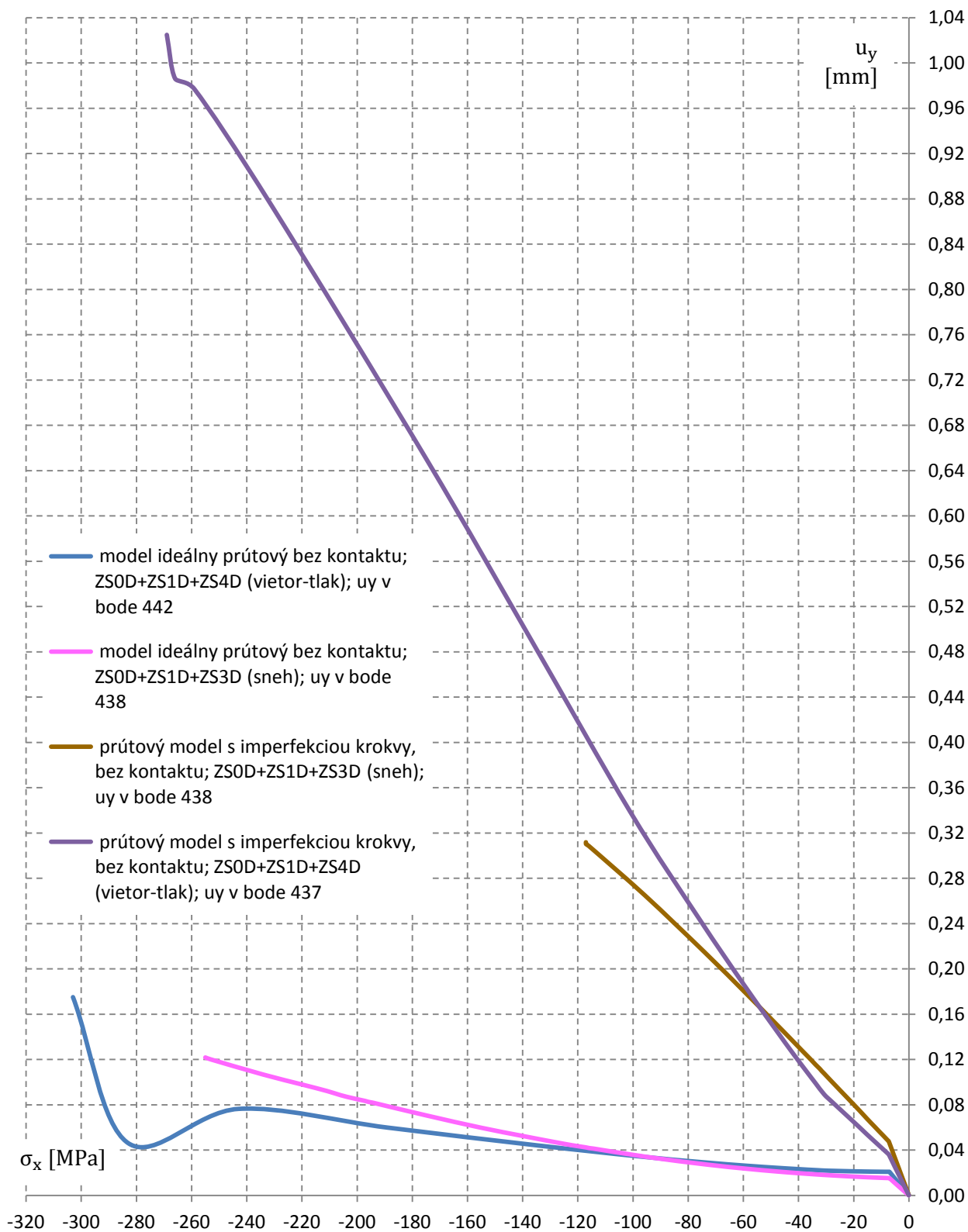
Pre škrupinový model je možný výber vypísania napätia v danom bode ako priemer zo susediacich elementov, a to pre ich strednicovú rovinu, vrchný okraj alebo spodný okraj elementov SHELL181. Podľa LSS daného elementu bol vždy zvolený ten okraj, ktorý dosahuje maximálne hodnoty v tlaku.

V prípade prútového modelu však vyexportovanie napätí na konci steny prierezu nie je možný. Pre jednotlivé pod kroky výpočtu boli preto hodnoty tlakového napätia v spodných častiach krokvy opísané ručne na základe grafických výsledkov (jedná sa o Graf.4.3)



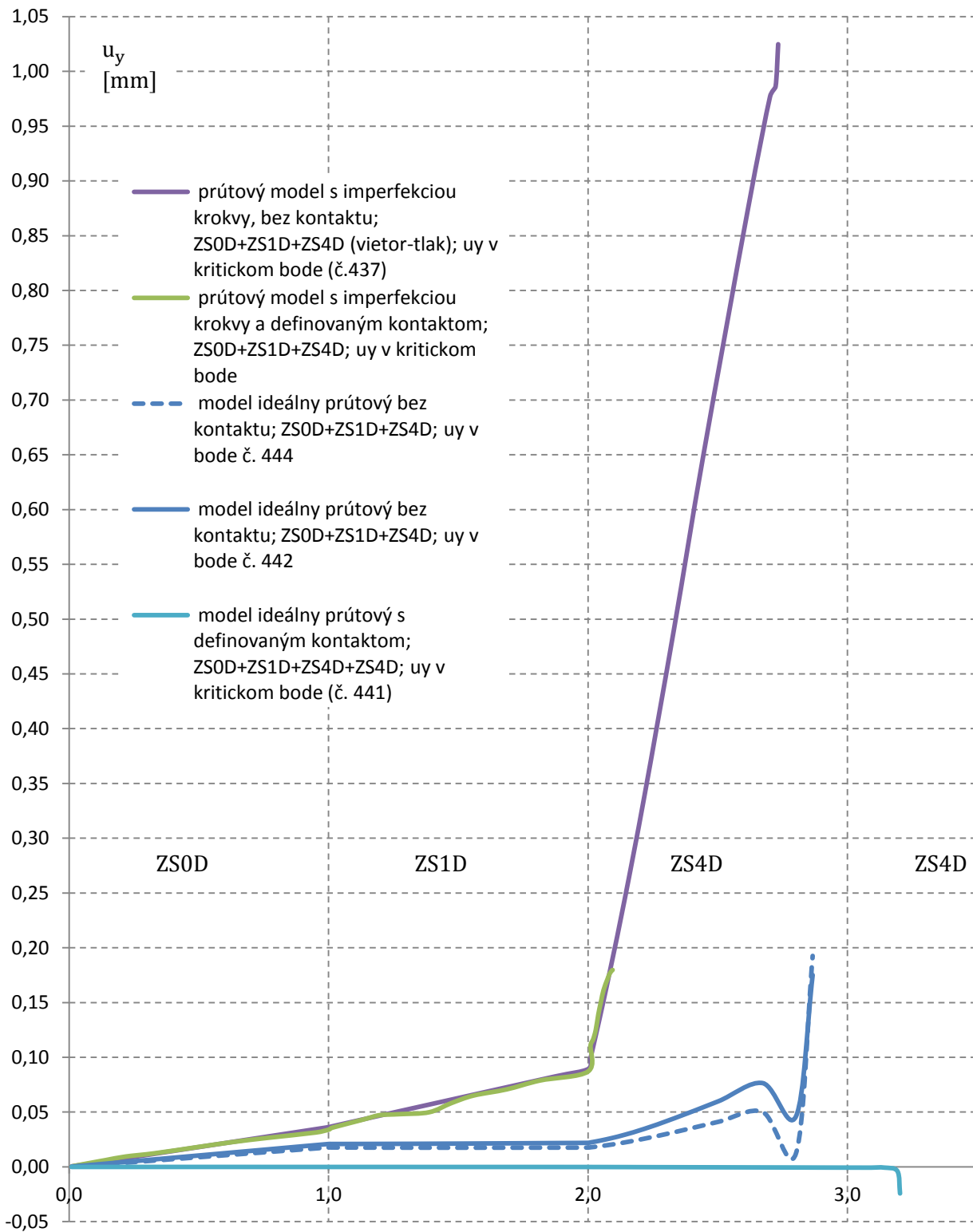
Graf.4.2 Porovnanie vybočenia kritického miesta na krokve pri zaťažení škrupinového modelu tlakom vetra so zaťažením tiažou snehu v závislosti na napätí v bode výskytu maximálneho tlakového napätia na krokve (v oblasti nad malým stĺpikom)

Na grafe možno pozorovať mierne odlišnú odozvu v deformácii krokvy škrupinového modelu na kritickom mieste pri rôznych charakteroch zaťaženia. Výpočet bol ukončený pri menšom tlakovom napätí v krokve (v oblasti nad malým stĺpikom okolo 95 MPa) práve pri zaťažení tlakom vetra. Zaťaženie tiažou snehu vyvolalo síce väčšie deformácie, ale k neskončovaniu výpočtu došlo až v pod kroku, keď bolo v danom mieste tlakové napätie okolo 132 MPa. Pre prútový model je však toto správanie presne opačné – vid' Graf.4.3



Graf.4.3 Porovnanie vybočení stredníc krokvy pri zaťažení tlakom vetra a tiažou snehu v prípade ideálneho modelu i modelu s vnesenou imperfekciou krokvy v závislosti na napätí v bode výskytu maximálneho tlakového napätia na krokve (v oblasti nad malým stúpickom).

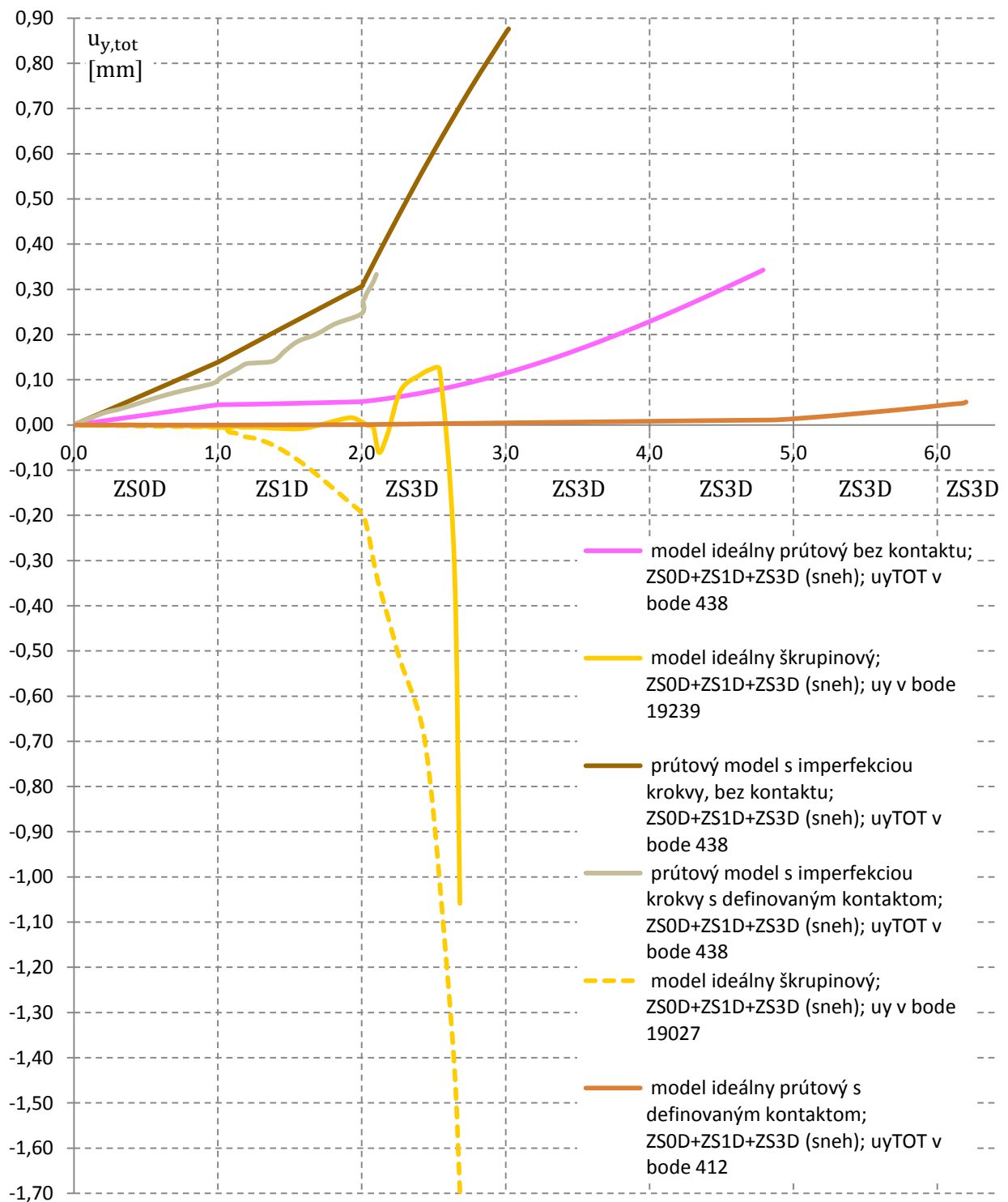
Na grafe možno pozorovať očakávané skoršie ukončenie výpočtu a výraznejšie deformácie práve v prípadoch vnesenia geometrických imperfekcií do krokvy v tvare počiatocného zakrivenia s ohľadom na vzpernú dĺžku prútov. V oboch prípadoch (ideálny model ; imperfekcia krokvy) došlo k neskončovaniu výpočtu pri menšom tlakovom napätí v prípade zaťažení tiažou snehu. Výrazne menšieho tlakového napätia pred ukončením výpočtu možno pozorovať po zavedení imperfekcie pri zaťažení snehom (255 MPa ideálny model; 120 MPa s imperfekciou). V prípade sania vetra síce maximálna deformácia výrazne stúpila, ale maximum tlakového napätia sa až tak výrazne nezmenšilo (z 300 MPa pre ideálnu krokvu na 270 MPa pre počiatocne zakrivenú).



Graf.4.4 Porovnanie vybočení strednice krokvy prúťových modelov pri zaťažení tlakom vetru: ideálneho, s vnesenou imperfekciou krokvy, s kontaktom i bez kontaktu

V prípade prúťového modelu bola pri zaťažení tlakom vetra pozorovaná najdlhšia odolnosť krokvy voči vybočeniu v prípade ideálneho modelu so zadefinovaným kontaktom (akvamarínová krivka) pre prúty krokvy podľa schémy z Obr.3.33. Tlakové napätie však v tomto prípade presiahlo medzi sklzu. Modrá plná a čiarkovaná krivka znázorňujú mierny rozdiel vo vybočení blízkych bodov v prípade ideálneho modelu. Model s imperfekciou krokvy a definovaným kontaktom paradoxne vydrží menej než model s imperfekciou krokvy a bez tohto kontaktu (fialová krivka). Menšie rozdiely v kontaktoch na krokve pre zelenú a akvamarínovú krivku boli objasnené v popise Obr.3.34, v popise nad týmto obrázkom a sú zhrnuté v prílohe A.





Graf.4.5 Porovnanie vybočení konca steny prierezu krokvy prúťových modelov pri zaťažení tiažou snehu: ideálneho, s vnesenou imperfekciou krokvy, s kontaktom i bez kontaktu; ako aj škrupinového modelu

Pri zaťažení tiažou snehu možno pozorovať veľmi podobné správanie sa jednotlivých modelov ako tomu bolo v Graf.4.4 pri tlaku vetra. V tomto prípade je dokonca škrupinový model odolnejší než prúťový s kontaktom a imperfekciou krokvy. Žltá plná a čiarkovaná krivka znázorňujú rozdiel vo vybočení blízokých bodov (viď Obr.3.47). Ideálny prúťový model s definovaným kontaktom taktiež prekonal medzu sklzu, preto v porovnaní (kapitola 6) tiež nebude spomenutý. Rozdiely v definovaných kontaktoch medzi modelom sivej a oranžovej krivky sú obdobné ako v prípade zaťaženia vetrom (Graf.4.4)

## 5. Únosnosť krokvy podľa EN

Krokva je v kritickom mieste namáhaná na kombináciu tlaku a ohybu okolo jednej osi  $u$  (os  $u$  je rovnobežná s kratšou stenou profilu L – vid' Obr.B.6). Ohyb okolo druhej osi je zanedbateľný. Pre určenie efektívneho prierezu modulu okolo osi  $u$  a efektívnej plochy prierezu boli použité príslušné normy (výpočet vid' príloha B) a prierezové charakteristiky (prierez L) boli určené nasledovne:

Plocha prierezu: pôvodná  $A = 255\text{mm}^2$ ; efektívna  $A_{\text{eff}} = 120\text{mm}^2$  (47,1% z pôvodnej).

Prierezový modul: pôvodný  $W_u = 3939\text{mm}^3$ ; efektívny  $W_{u,\text{eff}} = 688\text{mm}^3$  (17,5% z pôvodného).

Súčiniteľ vzpernosti  $\chi$  pre jeden nesymetrický prierez tvaru L pri uvážení priestorového vzperu (nemožno uvažovať ako vzper členeného prútu - vid' príloha B) je 0,35. Klopenie nenastáva, t.j.  $\chi_{LT} = 1,0$

Podmienka únosnosti pre kombinované namáhanie krokvy podľa normy:

Podľa 6.2.5(2) z [9] možno pre interakciu osovej sily a ohybového momentu pre tenkostenné prúty použiť vzťah (6.36) z [9]:

$$\left(\frac{N_{\text{Ed}}}{N_{\text{b,Rd}}}\right)^{0,8} + \left(\frac{M_{\text{u,Ed}}}{M_{\text{b,u,Rd}}}\right)^{0,8} \leq 1$$

Návrhová únosnosť vo vzpernom tlaku  $N_{\text{b,Rd}}$  sa pre prierez triedy 4 (tenkostenný) určí podľa (6.48) z 6.3.1.1(3) ako:

$$N_{\text{b,Rd}} = \frac{\chi \cdot A_{\text{eff}} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,35 \cdot 120,16 \cdot 350}{1,0} = 14719,6 \text{ N} = 14,72 \text{ kN}$$

Návrhový moment únosnosti  $M_{\text{b,u,Rd}}$  pôsobiaci okolo osi  $u$  sa pre prierez triedy 4 (tenkostenný) určí podľa (6.55) z 6.3.2.1(3) ako:

$$M_{\text{b,u,Rd}} = \chi_{LT} \cdot W_{u,\text{eff}} \frac{f_y}{\gamma_{M1}} = 1,0 \cdot 688,31 \cdot \frac{350}{1,0} = 240908,5 \text{ Nmm} = 0,241 \text{ kNm}$$

množina bodov  $[N_{\text{Ed}}; M_{\text{u,Ed}}]$ , ktoré vyhovujú tejto podmienke sa teda nachádzajú pod krivkou definovanou funkciou (v Graf.5.1 krivka únosnosti - KÚ - čierna bodkovaná krivka):

$$M_{\text{u,Ed}} = \frac{M_{\text{b,u,Rd}}}{N_{\text{b,Rd}}} \cdot (N_{\text{b,Rd}}^{0,8} - N_{\text{Ed}}^{0,8})^{5/4} = 0,01637228 \cdot (8,5966 - N_{\text{Ed}}^{0,8})^{1,25}$$

Pre určenie únosnosti konštrukcie v kritickom priereze krokvy podľa EN treba do diagramu  $[N; M_u]$  (Graf.5.2) vnieť body s danými hodnotami vnútorných síl postupne pre jednotlivé pod kroky zaťažovacích stavov. Je tak vytvorená krivka zaťažovacieho stavu (KZS). Konzervatívne možno uvažovať max. únosnosť konštrukcie, resp. kritického prierezu krokvy pre kombináciu  $N$  a  $M_u$  pre zaťaženie uplatnené v poslednom bode KZS ležiaceho pod KÚ. Presnejšie však možno nájsť bod prieniku  $KZS \cap KÚ$ .

V prípade zaťaženia tlakom vetra (modrá KZS) je tento prienik veľmi blízky bodu 7 danej KZS. V tomto bode bolo uplatnených 9,13% ZS4D (vid' Tab.5.1). Pre spätný dopyt maximálnej strednej rýchlosti vetra je preto uvažovaná táto hodnota (Tab.6.1).

V prípade zaťaženia tiažou snehu (ružová KZS) sa bod  $KZS \cap KÚ$  nachádza mierne nad bodom 10 (vid' Graf.5.2). Konzervatívne by sa takisto dalo považovať limitné zaťaženie aplikované v tomto bode. Pre detailnejšie zistenie únosnosti však boli súradnice bodu prieniku určené presnejšie. Na základe hodnôt z Tab.5.2 je vyjadrená rovnica priamky (resp. úsečky) medzi bodom 10 a 11 ako:

$$M_u = 0,824 \cdot N - 0,03443$$

Prienik tejto úsečky s KÚ bol zisťovaný pomocou webového výpočtového motoru WolframAlpha [18]. Najprv však verzia dostupná zdarma prienik pre obmedzený výpočtový čas neurčila (cca. apríl 2016). Preto bola KÚ v MS-EXCELI nahradená trendovou čiarou polynomickeho radu 6. stupňa. Následne bola súradnica  $N$  bodu prieniku úsečky a náhradného polynómu určená podľa [16] ako 0,31776 kN. Tomu na úsečke odpovedá súradnica momentu 0,2274 kNm. Pri kontrole tohto textu (cca. máj 2016) však už aj [18] vykázala výsledok súradnice prieniku  $N$  ako 0,3173798. Výsledky sú veľmi blízke, z toho dôvodu je v grafe napriek komplikovanejšiemu postupu ponechaná trendová čiara polynómu 6. stupňa, a bod prieniku je uvažovaný ako [0,31776 kN; 0,2274 kNm].

Každému bodu KZS odpovedá % uplatnenia zaťažovacieho stavu v danom pod kroku. V bode 1 je uplatnených 100% vlastnej tiaže (ZS0D). V bode 2 je 100% ZS0D a 100% tiaže fotovoltaiiky (ZS1D). Pre body č. 3 a viac je vždy 100% ZS0D+ZS1D a isté percento ZS3D ďalej označované ako %ZS. Rozdiel hodnoty %ZS dvoch susedných bodov na jednej KZS je označený ako  $\Delta\%$ . Dĺžka úsečky medzi dvoma susednými bodmi je  $\sqrt{(\Delta N^2 + \Delta M^2)}$ , kde  $\Delta N$  a  $\Delta M$  sú rozdiely v súradniciach týchto bodov. Predpoklad využitia lineárnej interpolácie pre hodnoty uplatnenia %ZS pre body na KZS v tejto oblasti sa javí ako vhodný, čo je ukázané v Graf.5.1. Vidno, že závislosť  $\Delta\% = f(\sqrt{(\Delta N^2 + \Delta M^2)})$  je v prípade zaťaženia tiažou snehu približne lineárna (v MS EXCELi preložená trendovou čiarou tvaru priamky s rovnicou spŕahlivosti  $R^2=0,9966$ . V prípade zaťaženia tlakom vetra dokonca  $R^2=1$ ).

Pri takejto lineárnej interpolácii uplatnenia %ZS vzhľadom na súradnice bodu odpovedá bodu prieniku  $KZS \cap KÚ$  približne 34,72% uplatnenia ZS3D. Vidno že pri uvažovaní limitného zaťaženia pre bod 10 (33,17% ZS3D podľa Tab.5.2) by bolo zanedbaných len 1,55% v prospech bezpečnosti. V tomto prípade to veľký význam nemá. Ak by však KÚ nepretínala KZS v blízkosti niektorého jej bodu, možno tento postup uplatniť namiesto opätovného spustenia výpočtu v ANSYSSE so zahustením jednotlivých pod krokov a opätovného ručného exportovania vnútorných síl v kritickom priereze, čo by bolo výrazne zdĺhavejšie. Treba však tiež vždy overiť prípadné použitie lineárnej interpolácie.

Na základe Graf.5.2 možno konštatovať, že zaťaženie snehom vyvoláva pri danej tlakovej normálovej sile vždy väčší ohybový moment než zaťaženie tlakom vetra. Sneh teda vyvoláva v kritickom priereze väčšiu excentricitu. Tento fakt môže byť jednou z príčin dosiahnutia vždy menšieho tlakového napätia (viď Graf.4.3) v kritickom priereze (v pod kroku pred neskonvergovaním výpočtu) pri zaťažení tiažou snehu než je tomu u zaťaženia tlakom vetra, ktoré podľa Graf.5.2 vyvoláva menšiu excentricitu normálovej tlakovej sily. V prípade škrupinového modelu je však väčšieho tlaku dosiahnutého pri zaťažení tiažou snehu (viď Graf.4.2). To sa síce javí v rozpore z touto teóriou, avšak vidno že vnútorné sily na škrupinovom modeli majú omnoho nelineárnejší charakter, z čoho nemožno ľahko a jednoznačne vyvodit' dôsledky.

Priebeh KZS (Graf.5.2) pre škrupinové modely je do bodu č. 2 (ZS0D+ZS1D - vlastná tiaž + tiaž fotovoltaiiky) podobný ako v prípade prúťového modelu. Bod 2 je síce mierne posunutý [221 N; 137 kNm] pre škrupinu oproti [170N; 114kNm] pre prúťový model, avšak KZS majú do bodu 2 opticky podobný tvar, približne rovnobežný. Prekvapivá zmena nastáva pri vynesení súradníc vnútorných síl pre jednotlivé pod kroky v krokoch zaťažovacích stavov tlakom vetra (červená) resp. tiažou snehu (oranžová). V škrupinovom modeli v prípade aplikácie ZS3D (zaťaženia snehom) dokonca pri uplatnení 41% zaťaženia tiažou snehu nastal v priereze menší ťah (značený znamienkom "-" 8. bod v Tab.5.3). V prípade škrupinového modelu zaťaženého tlakom vetra krivka KZS (červená) je síce chvíľu rovnovážna s KZS prúťového modelu, no neskôr takisto intenzívne mení smer. Toto môže byť spôsobené výraznejšou deformáciou konštrukcie (viď Obr.3.44 pre vietor a Obr.3.47 pre sneh) počas nelineárneho výpočtu. Omnoho výraznejšia nelinearita výpočtu než tomu je v prípade prúťového modelu "LL" je podložená aj väčšími rozdielmi medzi napätiami vyobrazenými v grafickom prostredí systému ANSYS a overením napätí ručným výpočtom za predpokladu lineárneho správania sa prierezu (viď overenia na základe Obr.3.45 a Obr.3.48).

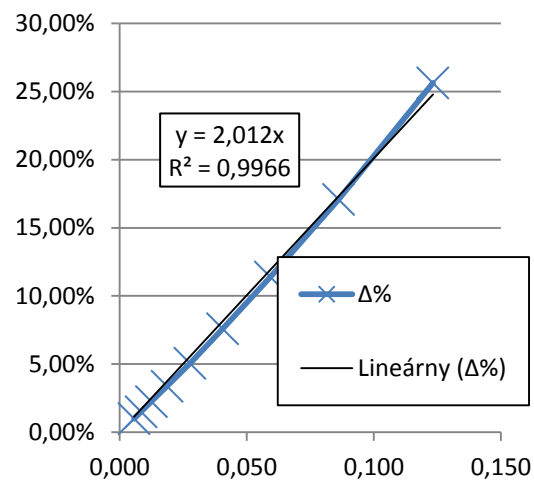
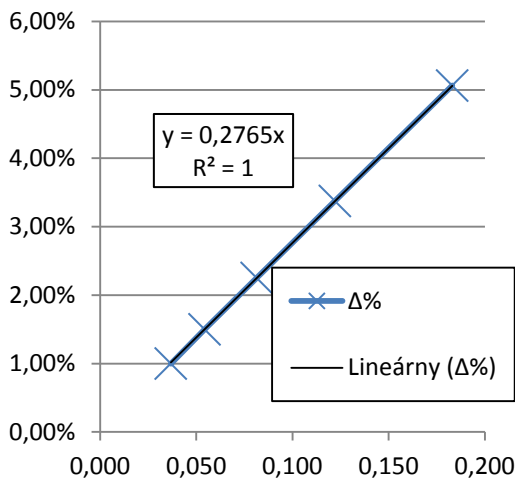
V prípade KZS škrupinového modelu preto prieniky KZS s KÚ nie sú určené. Orientačne možno porovnať % uplatnenia ZS posledného bodu, ktorý by podľa EN vyhovel na kombináciu M a N (na základe Tab.5.3). Pre zaťaženie tiažou snehu je to v okolí bodu s uplatnením 27%, čo je asi o 8% menej ako pre prúťový model. V prípade tlaku vetru by prienik bol v okolí bodu s 8% uplatnením ZS4D, takisto menej oproti 9,13% pre prúťový model. Pre stanovenú únosnosť podľa EN však ostávajú zistené % pre prúťový model, nakoľko celý charakter výpočtu podľa EN tiež krokvu zohľadňoval primárne ako prúťový prvok. Takisto prúťový model vykazoval rovnaké vnútorné sily (resp. len s menšími malým zanedbateľným rozdielom) aj pre lineárny výpočet so zanedbaním prírastkových deformácií z predošlých pod krokov (pri nastavení NLGEOM,OFF pred spustením výpočtu v riešiči systému ANSYS). V prípade ručného späťného výpočtu napätia v spodnej časti steny z vnútorných síl N a M na Obr.3.16 bola získaná hodnota -299 MPa, ktorá je takmer zhodná s hodnotou -303 MPa na Obr.3.16 (rozdiel je v zanedbaní nevýrazného ohybového momentu okolo druhej osi prierezu, prípadne v zaokrúhľovaní). Medzné hodnoty pre KÚ sú podľa EN určené práve pre lineárny výpočet konštrukcie bez imperfekcií, nakoľko tie sú zohľadnené v oslabení prierezu, zohľadnení vzperu, prípadne klopenia podľa postupov uvedených v EN.

Šedá bodkovaná čiara v Graf.5.2 je priamka únosnosti PÚ, ktorá by bola rozhodujúca pre nie tenkostenný oceľový prierez (len pre porovnanie).

ideálny prúťový LL model, vietor				
n	i (%ZS4D)	N <sub>ANSYS</sub> [kN]	M <sub>ANSYS</sub> [kNm]	NORMA
0.	0%	0,000	0,000	vyh.
1.	100%ZS0D	0,038	0,027	vyh.
2.	100%ZS1D	0,170	0,114	vyh.
3.	1,00%	0,203	0,126	vyh.
4.	2,00%	0,238	0,138	vyh.
5.	3,50%	0,290	0,155	vyh.
6.	5,75%	0,367	0,182	vyh.
7.	9,13%	0,482	0,221	vyh.
8.	14,19%	0,655	0,281	nevyh.
max.	86,57%	3,090	1,129	nevyh.

i <sub>n</sub> - i <sub>n-1</sub>			
Δ%	ΔN	ΔM	√(ΔN <sup>2</sup> +ΔM <sup>2</sup> )
1,00%	0,035	0,012	0,037
1,50%	0,051	0,018	0,054
2,25%	0,077	0,026	0,081
3,38%	0,115	0,040	0,122
5,06%	0,173	0,059	0,183

Tab.5.1 Súradnice jednotlivých bodov KZS (modrá) a hodnoty uplatnenia %ZS pre kritickú kombináciu so zaťažovacím stavom ZS4D (tlak vetru); vpravo Δ% susedných bodov KZS pre overenie prípadnej lineárnej interpolácie (v tomto prípade nebola nutná - bod 7 leží veľmi blízko KZS ∩ KÚ )



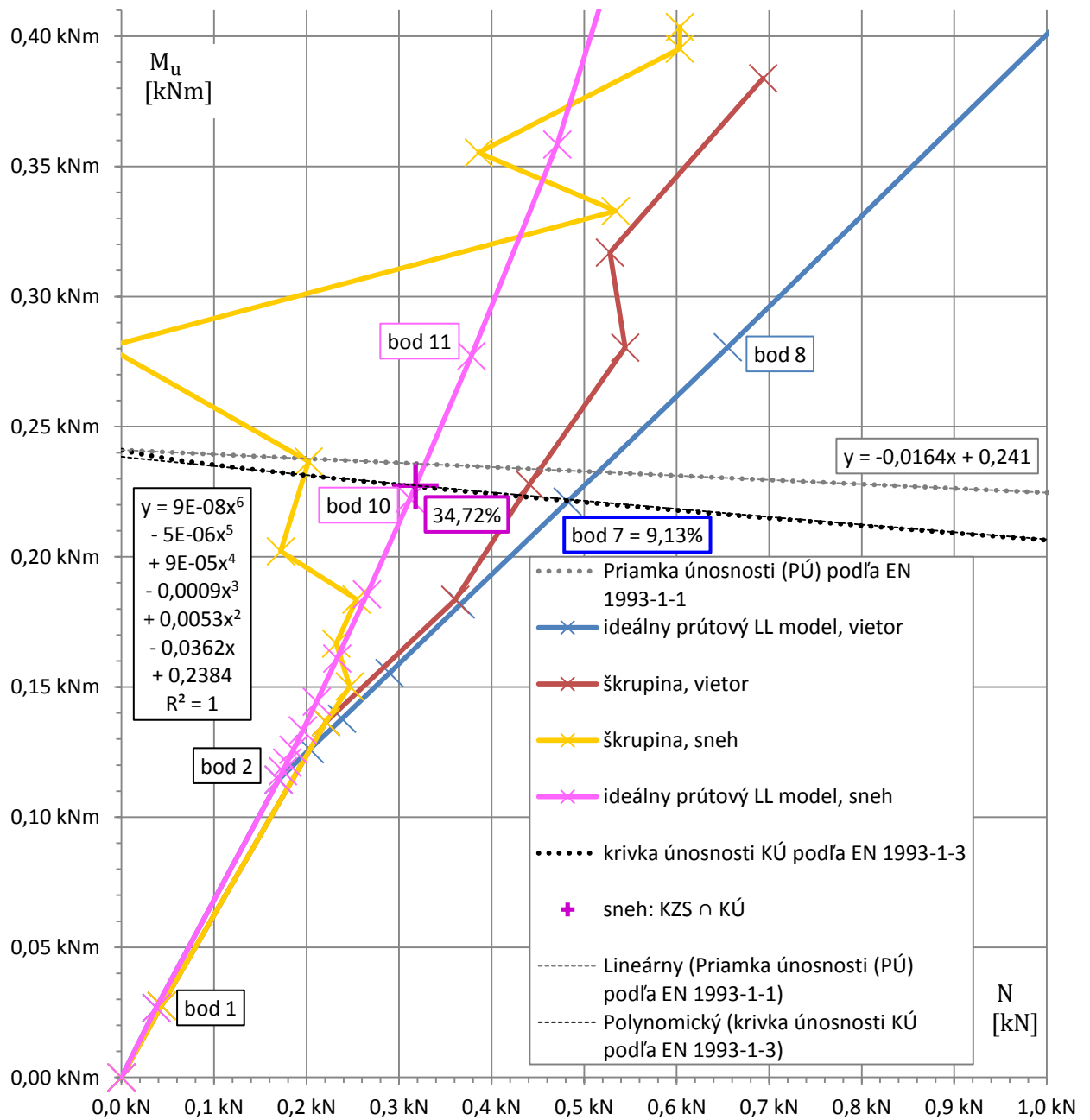
Graf.5.1 Grafické vyobrazenie závislosti  $\Delta\% = f(\sqrt{(\Delta N^2 + \Delta M^2)})$  a preloženie trendovou čiarou v MS EXCELI tvaru priamky s vyobrazením rovnice spoľahlivosti  $R^2$ . Vľavo pre zaťaženie tlakom vetra (Tab.5.1); vpravo pre zaťaženie tiažou snehu (Tab.5.2)

ideálny prúťový LL model, sneh				
n	i (%ZS3D)	N <sub>ANSYS</sub> [kN]	M <sub>ANSYS</sub> [kNm]	NORMA
0.	0%	0,000	0,000	vyh.
1.	100%ZS0D	0,038	0,027	vyh.
2.	100%ZS1D	0,170	0,114	vyh.
3.	1,00%	0,174	0,118	vyh.
4.	2,00%	0,179	0,121	vyh.
5.	3,50%	0,186	0,126	vyh.
6.	5,75%	0,196	0,133	vyh.
7.	9,13%	0,211	0,144	vyh.
8.	14,19%	0,233	0,161	vyh.
9.	21,78%	0,265	0,186	vyh.
10.	33,17%	0,312	0,222	vyh.
11.	50,26%	0,378	0,277	nevyh.
12.	75,89%	0,471	0,358	nevyh.
max.	278,90%	1,008	0,973	nevyh.

i <sub>n</sub> - i <sub>n-1</sub>			
Δ%	ΔN	ΔM	√(ΔN <sup>2</sup> +ΔM <sup>2</sup> )
1,00%	0,005	0,003	0,006
1,50%	0,007	0,005	0,008
2,25%	0,010	0,007	0,012
3,37%	0,015	0,011	0,019
5,06%	0,022	0,017	0,028
7,59%	0,032	0,025	0,041
11,39%	0,047	0,037	0,059
17,09%	0,066	0,055	0,086
25,63%	0,093	0,081	0,123

Tab.5.2 Súradnice jednotlivých bodov KZS (ružová) a hodnoty uplatnenia %ZS pre kritickú kombináciu so zaťažovacím stavom ZS3D (sneh); vpravo Δ% susedných bodov KZS pre overenie použitej lineárnej interpolácie

pozn.: súradnice jednotlivých bodov KZS sú hodnoty vnútorných síl N a M<sub>u</sub> odčítané v kritickom mieste krokvy nad malým stĺpikom. Export týchto dát prebehol manuálnym opisom hodnôt jednotlivých pod krokov.








Graf.5.2 Diagram rozloženia  $M_u$  a  $N$ , grafické znázornenie  $KZS \cap KÚ$

škrupina, sneh					škrupina, vietor				
n	%ZS3D	$N_{ANSYS}$ [kN]	$M_{ANSYS}$ [kNm]	NORMA	n	%ZS4D	$N_{ANSYS}$ [kN]	$M_{ANSYS}$ [kNm]	NORMA
0.	0%	0	0	vyh.	0.	0%	0	0	vyh.
1.	100%ZS0D	0,043	0,028	vyh.	1.	100%ZS0D	0,043	0,028	vyh.
2.	100%ZS1D	0,221	0,137	vyh.	2.	100%ZS1D	0,221	0,137	vyh.
3.	4%	0,247	0,150	vyh.	3.	4%	0,361	0,184	vyh.
4.	8%	0,232	0,167	vyh.	4.	8%	0,441	0,228	vyh.
5.	12%	0,254	0,184	vyh.	5.	12%	0,544	0,280	nevyh.
6.	18%	0,172	0,202	vyh.	6.	16%	0,528	0,317	nevyh.
7.	27%	0,202	0,237	vyh.	7.	22%	0,694	0,384	nevyh.
8.	41%	-0,015	0,281	nevyh.					
9.	47%	0,534	0,333	nevyh.					
10.	54%	0,386	0,355	nevyh.					
11.	64%	0,603	0,395	nevyh.					
12.	68%	0,603	0,404	nevyh.					

Tab.5.3 Hodnoty  $M_u$  a  $N$  v kritickom priereze krokvy nad malým stĺpikom v škrupinovom modeli; pozn.: podmienka vyhovenia je vzťahnutá k šedej priamke únosnosti PÚ






## 6. Porovnanie výsledkov

Na základe predošlých výsledkov z jednotlivých modelov a výpočtov podľa normy sú zostavené tabuľky, v ktorých sú určené a porovnané maximálne možné zaťaženia ktoré by daný model bol schopný preniesť pre tlak vetra (stredná rýchlosť pre uvažovanú kategóriu terénu I.) a tiež snehu (plošná hmotnosť na pôdorysný priemet  $\text{kg/m}^2$ ).

sneh: určenie max. zaťaženia pre splnenie návrhovej hodnoty	pôdorysne $\text{kN/m}^2$	$\text{kg/m}^2$	%ZS3D v poslednom pod kroku	$\text{kg/m}^2$
$g = 9,81$	aplikované v 1		hodnota v poslednom	
"LL" ideálny model bez kontaktu 	0,80	81,55	278,90%	227,4
"LL" bez kontaktu s imperfekciou krokvy 	0,80	81,55	102,00%	83,2
"LL" s kontaktom a imperfekciou krokvy 	0,80	81,55	10,25%	8,4
ideálna škrupina 	0,80	81,55	68,13%	55,6
NORMA EN 1993-1-3 	0,80	81,55	34,72%	28,3

Tab.6.1 Vyjadrenie intenzity aplikovaného zaťaženia v posledných podkrokoch v jednotlivých modeloch pri zaťažení tiažou snehu a spätný dopočet odpovedajúcej hmotnosti snehu.

Podľa výpočtu na základe EN je konštrukcia schopná preniesť zaťaženie vyvolané snehom cca.  $28,3 \text{ kg/m}^2$ . Pri uvažovanej hustote tzv. starého snehu (niekoľko týždňov alebo mesiacov po napadnutí) podľa [15] o hodnote  $300 \text{ kg/m}^3$  tomuto zaťaženiu odpovedá (na zemi) hrúbka asi  $94,3 \text{ mm}$  takéhoto druhu snehu. Ideálny prúťový "LL" model bez kontaktu uniesol približne  $657 \text{ mm}$  hrubú perinu starého snehu (hrúbka kolmo na sklon pultu), čomu odpovedá až  $758 \text{ mm}$  snehu na zemi ( $657 = 758 \cos 30^\circ$ ). Možno konštatovať konzervatívnosť normového výpočtu. Najmenšiu odolnosť má však prúťový model s imperfekciou a definovaným kontaktom. Nastáva otázka vhodnosti definovania kontaktov na prúte s definovanou imperfekciou, prípadne správnosť ich nadefinovania.

viator - tlak: určenie max. zaťaženia pre splnenie návrhovej hodnoty. Aplikovaná stredná rýchlosť vetra pri hustote vzduchu $\rho = 1,37 \text{ kg/m}^3$ je $23,6 \text{ m/s}$ . Maximálny dynamický tlak vetru $q_p(z)$ , stredné rýchlosti vetra a intenzita turbulencie sú uvažované vo výške $z = h = 2,6 \text{ m}$ nad úrovňou terénu kategórie I v II. vetrovej oblasti. Pre oblasť A bol uvažovaný súčiniteľ $c_{p,net} = 2,2$	zaťaž. v oblasti A ... $\text{kN/m}^2$	$q_p(z)$ kPa	rýchlosť vetra $\text{m/s}$ pri $\rho = 1,25 \text{ kg/m}^3$	%ZS4D v poslednom pod kroku	zaťaž. v oblasti A ... $\text{kN/m}^2$	$q_p(z)$ kPa	rýchlosť vetra $\text{m/s}$ pri $\rho = 1,37 \text{ kg/m}^3$	rýchlosť vetra $\text{m/s}$ pri $\rho = 1,25 \text{ kg/m}^3$
intenzita turbulencie $I_v = 0,1798$	aplikované zaťaženie		hodnota zaťaženia v poslednom pod kroku					
"LL" ideálny model bez kontaktu 	1,90	0,86	24,7	86,57%	1,64	0,75	22,0	23,0
"LL" bez kontaktu s imperfekciou krokvy 	1,90	0,86	24,7	73,33%	1,39	0,63	20,2	21,2
"LL" s kontaktom a imperfekciou krokvy 	1,90	0,86	24,7	9,50%	0,18	0,08	7,3	7,6
ideálna škrupina 	1,90	0,86	24,7	22,00%	0,42	0,19	11,1	11,6
NORMA EN 1993-1-3 	1,90	0,86	24,7	9,13%	0,17	0,08	7,1	7,5

Tab.6.2 Vyjadrenie intenzity aplikovaného zaťaženia v posledných podkrokoch v jednotlivých modeloch pri zaťažení tlakom vetra a spätný dopočet odpovedajúcej strednej rýchlosti vetru.

v prípade zaťaženia tlakom vetra sa výpočet podľa normy opäť javí konzervatívne. Prúťový model so zadenovanými kontaktmi a imperfekciou krokvy má rovnako pomerne malú únosnosť. V tomto prípade však bližšiu normovému výpočtu.

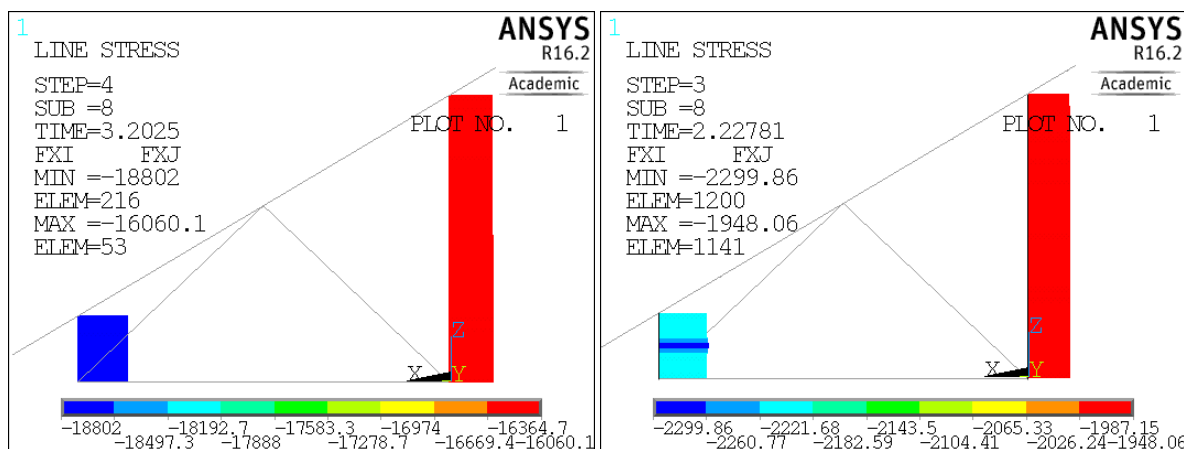
Ideálny prúťový model s definovaným kontaktom nie je zahrnutý ani v jednom porovnaní, nakoľko k vybočeniu jeho krokvy došlo za hranicu medze sklzu materiálu. Ako najodolnejší sa v oboch prípadoch javí ideálny prúťový model. Škrupinový model vykazuje vždy menšiu odolnosť než prúťový (s výnimkou prúťového s imperfekciou a kontaktom).

## 7. Únosnosti ostatných prútov podľa EN

Počas analýzy sa vyskytli viaceré podnety overenia únosnosti stĺpikov podľa EN. Napríklad výraznejšie vybočenie malého stĺpika pri zaťažení prútového modelu LL s vnesenou imperfekciou tiažou snehu (Obr.3.21), overenie únosnosti stĺpika modelu LLUU na krútenie, prípadne priečne sily (Obr.3.27), alebo vybočenie stĺpika pri definovaných kontaktoch na modeli LL (Obr.3.32)

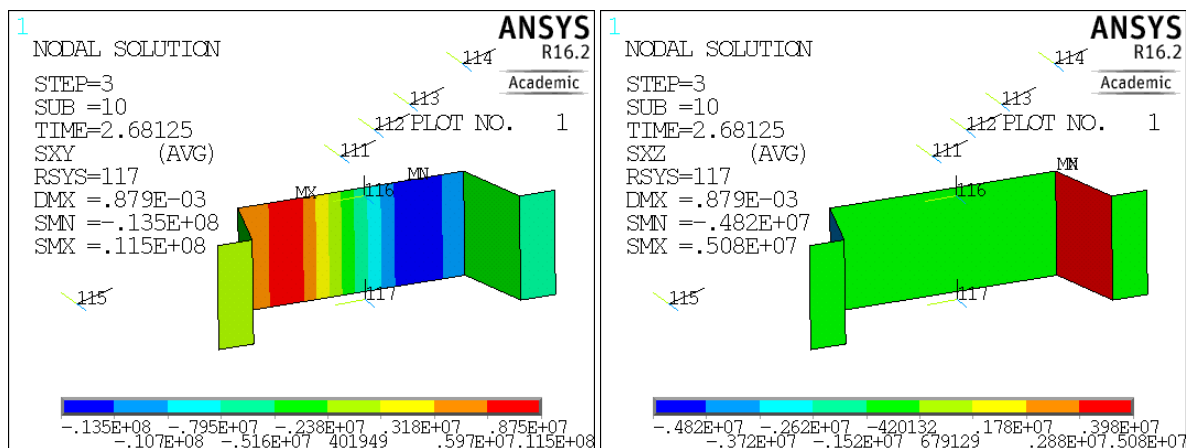
V prílohe C je určená únosnosť jednej časti prútu stĺpika na vzper 5,4 kN v prípade veľkého stĺpika (uvažované vzperné dĺžky vid' príloha C) a 26,6 kN pre malý stĺpik.

V prípade veľkého stĺpika (pre celý stĺp) je únosnosť v tlaku približne 10,8 kN – táto hodnota sa javí v porovnaní s vnútornými silami pre prútový model "LL" konzervatívne. Napríklad v prípade ideálneho prútového modelu "LL" (s definovaným kontaktom na krokve) pri zaťažení ZS0D+ZS1D+2\*ZS4D prenáša normálovú silu o veľkosti 16,06 kN (Obr.7.1 vľavo) a vybočenie v stĺpiku nenastalo (vid' Obr.3.33). Avšak v prípade ideálneho prútového modelu "LLUU" (bez akéhokoľvek definovaného kontaktu) pri zaťažení ZS0D+ZS1D+UUZS4D prenáša celý veľký stĺpik zatiaľ iba 3,9 kN (Obr.7.1 vpravo) a mierne deformácie v smere globálnej osi y už možno pozorovať (vid' Obr.3.27). Pre celý malý stĺpik je únosnosť v tlaku približne 53,8 kN. Obdobne možno pozorovať zvýšené deformácie (Obr.3.27) v malom stĺpiku v prípade modelu "LLUU" za tlakovej sily len 4,6 kN.



Obr.7.1 Normálové sily  $F_x$  [N] v stĺpikoch: vľavo pre model "LL" pre celý členený prút, vpravo pre model "LLUU" pre jednu časť členeného prútu; v oboch prípadoch pre zaťaženie tlakom vetru.

V modeli typu "LLUU" (Obr.3.27) a v prípade modelu "LL" s vnesenou imperfekciou krokvy (Obr.3.21), sa do hlavy stĺpika vždy vnášajú malé, ale v porovnaní s ideálnym modelom v niektorých prípadoch výrazne väčšie šmykové sily alebo krútiace momenty. V neskonvergovanom kroku výpočtu pri vnesení imperfekcie do krokvy bolo dokonca vybočenie stĺpika najvýraznejšie. Preto sú tiež v prílohe C určené únosnosti prierezu stĺpika na šmykovú silu a torzný moment.



Obr.7.2 Ideálny škrupinový model (ZS0D+ZS1D+ZS3D) - vľavo šmykové napätia  $\tau_{xy}$  [Pa]; vpravo šmykové napätia  $\tau_{xz}$  [Pa]; v oboch prípadoch zobrazené pre LSS 117 (os x - čierna; z - modrá)

Šmykové napätia v škrupinovom modeli (Obr.7.2) nedosahujú významných hodnôt. Na Obr.7.2 vľavo možno pozorovať uplatnenie pozdĺžnej steny prierezu stĺpiku na prenose šmykovej sily pôsobiacej v rovine priehtady, pričom pozdĺžne časti zalomených výstuh neprenášajú takmer žiadnu šmykovú silu. V pravej časti Obr.7.2 je výrazné uplatnenie priečnej časti výstuh na prenose šmykovej sily pôsobiacej kolmo na rovinu rámu.

Únosnosť stĺpika (podľa prílohy C) na šmykovú silu pôsobiacu z roviny rámu (v priečnom smere) je  $V_{Rd,z} = 21,6$  kN pre celý stĺpik. Na Obr.3.22 (v GSS je to sila FY) možno pozorovať že vzniknuté vnútorné sily nedosahujú kritických hodnôt.

Pevnosť v šmyku v rovine priehrady  $V_{b,Rd,y} = 23,8$  kN je takisto dostačujúca. Tu bola však zohľadnená aj lokálna priečna únosnosť steny prierezu  $R_{w,Rd,y} = 5$  kN zaťaženej podporovou reakciou, resp. silou vnášanou do steny cez skrutku. Táto skutočnosť síce výrazne zredukovala únosnosť prierezu stĺpika v jeho hlave v rovine priehrady, avšak stĺpik stále vyhovie nevýraznej zložke sily pôsobiacej na hlavu stĺpika v rovine priehrady 123N (podľa Obr.3.22 FX v GSS).

V prípade modelu „LLUU“ sa do hlavy stĺpiku vnášal síce nepatrný krútiaci moment (Obr.3.27), ktorý je podľa prílohy C stĺpik schopný preniesť, avšak šmykové napätie od voľného krútenia veľkosti cca. 50 MPa vyčerpalo približne  $\frac{1}{4}$  únosnosti ( $350/\sqrt{3}$ ). V prípade ideálneho modelu „LL“ sa v hlave stĺpiku nevyskytli prakticky žiadne krútiace momenty. Po zavedení imperfekcie sa v hlave stĺpiku vyskytli veľmi malé krútiace momenty (Obr.3.21).

Stena stĺpiku by však podľa prílohy C nevyhovela na otláčenie skrutky. Maximálna možná výslednica pôsobiaca na hlavu stĺpika je  $F_{b,Rd} = 9,70$  kN. Táto únosnosť bola prekonaná vo viacerých kombináciách tejto práce. Napr. pri pôsobení tlaku vetra (ZS0D+ZS1D+ZS4D) na model "LL" s vnesenou imperfekciou krokvy je sila prenášaná z krokvy na malý stĺpik v rovine priehrady približne 11,64 kN (výslednica zo síl FZ a FX v GSS z Obr.3.22). Z toho dôvodu by bolo potrebné použiť širšiu stenu, väčší priemer skrutky, prípadne viac skrutiek, čo by však mohlo spôsobiť iný charakter spoja a teda prípadný prenos momentov. Táto skutočnosť však nie je porovnateľná s modelom MKP kde je skrutka modelovaná spoločnou deformáciou istých bodov.

Malý stĺpik by podľa výpočtov na základe EN mal bez väčších problémov preniesť všetky pôsobiace vnútorné sily. Vybočenie stĺpika v prípade modelu "LL" s imperfekciou krokvy pri zaťažení ZS0D+ZS1D+2\*ZS3D (Obr.3.21) bolo zrejme spôsobené vnesenou imperfekciou krokvy a jej vybočením, ktoré takisto vplývalo na tento stĺpik. V prípade modelu "LLUU" (Obr.3.27) sa síce vyskytli výrazne väčšie všetky šmykové sily, torzný moment i moment z roviny priehrady, avšak aj tieto hodnoty vnútorných síl (z posledného pod kroku) by podľa výpočtov EN uplatnených v prílohe C mal prierez bez väčších problémov preniesť. Je možné že pri zjemnení výpočtových krokov by bolo dosiahnutého výraznejšieho krútiaceho momentu, nakoľko bol pozorovaný jeho intenzívnejší nárast práve v posledných pod krokoch. Model "LLUU" však bol opustený z problematiky objasnenej pod Obr.3.31 (teda faktu vzniku krútenia prierezu).

Veľký stĺpik v modeli "LL" (síce ideálny) vykazuje väčšiu únosnosť než bola určená na základe EN (Tab.C.4). Z tohto hľadiska sa výpočty aj pre stĺpiky podľa EN javia dostatočne konzervatívne.

Únosnosť ostatných prierezov (diagonál, väzníc, tiahla) podľa EN nie je v tejto práci posudzovaná, nakoľko sa nejednalo o kritické miesta konštrukcie. V prípade vybočujúcich diagonál toto vybočenie evidentne nevedlo k ukončeniu nelineárneho výpočtu. Kritický prierez krokvy je tiež jednoznačne určený v škrupinovom modeli.



## 8. Záver

Zaťažovacie stavy uvažované na konštrukcii sú: ZS0 = vlastná tiaž oceľových prvkov; ZS1 = vlastná tiaž fotovoltaiických panelov; ZS2 = námraza; ZS3 = sneh; ZS4 = tlak vetra; ZS5 = sanie vetra. Ako kritické sa javili viaceré kombinácie, podrobnejšie rozobraté v tejto práci sú dve kombinácie a to: ZS0D+ZS1D+ZS3D a ZS0D+ZS1D+ZS4D. Pre kombinácie boli uplatnené dielčie súčinitele zaťaženia podľa [1]. Zaťaženie ZS5 takisto presiahne kritické hodnoty, avšak v konštrukcii vyvoláva opačné vnútorné sily ako tie, ktoré spôsobili kolaps podľa úvodu tejto práce (Obr.1.2). Preto nie sú bližšie rozobraté kombinácie s týmto zaťažením.

V tejto práci bola určená stabilitná únosnosť krokvy (kritického prútu konštrukcie) nelineárnymi výpočtami MKP systémom ANSYS. Boli namodelované viaceré varianty prúťového modelu a škrupinový model.

Najreálnejšie chovanie sa konštrukcie spomedzi prúťových modelov je pozorované pre tzv. "LL" model (kapitola 3.b), ktorého členený prút krokvy je modelovaný pomocou dvoch rovnobežných prúťov typu BEAM188. Ostatné prúťové modely (kapitola 3) neboli vhodné.

Pre prúťový model bola tiež vnesená geometrická imperfekcia v tvare počiatočného vybočenia krokvy. Vybraný bol ten vlastný tvar konštrukcie, ktorého tvar vybočenia krokvy najviac odpovedal normovým požiadavkám zakrivenia. Hodnota vybočenia krokvy v strede vzpernej dĺžky bola upravená tak, aby odpovedala požadovanému vybočeniu. V prípade takto upravenej konštrukcie so zavedenou imperfekciou došlo k vybočeniu v kritickom mieste pre každú kombináciu vždy skôr (Graf.4.3).

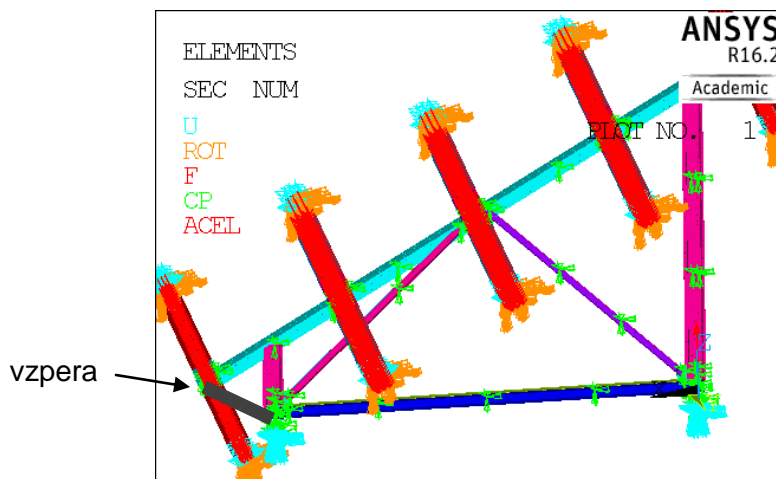
Ako alternatíva bol tiež uvažovaný prúťový model "LL" so zadefinovaným kontaktom na prvkoch krokvy. Chovanie sa tohto modelu je však pozoruhodné. V prípade ideálneho prútu krokvy kontakty prispeli k pevnosti konštrukcie, avšak v prípade prútu s vnesenou imperfekciou uškodili (vid' Graf.4.4 a Graf.4.5). Vlastnosti takto definovaných kontaktov sú popísané v kapitole 3.c a zhrnuté v prílohe A. Správnosť definovania týchto kontaktov nie je preto celkom evidentná.

Pre porovnanie bol takisto vyhotovený omnoho podrobnejší škrupinový model (kapitola 3.d), ktorý vo všeobecnosti vykazuje menšiu odolnosť než prúťový.

Výsledky boli tiež porovnané s medznou únosnosťou stanovenou podľa príslušných noriem. Možno konštatovať fakt, že norma sa javí oproti výpočtom MKP pomerne konzervatívne (kapitola 6).

Na konštrukcii bolo odhalených viacero nedostatkov. Napríklad nevyhovenie otláčenia skrutky v hlave malého stĺpiku. Do Hlavy pilóty je potreba pridať skrutky na umožnenie prenesenia momentu (vid' Obr.3.41)

Hlavná príčina skolabovania konštrukcie je však v mieste nad malým stĺpikom. Nad podporou totiž nastáva v priereze krokvy významný tlak v spodnej časti steny, ktorá nie je zaistená voči vybočeniu. To by sa dalo riešiť pri takejto geometrii iným prierezom krokvy napojeným na stĺpik cez styčnickový plech obdobne ako pri päte stĺpiku (Obr.3.40 hore vľavo). Omnoho vhodnejšie je však doplnenie nevhodne navrhutej prieprahy o vzperu, ktorá by odľahčila kritické miesto nad stĺpikom (Obr.8.1), čím by došlo k prerozdeleniu vnútorných síl a zmenšilo by sa tlakové napätie v spodnej časti steny. Lepšia by sa javila taká konštrukcia kde by sa zaťaženie z väzníc vnášalo v blízkosti styčnickov prieprahy, tak aby v hornom páse nevznikal výrazný ohyb.



Obr.8.1 Možné riešenie pre zníženie tlakového napätia v krokve nad podporou

## Zoznam použitých zdrojov:

- [1] ČSN EN 1990 ed.2 (73 0002) *Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí*. Praha: ÚNMZ, 2.2011.
- [2] ČSN EN 1991-1-4 ed.2 (73 0035) *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí – Část 1-4: Obecná zatížení – Zatížení větrem*. Praha: ÚNMZ, 4.2013.
- [3] Hustota suchého vzduchu. *tzb.info*. [online]. 2001 [cit. 2015-10-10]. Dostupné z: <http://www.tzb-info.cz/tabulky-a-vypocty/70-hustota-sucheho-vzduchu>
- [4] Porovnání technických parametrů fotovoltaických panelů a termálních kolektorů. *tzb.info*. [online]. 14.10.2013 [cit. 2015-10-10]. Dostupné z: <http://voda.tzb-info.cz/priprava-teple-vody/10453-priprava-teple-vody-fotovoltaika-nebo-solarni-tepelne-kolektory>
- [5] Přehled trhu – fotovoltaické panely. *tzb.info*. [online]. 30.11.2009 [cit. 2015-10-10]. Dostupné z: <http://oze.tzb-info.cz/fotovoltaika/6093-prehled-trhu-fotovoltaicke-panely>
- [6] ČSN EN 1991-1-3 ed.2 (73 0035) *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí – Část 1-3: Obecná zatížení – Zatížení sněhem*. Praha: ÚNMZ, 6.2013.
- [7] ČSN 73 0035 *Zatížení stavebních konstrukcí*. Praha: ÚNM, 1.5.1988.
- [8] ČSN EN 1993-1-1 ed.2 (73 1401) *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. Praha: ÚNMZ, 7.2011
- [9] ČSN EN 1993-1-3 (73 1401) *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-3: Obecná pravidla - Doplnující pravidla pro tenkostěnné za studena tvarované prvky a plošné profily*. Praha: ÚNMZ, 2.2008
- [10] ČSN EN 1993-1-5 ed.2 (73 1401) *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-5: Boulení stěn*. Praha: ÚNMZ, 12.2013
- [11] PECHAR, Jiří, Jiří STUDNIČKA. *Prvky kovových konstrukcí*. Praha: ČVUT, 1983, 214 s.
- [12] MELCHER, Jindřich, Marcela KARMAZÍNOVÁ, Miroslav BAJER, Karel SÝKORA. *Prvky kovových konstrukcí: MODUL B002-M03 Pruty namáhané tahem a tlakem (študijná opora)*. Brno: VUT, 2005, 57 s.
- [13] ČSN EN 1993-1-8 ed.2 (73 1401) *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-8: Navrhování styčníků*. Praha: ÚNMZ, 11.2013
- [14] MELCHER, Jindřich, Marcela KARMAZÍNOVÁ, Miroslav BAJER, Karel SÝKORA. *Prvky kovových konstrukcí: MODUL B002-M05 Pruty namáhané kroucením (študijná opora)*. Brno: VUT, 2005, 32 s.
- [15] Normy aneb kolik váží sníh?. *snihnastrese*. [online]. 8.4.2016 [cit. 2016-04-08]. Dostupné z: <http://www.snihnastrese.cz/normove-zatizeni-snehovych-oblasti/>
- [16] wolfram. *WolframAlpha*. [online]. 2016 [cit. 2016-04-11]. Dostupné z: [https://www.wolframalpha.com/input/?i=0.824\\*x+-+0.03443+%3D+9E-08\\*x%5E6+%0B-+5E-06\\*x%5E5+%0B%2B+9E-05\\*x%5E4+%0B-+0.0009\\*x%5E3+%0B%2B+0.0053\\*x%5E2+%0B-+0.0362\\*x+%0B%2B+0.2384](https://www.wolframalpha.com/input/?i=0.824*x+-+0.03443+%3D+9E-08*x%5E6+%0B-+5E-06*x%5E5+%0B%2B+9E-05*x%5E4+%0B-+0.0009*x%5E3+%0B%2B+0.0053*x%5E2+%0B-+0.0362*x+%0B%2B+0.2384)
- [17] ANSYS, Inc. *ANSYS LS-DYNA Users Guide release 17.0*. [pdf]. Canonsburg, PA: January 2016
- [18] wolfram. *WolframAlpha*. [online]. 2016 [cit. 2016-05-14]. Dostupné z: [https://www.wolframalpha.com/input/?i=0.824\\*N-0.03443%3D0.01637228\\*\(8.5966-N%5E0.8\)%5E1.25](https://www.wolframalpha.com/input/?i=0.824*N-0.03443%3D0.01637228*(8.5966-N%5E0.8)%5E1.25)
- [19] Součinitel smykového tření. *conVERTER*. [online]. 2002 [cit. 2016-01-15]. Dostupné z: <http://www.converter.cz/tabulky/smykove-treni.htm>

## Zoznam použitých skratiek a symbolov:

### 1. Úvod

$c_{prob}$  súčiniteľ pravdepodobnosti

### 2. Určenie zaťaženia

vietor

$z_0$  parameter drsnosti uvažovaného terénu

$z_{min}$  minimálna výška

$z_{max}$  maximálna výška

$z$  výška nad zemou

$z_e$  referenčná výška

$h$  výška konštrukcie

$c_{dir}$  súčiniteľ smeru vetru

$c_{season}$  súčiniteľ ročného obdobia

$v_{b,0}$  podstatná hodnota základnej rýchlosti vetra

$v_b$  základná rýchlosť vetru

$c_o(z)$  súčiniteľ orografie

$c_r(z)$  súčiniteľ drsnosti terénu

$v_m(z)$  stredná rýchlosť vetru

$k_r$  súčiniteľ terénu

$z_{0,II}$  parameter drsnosti terénu kategórie terénu II

$I_v(z)$  intenzita turbulencie

$k_I$  súčiniteľ turbulencie

$\rho$  merná hmotnosť vzduchu - doporučená hodnota  $1,25\text{kg/m}^3$

$q_p(z)$  maximálny dynamický tlak vetru pri doporučenej mernej hmotnosti vzduchu  $1,25\text{kg/m}^3$

$q_{p,zima}(z)$  maximálny dynamický tlak vetru pri mernej hmotnosti vzduchu  $1,37\text{kg/m}^3$

$c_{p,net}$  súčiniteľ výsledného tlaku

$\varphi$  súčiniteľ plnosti

$A$  súčet priemetov plôch prvkov

$A_c$  celková plocha obálky

$c_f$  súčiniteľ (celkovej) sily

$\alpha$  sklon strechy (resp. fotovoltaických panelov)

$w_i$  tlak vetra v oblasti  $i$

$d$  hĺbka konštrukcie (dĺžka povrchu rovnobežného so smerom vetru)

$b$  šírka konštrukcie (dĺžka povrchu kolmého k smeru vetru)

$b'$  šírka konštrukcie 1m' bežný

$a, b, l$  dĺžkové rozmery

$A, B, C$  reakcie

$F_w$  Sila od vetru pôsobiaca na nosný prvok

$c_s c_d$  súčiniteľ konštrukcie

$\psi_\lambda$  súčiniteľ koncového efektu

$c_{f,0}$  súčiniteľ sily pre konštrukcie alebo nosné prvky bez vplyvu koncového efektu

$q_p(z_e)$  maximálny dynamický tlak vetru v referenčnej výške  $z_e$

$A_{ref}$  referenčná plocha nosného prvku

$l_{ref}$  referenčná dĺžka konštrukčného prvku

$q_{w,i}$  líniové zaťaženie konštrukčných prvkov

sneh a fotovoltaika

$s_k$  charakteristická hodnota zaťaženia snehom na zemi

$s$  zaťaženie snehom na streche

$\mu_i$  tvarový súčiniteľ zaťaženia snehom

$\mu_1$  tvarový súčiniteľ zaťaženia snehom pre pultovú strechu

$C_e$	súčiniteľ expozície
$C_t$	tepelný súčiniteľ
$\alpha$	sklon strechy
$l$	dĺžka
$b$	šírka
$g$	spojité zaťaženie pozdĺž strednice (po šikmej dĺžke) šikmého prútu
$g_v$	spojité priečne zaťaženie
$g_n$	spojité osovú zaťaženie
námraza	
$v_{gln}$	normové zaťaženie námrazou (kap. VII článku 244 písm. c) v [7])
$v_{gl2n}$	normové zaťaženie námrazou pre prvky konštrukcie iného ako kruhového prierezu vztiahnuté na jednotku ich celkovej povrchovej plochy
$x_{gl}$	súčiniteľ výšky podľa čl. 248 v [7]
$t_{gl}$	základná hrúbka námrazy stanovená podľa čl. 247 v [7]
$\gamma_{gl}$	objemová tiaž námrazy
$\mu_{gl}$	tvárový súčiniteľ vyjadrujúci vplyv tvaru prvku na hrúbku námrazy stanovený podľa tab. 28 v [7]
$t_{gl,real}$	hrúbka námrazy zodpovedajúca hodnote zaťaženia $v_{gl2n}$
$a_{rep}$	výška reprezentatívneho ocelového plechu
$l_{rep}$	dĺžka reprezentatívneho ocelového plechu
$t_{rep}$	hrúbka reprezentatívneho ocelového plechu
$F_{gl,rep}$	zaťaženie reprezentatívneho ocelového plechu od námrazy
$F_{ocel,rep}$	zaťaženie reprezentatívneho ocelového plechu vlastnou tiažou, resp. jeho tiaž

#### kombinačné súčinitele

$\psi_0$	súčiniteľ pre kombinačnú hodnotu premenného zaťaženia
$\psi_1$	súčiniteľ pre častú hodnotu premenného zaťaženia
$\psi_2$	súčiniteľ pre kvázi stálu hodnotu premenného zaťaženia

### 3. Modelovanie v ANSYSE & 4. Porovnanie modelov

$E$	Youngov modul pružnosti 210 GPa pre oceľ
$\nu$	Poissonove číslo 0,3 pre oceľ
$f_{yd}$	medza sklzu materiálu
LSS	lokálny súradnicový systém
GSS	globálny súradnicový systém
ZS	zaťažovací stav
$K$	charakteristická hodnota
$D$	návrhová hodnota
$\gamma_f$	dielči súčiniteľ zaťaženia, v ktorom sú uvážené možné nepriaznivé odchýlky hodnôt zaťaženia od reprezentatívnych hodnôt
$F_x$	normálová sila
$u_{sum}$	celkový posun (vektorový súčet parciálnych zložiek $u_x$ , $u_y$ a $u_z$ )
$u_x$	deformácia v smere osi y daného RSYS
$u_y$	deformácia v smere osi x daného RSYS
$u_z$	deformácia v smere osi z daného RSYS
$\sigma_x$	napätie v smere osi x (smernica prútu)
$M_y$	ohybový moment okolo lokálnej osi y elementu BEAM181
$M_x$	torzný moment krútiaci okolo osi prútu x
$V_z$	šmyková / priečna / posúvacia sila pôsobiaca v smere osi z (ESYS)
$V_y$	šmyková / priečna / posúvacia sila pôsobiaca v smere osi x (ESYS)
$b, c$	označenie kriviek vzpernej pevnosti

L	dĺžka prútu
$e_0$	najväčšia amplitúda imperfekcie v tvare počiatočného prehnutia prvku
$rot_x$	rotácia, pootočenie okolo osi x daného RSYS
$\Delta u_{y,rotx}$	posun špecifickej časti prierezu v smere osi y spôsobený rotáciou okolo osi x
$u_{y,tot}$	celkový posun špecifickej časti prierezu v smere osi y
$F_x = F_x^{GSS}$	sila v smere osi x v GSS pôsobiaca na vybratý bod
$F_y = F_y^{GSS}$	sila v smere osi y v GSS pôsobiaca na vybratý bod
$F_z = F_z^{GSS}$	sila v smere osi z v GSS pôsobiaca na vybratý bod
MX	moment okolo osi x v GSS pôsobiaci na vybratý bod
MY	moment okolo osi y v GSS pôsobiaci na vybratý bod
MZ	moment okolo osi z v GSS pôsobiaci na vybratý bod
(FXI;FXJ)	normálová sila v bode i a j daného elementu
(MYI;MYJ)	ohybový moment pôsobiaci okolo osi y (pre ESYS) v bode i a j daného elementu
(MZI;MZJ)	ohybový moment pôsobiaci okolo osi z (pre ESYS) v bode i a j daného elementu
(TQI;TQJ)	torzný moment pôsobiaci okolo osi x (pre ESYS) v bode i a j daného elementu
(SFZI;SFZJ)	šmyková sila pôsobiaca v smere osi z (pre ESYS) v bode i a j daného elementu
(SFYI;SFYJ)	šmyková sila pôsobiaca v smere osi y (pre ESYS) v bode i a j daného elementu
$\alpha, \beta, \gamma$	uhly odklonu výslednice istých síl, prípadne uhly podľa lokálnej definície pomocnej geometrie
V	výslednica istých síl
$\forall$	všeobecný kvantifikátor slovného významu "všetky"
$\Rightarrow$	implikácia; "z toho vyplýva"
RC	reálna konštanta
r	polomer pre "Contact radius" resp. "Target radius" pre RC elementov líniového kontaktu
CP	niektorá spoločná deformačná podmienka pre niektoré body
A	plocha prierezu
$I_z$	moment zotrvačnosti k ose z
$I_y$	moment zotrvačnosti k ose y
$\sigma$	napätie v určitom mieste v priereze
$z_d$	vzdialenosť vyšetovaných (dolných) vlákien prierezu od ťažiska kolmo k ose z (dole)
$y_l$	vzdialenosť vyšetovaných (dolných) vlákien prierezu od ťažiska kolmo k ose y (dol'ava)
$z_{steny}$	vzdialenosť vyšetovaných vlákien v stene stĺpika od ťažiska kolmo k osi z
n, p, r	dĺžkové rozmery lokálnej definície pomocnej geometrie
$ROT_{x,LSS}$	rotácia vybraného elementu okolo lokálnej osi x
$ROT_{x,GSS}$	rotácia vybraného elementu okolo globálnej osi x
$ROT_{z,GSS}$	rotácia vybraného elementu okolo globálnej osi z
$\omega$	uhol odklonu osi x istého LSS od osi x pre GSS

## 5. Únosnosť krokvy podľa EN & 6. Porovnanie výsledkov

$N_{b,Rd}$	návrhová únosnosť vo vzpernom tlaku
$M_{b,u,Rd}$	návrhový moment únosnosti
$N_{ANSYS}$	návrhová hodnota osovej sily v sledovanom mieste pri určitom uplatnení zaťažovacích stavov odčítaná zo systému ANSYS
$M_{ANSYS}$	návrhová hodnota ohybového momentu v sledovanom mieste pri určitom uplatnení zaťažovacích stavov odčítaná zo systému ANSYS
%ZS ; i	percento uplatnenia intenzity určitého ZS pre daný bod na krivke KZS
n	bod KZS
$i_n$	percento uplatnenia intenzity zaťažovacieho stavu i pre bod n na krivke KZS
$\Delta\%$	rozdiel hodnoty %ZS dvoch susedných bodov na krivke KZS
$\Delta N$	rozdiel v súradniciach osovej sily dvoch susedných bodov na jednej KZS
$\Delta M$	rozdiel v súradniciach ohybového momentu dvoch susedných bodov na jednej KZS
$\cap$	prienik dvoch množín
$R^2$	rovnica spol'ahlivosti

KÚ	krivka únosnosti
PÚ	priamka únosnosti
KZS	krivka zaťažovacieho stavu (resp. danej kombinácie)
g	gravitačné zrýchlenie na povrchu Zeme v zemepisných šírkach ČR a SR

### Príloha B

t	hrúbka steny tenkostenného profilu
b	šírka pásnice, prípadne iný dĺžkový rozmer
c	šírka výstuhy, prípadne iný dĺžkový rozmer
h	výška steny, prípadne iný dĺžkový rozmer
A	plocha prierezu
$I_u$	moment zotrvačnosti k ose u (os rovnobežná s pásnicou profilu)
$I_v$	moment zotrvačnosti k ose v (os rovnobežná s pásnicou profilu)
$D_{uv}$	deviačný moment prierezu pre osi u a v
$I_\omega$	(warping constant) výsečový moment zotrvačnosti
$I_t$	(torsion constant) moment tuhosti prierezu v prostom krútení
$\mu$	opravný súčiniteľ
$t_i$	hrúbka i-tej steny
$h_i$	výška i-tej steny
$I_{\max} I_{\min}$	momenty zotrvačnosti k hlavným osiam prierezu
$i_{\max} i_{\min}$	polomery zotrvačnosti k hlavným osiam prierezu
$\alpha$	odklon niektorej hlavnej osi prierezu od inej osi
$I_y I_z$	momenty zotrvačnosti k osiam y a z
$i_y i_z$	polomery zotrvačnosti k osiam y a z
$a_y a_z$	súradnice stredu šmyku vzťahnuté k hlavným osiam y a z
$i_p$	polárny polomer zotrvačnosti prierezu k stredu šmyku
$I_p$	polárny moment zotrvačnosti prierezu k stredu šmyku
$W_{\text{eff}}$	účinný prierezový modul
$\sigma_{\max,Ed}$	maximálne návrhové napätie
$f_y$	medza sklzu
$f_{yb}$	základná medza sklzu
$f_{ya}$	priemerná medza sklzu
$\gamma_{M0} \gamma_{M1} \gamma_{M2}$	dielčie súčinitele spoľahlivosti
$\sigma_1 \sigma_2$	napätia v určitých častiach prierezu
$\psi$	pomer napätí $\sigma_2$ a $\sigma_1$ určený v súlade s 4.4(3) a 4.4(4) v [10]
$k_\sigma$	súčiniteľ napätia odpovedajúci pomeru napätia $\psi$ a okrajovým podmienkam
$\varepsilon$	súčiniteľ závisiaci na $f_y$
$\bar{b}$	príslušná šírka
$\bar{\lambda}_p$	pomerná štíhlosť
$\rho$	súčiniteľ (boulení) vybočenia steny
$b_c$	šírka tlačenej časti
$b_t$	šírka tiahnutej časti
$b_{\text{eff}}$	účinná šírka
$I_{u,\text{eff}}$	moment zotrvačnosti efektívneho prierezu k ose u
$b_i$	šírka i-tej časti
$h_i$	výška i-tej časti
$v_i$	vzdialenosť ťažiska i-tej časti od patričnej osi efektívneho prierezu
$z_c$	vzdialenosť tlačenej vlákna v priereze k ťažisku
$W_{u,\text{eff}}$	účinný / efektívny prierezový modul k ose u
$M_{u,Rk}$	charakteristická únosnosť rozhodujúceho prierezu v ohybe okolo osi u
u	jednotkové zaťaženie pôsobiace v ťažisku výstuhy
$\delta$	priehyb výstuhy pri pôsobení jednotkového zaťaženia u

E	Youngov modul pružnosti
K	Pružinová tuhosť výstuhu (lineárna)
$A_s$	účinná prierezová plocha výstuhu
$l_i, l_j$	dĺžka i-tej resp. j-tej časti
$I_s$	moment zotrvačnosti účinného prierezu výstuhu s plochou $A_s$
$\sigma_{cr,s}$	pružné kritické napätie okrajovej výstuhu
$\chi_d$	súčiniteľ vzpernosti
$\chi_{d,n}$	súčiniteľ vzpernosti v n-tom kroku iterácie
$t_{red}$	redukovaná hrúbka steny profilu
$A_{eff}$	účinná plocha prierezu
$N_{Rk}$	charakteristická únosnosť rozhodujúceho prierezu pri pôsobení osovej sily
$L_\omega$	vzperná dĺžka prútu pre vybočenie skrútením
$L_y$	vzperná dĺžka prútu pre vybočenie kolmo k hlavnej ose y
$L_z$	vzperná dĺžka prútu pre vybočenie kolmo k hlavnej ose z
$\lambda_1$	hodnota štíhlosti pre výpočet pomernej štíhlosti
$\beta_A$	pomer efektívnej plochy prierezu k pôvodnej ploche
$\lambda_y$	štíhlosť prútu pre vybočenie kolmo k hlavnej ose y
$\lambda_z$	štíhlosť prútu pre vybočenie kolmo k hlavnej ose z
$\lambda_\omega$	štíhlosť prútu pre vybočenie skrútením
$\alpha_y$	parameter závisiaci na $a_y$ a $i_p$
$\alpha_z$	parameter závisiaci na $a_z$ a $i_p$
$\lambda_{yz\omega}$	kritická štíhlosť prútu s nesymetrickým prierezom
$\lambda_I, \lambda_{II}, \lambda_{III}$	štíhlosti $\lambda_y, \lambda_z, \lambda_\omega$ zoradené zostupne
$\alpha_I, \alpha_{II}$	parametre $\alpha_y, \alpha_z$ zoradené zostupne
$\overline{\lambda_{yz\omega}}$	pomerná štíhlosť prútu s nesymetrickým prierezom
$\chi$	súčiniteľ vzpernosti
$M_{cr}$	pružný kritický moment
$\nu$	Poissonove číslo
G	modul pružnosti v šmyku
$K_{wt}$	bezrozmerný parameter krútenia
L	dĺžka prútu
$k_w, k_z$	súčinitele vzpernej dĺžky
$\pi$	Ludolfovo číslo, hovorovo $\pi$ , výnimočne aj Archimedova konštanta
$\zeta_g$	bezrozmerný parameter pôsobiska zaťaženia vzhľadom k stredu šmyku
$z_g$	súradnica pôsobiska zaťaženia vzhľadom k stredu šmyku
$\zeta_j$	bezrozmerný parameter nesymetrie prierezu
$z_j$	parameter závisiaci okrem iného aj na $z_s$
$z_s$	súradnica stredu šmyku vzhľadom k ťažisku prierezu
$\mu_{cr}$	bezrozmerný kritický moment
$C_1, C_2, C_3$	súčinitele závisiace na zaťažení a podmienkach uloženia koncov prútu
$\overline{\lambda_{LT}}$	pomerná štíhlosť pri klopení (lateral torsion)
$W_y$	prierezový modul pôvodného neoslabeného prierezu
$\Phi_{LT}$	hodnota pre výpočet súčiniteľa klopenia $\chi_{LT}$
$\alpha_{LT}$	súčiniteľ imperfekcií pri klopení
$\chi_{LT}$	súčiniteľ klopenia, straty priečnej a torznej stability (lateral torsion)
$N_{Ed}$	návrhová osová sila
$M_{y,Ed}$	návrhový ohybový moment k ose y
<b>Príloha C</b>	
$e_{Ny}$	posun ťažiska účinnej plochy $A_{eff}$ od ťažiska neoslabeného prierezu v smere kolmo k ose y

$I_{y,eff}$	moment zotrvačnosti efektívneho prierezu k ose y
$W_{y,eff}$	účinný / efektívny prierezový modul k ose y
$N_{\omega}$	pružná kritická sila neoslabeného prierezu pre vybočenie skrútením
$N_z$	pružná kritická sila neoslabeného prierezu pre vybočenie kolmo k hlavnej ose z
$N_y$	pružná kritická sila neoslabeného prierezu pre vybočenie kolmo k hlavnej ose y
$N_{z\omega}$	pružná kritická sila neoslabeného prierezu pri priestorovom vzpere
$N_{cr}$	pružná kritická sila neoslabeného prierezu pre príslušný spôsob vybočenia
$\bar{\lambda}_{cr}$	kritická pomerná štíhlosť
$\lambda_{z\omega}$	štíhlosť prútu pri priestorovom vzpere
$\kappa_z$	súčiniteľ nesúmernosti
$N_{Rd}$	návrhová únosnosť rozhodujúceho prierezu pri pôsobení osovej sily
$\tau_{xy}$	šmykové napätie x y
$\tau_{xz}$	šmykové napätie x z
$V_{b,Rd}$	Návrhová únosnosť v šmyku
$\bar{\lambda}_w$	pomerná štíhlosť steny
$s_w$	dĺžka steny
$f_{bv}$	šmyková pevnosť s vplyvom vybočenia pre stenu bez podporového vystuženia
$V_{b,Rd,z}$	Návrhová únosnosť v šmyku s vplyvom vybočenia pre smer šmykovej sily pozdĺž osi z
$\Phi$	odklon steny od pásnic
$h_w$	výška steny
$V_{Ed,z}$	návrhová hodnota šmykovej sily pôsobiacej pozdĺž osi z
$I$	moment zotrvačnosti
$S$	statický moment
$\bar{S}_y$	statický moment časti prierezu k ťažiskovej ose y
$V_{Rd,z}$	Návrhová únosnosť v šmyku pre smer šmykovej sily pozdĺž osi z
$V_{b,Rd,y}$	Návrhová únosnosť v šmyku s vplyvom vybočenia pre smer šmykovej sily pozdĺž osi y
$\bar{S}_z$	statický moment časti prierezu k ťažiskovej ose z
$V_{Ed,y}$	návrhová hodnota šmykovej sily pôsobiacej pozdĺž osi y
$V_{Rd,y}$	Návrhová únosnosť v šmyku pre smer šmykovej sily pozdĺž osi y
$R_{w,Rd,y}$	Lokálna priečna únosnosť steny prierezu zaťaženej podporovou reakciou alebo inou priečnou silou
$r$	polomer zaoblenia
$s_s$	zaťažovacia šírka lokálneho bremena
$k$	súčiniteľ závisiaci na $f_{yb}$
$k_1 k_2 k_3$	súčinitele podľa 6.1.7.2(3) v [9]
$F_{y,Ed}$	podporová reakcia alebo iná lokálna priečna sila pôsobiaca v smere osi y
$V_{Ed}$	návrhová hodnota šmykovej sily
$V_{w,Rd}$	návrhová šmyková únosnosť steny podľa 6.1.10(1) v [9]
$M_{Ed}$	návrhová hodnota ohybového momentu
$M_{c,Rd}$	návrhový moment únosnosti prierezu
$F_{Ed}$	návrhová sila lokálneho zaťaženia
$\Delta M_{y,Ed}$	návrhový moment od posunu ťažiska efektívneho prierezu po ose z
$M_{z,Ed}$	návrhový ohybový moment k ose z
$\sigma_{tot,Ed}$	celkové normálové napätie
$\tau_{tot,Ed}$	celkové šmykové napätie
$A_g$	celková plocha prierezu
$k$	súčiniteľ spôsobu tvarovania ocele
$n$	počet 90° ohybov v priečnom reze s vnútorným polomerom $r \leq 5t$
$t$	návrhová hrúbka plechu pred tvarovaním
$\sigma_{N,Ed}$	návrhové napätie od osového tlaku



$\sigma_{My,Ed}$	návrhové napätie od ohybového momentu k ose y
$\sigma_{Mz,Ed}$	návrhové napätie od ohybového momentu k ose z
$\sigma_{w,Ed}$	návrhové napätie od viazaného krútenia
$\tau_{Vy,Ed}$	návrhové šmykové napätie od priečnej sily v smere osi y
$\tau_{Vz,Ed}$	návrhové šmykové napätie od priečnej sily v smere osi z
$\tau_{t,Ed}$	návrhové šmykové napätie od prostého krútenia
$\tau_{w,Ed}$	návrhové šmykové napätie od prostého krútenia
$T_t$	torzný moment
$T_{t,Ed}$	návrhový torzný moment
$f_{ub}$	medza pevnosti skrutky
$e_1$	vzdialenosť stredu otvoru spojovacieho prostriedku k príľahlému koncu akejkoľvek časti, ktorá sa meria v smere zaťaženia
$e_2$	vzdialenosť stredu otvoru spojovacieho prostriedku k príľahlému koncu akejkoľvek časti, ktorá sa meria v pravom uhle k smeru zaťaženia
$d$	priemer skrutky
$d_0$	priemer otvoru
$\alpha_b$	súčiniteľ závisiaci na $e_1$ a $d$
$k_t$	súčiniteľ závisiaci na hrúbke steny $t$
$F_{b,Rd}$	únosnosť plechu v otláčení
$F_{n,Rd}$	únosnosť oslabeného prierezu
$r$	pomer počtu skrutiek v priereze k celkovému počtu skrutiek v spoji
$A_{net}$	oslabená plocha spojovanej časti
$u$	súčiniteľ závisiaci na $e_2$

## Zoznam príloh:

- Príloha A 75.
- Príloha B 76.
- Príloha C 87.

## Príloha A

Textový súbor "TAB188.mac" importovaný po každom výbere iného pod kroku pre aktualizovanie vyobrazenia vnútorných síl na prvkoch BEAM188 pre daný pod krok:

```
/post1
etable,erase
etable,fxi,smis,1
etable,fxj,smis,14
etable,myi,smis,2
etable,myj,smis,15
etable,mzi,smis,3
etable,mzj,smis,16
etable,tqi,smis,4
etable,tqj,smis,17
etable,sfzi,smis,5
etable,sfzj,smis,18
etable,sfyi,smis,6
etable,sfyj,smis,19
```

Textový súbor "TAB176.mac" importovaný pred vyobrazením kontaktných napätí na elementoch CONTA176 (Obr.3.32 a Obr.3.33):

```
/post1
etable,erase
etable,PRESi,smis,1
etable,PRESj,smis,2
etable,TAURi,smis,5
etable,TAURj,smis,6
etable,TAUSi,smis,9
etable,TAUSj,smis,10
etable,FDDISi,smis,18
etable,FDDISj,smis,19
```

Definovanie kľúčových možností elementov CONTA176 na krokve s vnesenou imperfekciou (prípád Obr.3.34):

```
ELEMENT TYPE      51 IS CONTA176      3D 3-NODE LINE-LINE CONTACT
KEYOPT( 1- 6)=      0      0      2      0      0      0
KEYOPT( 7-12)=      0      0      3      2      0      0
KEYOPT(13-18)=      0      0      0      0      0      0
```

Definovanie RC pre element CONTA176 na krokve s vnesenou imperfekciou (prípád Obr.3.34):

```
REAL CONSTANT SET  51 ITEMS 1 TO 6
0.13870E-01 0.13870E-01 0.0000 0.0000 0.0000 2.0000
```

Definovanie kľúčových možností elementov CONTA176 na krokve v prípade ideálneho prútu (prípád Obr.3.33):

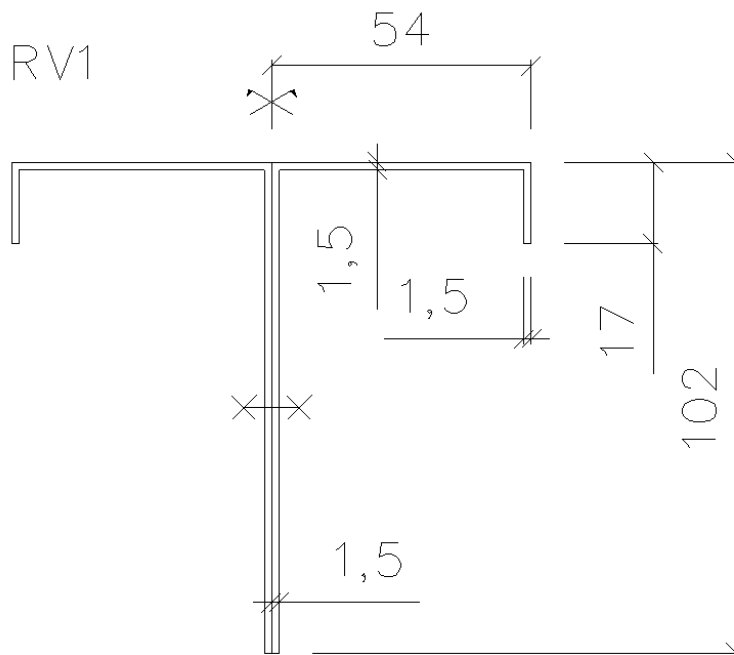
```
ELEMENT TYPE      51 IS CONTA176      3D 3-NODE LINE-LINE CONTACT
KEYOPT( 1- 6)=      0      0      2      0      1      0
KEYOPT( 7-12)=      0      0      3      2      0      0
KEYOPT(13-18)=      0      0      0      0      0      0
```

Definovanie RC pre element CONTA176 na krokve v prípade ideálneho prútu (prípád Obr.3.33):

```
REAL CONSTANT SET  51 ITEMS 1 TO 6
0.13875E-01 0.13875E-01 0.0000 0.0000 0.0000 2.0000
```

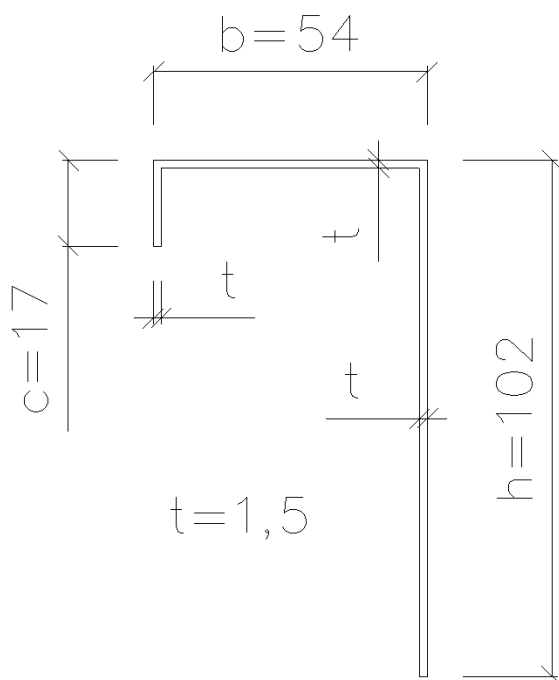
## Príloha B

### Posúdenie prútu - krokvy (RV1) podľa ČSN-EN 1993-1-3



Obr.B.1 Geometria prierezu

jedná sa o členený prút pozostávajúci z dvoch k sebe priliehajúcich tenkostenných profilov. Pre prvky o hrúbke  $t < 3\text{mm}$  sa má použiť [9]. Tabuľka 5.1. z [9] uvádza max. pomery šírky k hrúbke jednotlivých častí prierezu.

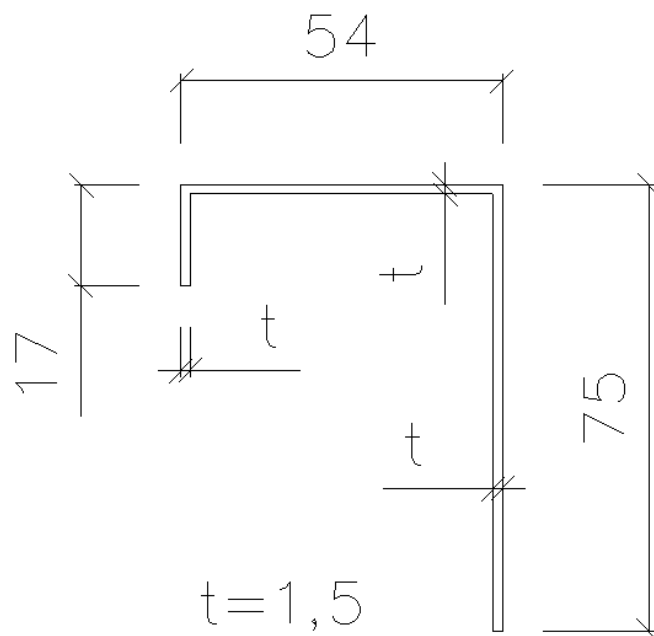


Obr.B.2 Geometria jednej časti prierezu

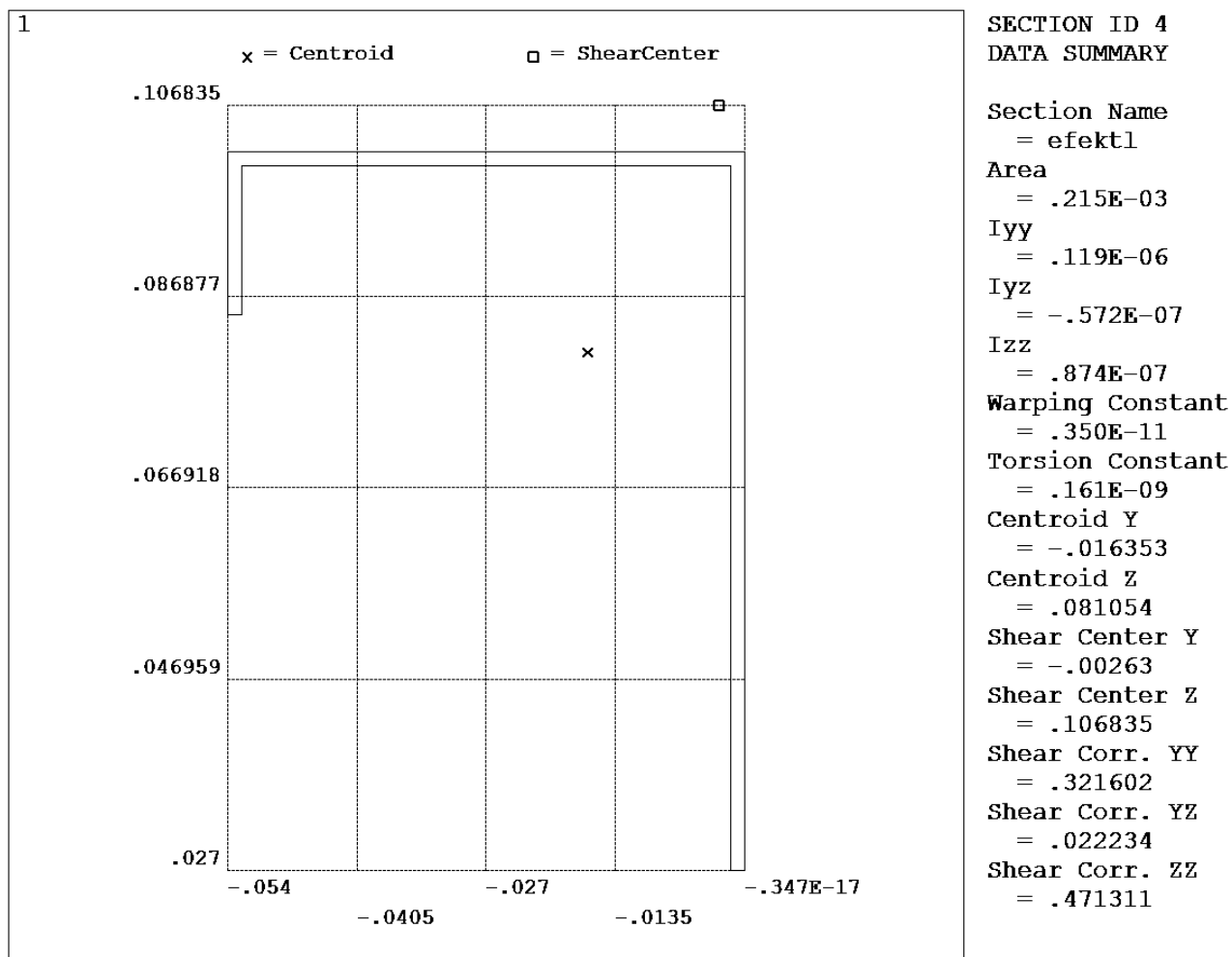
	max.		Profil
b/t	60	>	54/1,5
h/t	50	<	102/1,5
c/t	50	>	17/1,5

Tab.B.1 Max. pomery

Pre daný prierez sa norma nedá použiť, preto upravujem rozmer  $h = 50 \cdot t = 50 \cdot 1,5 = 75$   
 Podľa 5.2(2) v [9] má byť rozmer výstuhy v doporučenom intervale:  $0,2 \leq c/b \leq 0,6$   
 $c/b = 17/54 = 0,26 \dots$  hodnota patrí intervalu, nie je menšia ako 0,2, teda zahnutie sa nezanedbáva.  
 Geometria prierezu je zredukovaná, tak aby prierez bolo možné posúdiť podľa normy. Náhradný posudzovaný prierez vid' na obr.3



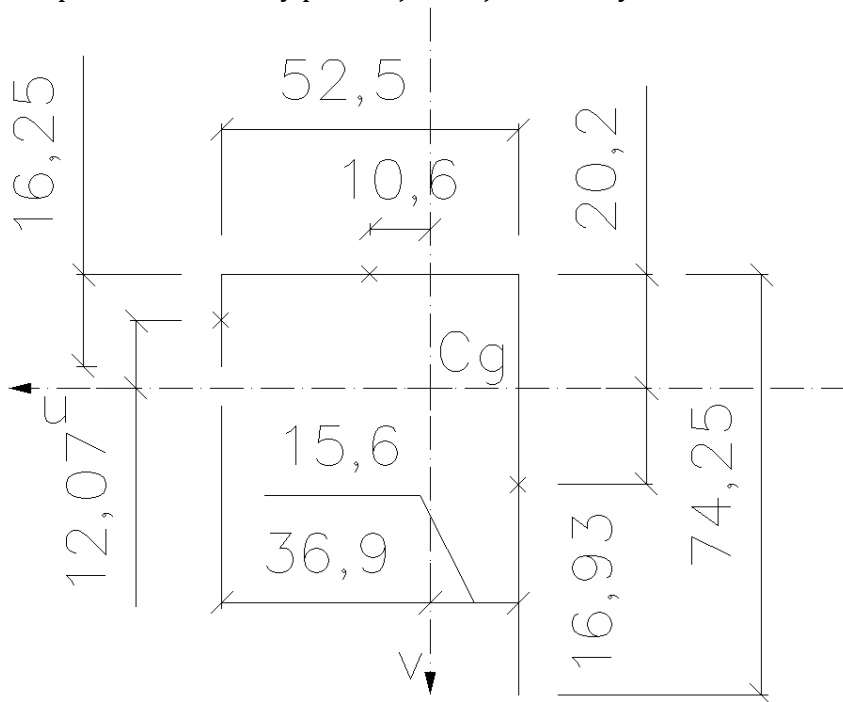
Obr.B.3 Geometria náhradného prierezu



Obr.B.4 Prierezové charakteristiky určené v ANSYS

na základe súradníc ťažiska z obr.4 konštatujem, že kladný smer osi z je hore a osi y smerom doprava. Rovnobežne a rovnakým smerom s týmito osami ťažiskom prechádzajú centrálné osi prierezu, ku ktorým sa vzťahuje deviačný moment označený na obr.4 ako Iyz . Znamienko tohto momentu sa nezmení ak obe centrálné osi zmenia smer. Os y je ďalej uvažovaná ako os opačného smeru u a os z ako os opačného smeru v.

pozn.: tenkostenný prierez je ďalej uvažovaný strednicami



Obr.B.5 Geometria prierezu na základe Obr.B.4

A [m <sup>2</sup> ]	I <sub>u</sub> [m <sup>4</sup> ]	I <sub>v</sub> [m <sup>4</sup> ]	D <sub>uv</sub> [m <sup>4</sup> ]	I <sub>ω</sub> [m <sup>6</sup> ]	I <sub>t</sub> [m <sup>4</sup> ]
2,15E-04	1,19E-07	8,74E-08	-5,72E-08	3,50E-12	1,61E-10

Tab.B.2 Prierezové charakteristiky na základe Obr.B.4 podľa konvencie z Obr.B.5

medioperačná kontrola správnosti postupu ručným výpočtom:

$$I_t = \mu \cdot \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 (t_i^3 \cdot h_i) = 1,0 \cdot \frac{1}{3} \cdot 1,5^3 \cdot (74,25 + 52,5 + 16,25) = 161 \text{mm}^4$$

záver kontroly: hodnota momentu zotrvačnosti I<sub>t</sub> je rovnaká pri ručnom výpočte ako hodnota určená ANSYSom. Momenty zotrvačnosti i deviačný moment vyšiel ručným výpočtom tiež rovnako, avšak pre dlhší postup ako pri I<sub>t</sub> tu nie je znázornený. I<sub>ω</sub> pre zložitosť výpočtu pri nesymetrickom priereze nebolo kontrolované ručne. Konštatujem doposiaľ správny postup.

Hlavné momenty zotrvačnosti sa určia podľa vzťahu:

$$I_{\max, \min} = \frac{I_u + I_v}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(I_u - I_v)^2 + 4 \cdot D_{uv}^2}$$

$$I_{\max} = \left( \frac{119 + 87,4}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{(119 - 87,4)^2 + 4 \cdot (-57,2)^2} \right) \cdot 10^{-9} = 1,63 \cdot 10^{-7} \text{m}^4$$

$$I_{\min} = \left( \frac{119 + 87,4}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{(119 - 87,4)^2 + 4 \cdot (-57,2)^2} \right) \cdot 10^{-9} = 4,39 \cdot 10^{-8} \text{m}^4$$

Polomery zotrvačnosti:

$$i_{\max} = \sqrt{\frac{I_{\max}}{A}} = \sqrt{\frac{1,63 \cdot 10^{-7}}{2,15 \cdot 10^{-4}}} = 0,0275 \text{m} = 27,5 \text{mm}$$

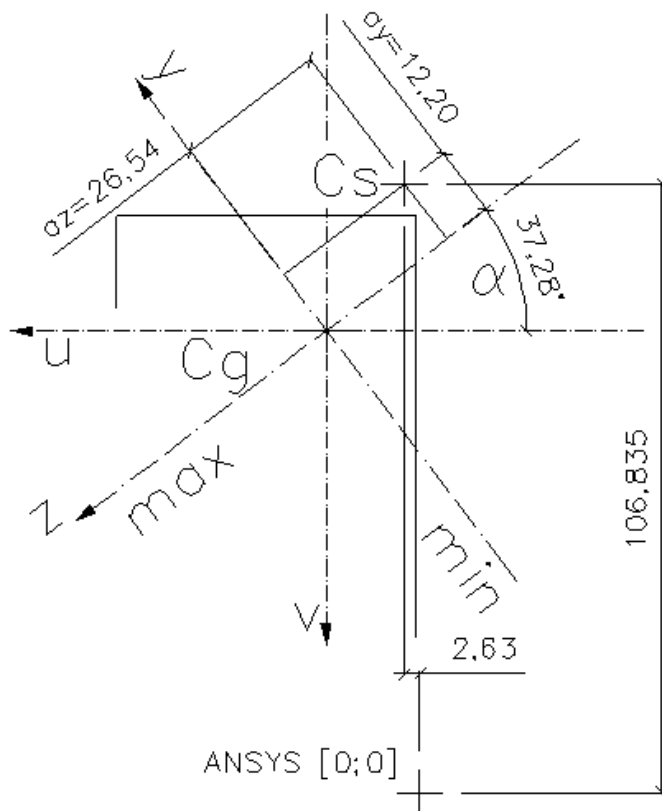
$$i_{\min} = \sqrt{\frac{I_{\min}}{A}} = \sqrt{\frac{4,39 \cdot 10^{-8}}{2,15 \cdot 10^{-4}}} = 0,0143 \text{m} = 14,3 \text{mm}$$

Pre uhol natočenia hlavných osí platí vzťah:

$$\tan 2\alpha = \frac{2 D_{uv}}{I_v - I_u}$$

odtiaľ pre uhol α :

$$\alpha = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left( \frac{2 \cdot D_{uv}}{I_v - I_u} \right) = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left( \frac{2 \cdot (-57,2)}{87,4 - 119} \right) = +37,28^\circ$$



Obr.B.6 Hlavné osi prierezu

$I_y$	=	$I_{min}$	=	4,39E-08	$m^4$
$I_z$	=	$I_{max}$	=	1,63E-07	$m^4$
$i_y$	=	$i_{min}$	=	14,3	mm
$i_z$	=	$i_{max}$	=	27,5	mm

Tab.B.3 Prierezové charakteristiky

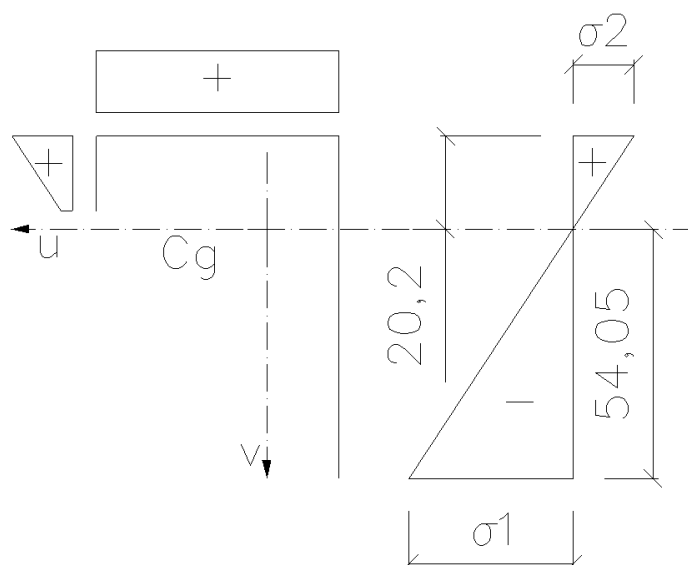
pozn.: pozícia stredy šmyku je určená na základe obr.4

polárny polomer a moment zotrvačnosti:

$$i_p = \sqrt{i_y^2 + i_z^2 + a_y^2 + a_z^2} = \sqrt{14,3^2 + 27,5^2 + 12,2^2 + 26,54^2} = 42,53 \text{ mm}$$

$$I_p = A \cdot i_p^2 = 2,15 \cdot 10^{-4} \cdot 0,04253^2 = 3,89 \cdot 10^{-7} \text{ m}^4$$

Účinný prierezový modul  $W_{eff}$  sa podľa 6.1.4.1(4) z [9] stanoví pre prierez namáhaný iba ohybovým momentom okolo príslušnej osi (u) s max. napätím  $\sigma_{max,Ed} = f_{yb} \cdot \gamma_{M0} = 350 : 1,0 = 350 \text{ MPa}$ ; účinok lokálneho vybočenia sa zohľadní použitím účinného prierezu vypočítaného na základe efektívnych širok podľa postupu z kapitoly 4 v [10]; účinky distorzného vybočenia výstuhy sa pri ohybe podľa obr.7 neuplatnia, nakoľko sa nachádza v tiahnutej časti.



Obr.B.7 Prierez namáhaný iba ohybovým momentom okolo osi u

		$\psi < 0:$ $b_{\text{eff}} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	0	-1	$1 \geq \psi \geq -3$
Součinitel kritického napětí $k_\sigma$	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$

Tab.B.4 - stena odpovedá prečnievajúcej tlačenej časti podľa Tab.4.2. z [10]

$$\sigma_1 = \sigma_{\text{max,Ed}} = -350 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{-b_t}{b_c} \sigma_1 = -\frac{20,2}{54,05} \sigma_1$$

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{20,2}{54,05} = -0,3737$$

$$k_\sigma = 0,6746$$

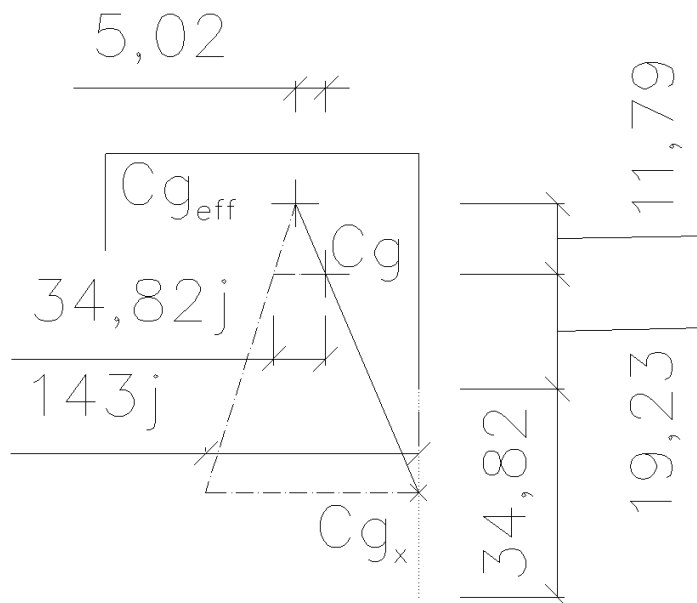
$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} = \sqrt{\frac{235}{350}} = 0,819$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{74,25}{1,5 \cdot 28,4 \cdot 0,819 \cdot \sqrt{0,6746}} = 2,608$$

podľa 4.4(2) v [10] pre prečnievajúce časti ak  $\bar{\lambda}_p > 0,748$  platí:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{2,608 - 0,188}{2,608^2} = 0,3558$$

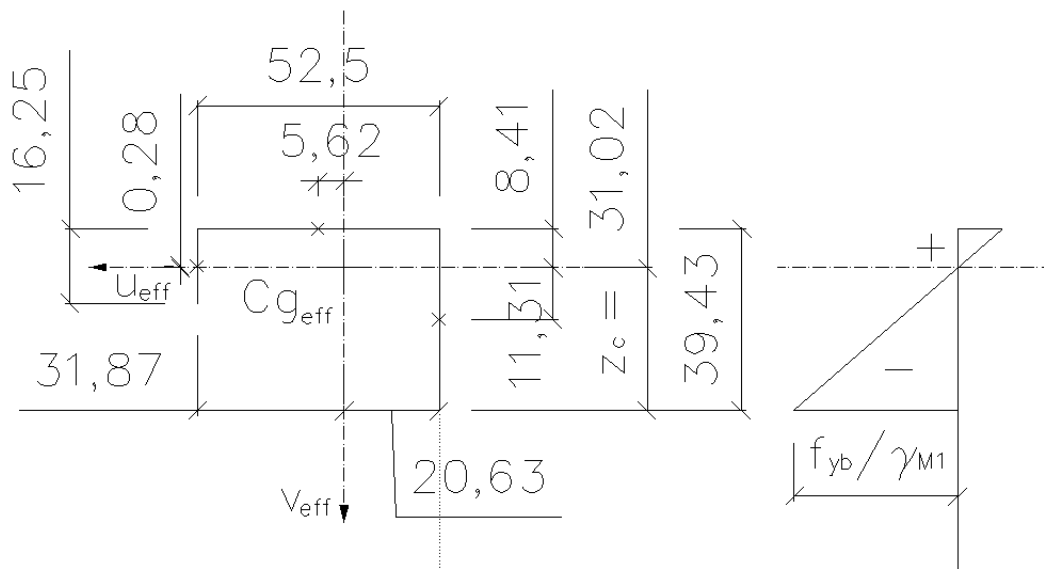
$$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b_c = 0,3558 \cdot 54,05 = 19,23 \text{ mm}$$



Obr.B.8 Posun ťažiska účinného prierezu pre ohyb

efektívny prierezový modul  $W_{\text{eff}}$  sa podľa obr.6.3. z [9] určí vzhľadom na posunutú ťažisko  $C_{g_{\text{eff}}}$ . Na určenie nového miesta ťažiska bola použitá grafická metóda podobnosti trojuholníkov- vid' Obr.A.8, kde 34,82 jednotiek zodpovedá dĺžke zanedbanej časti steny s ťažiskom  $C_{g_x}$  a 143 jednotiek zodpovedá sume dĺžok všetkých častí plného prierezu s ťažiskom  $C_g$ .





Obr.B.9 Výpočet efektívneho prierezového modulu  $W_{u,eff}$

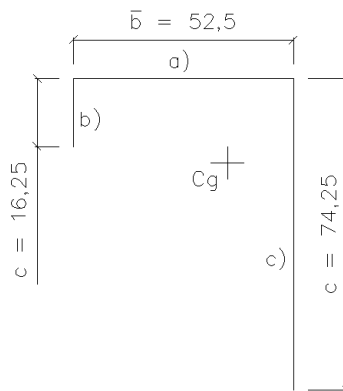
$$I_{u,eff} = \sum_{i=1}^3 \left( \frac{1}{12} b_i h_i^3 + b_i h_i v_i^2 \right)$$

$$I_{u,eff} = \frac{1}{12} (1,5 \cdot 16,25^3 + 52,5 \cdot 1,5^3 + 1,5 \cdot 39,43^3) + 1,5 \cdot (16,25 \cdot 0,28^2 + 52,5 \cdot 8,41^2 + 39,43 \cdot 11,31^2) = 21351,34 \text{ mm}^4$$

$$W_{u,eff} = \frac{I_{u,eff}}{z_c} = \frac{21351,34}{31,02} = 688,31 \text{ mm}^3$$

$$M_{u,Rk} = W_{u,eff} \cdot f_y = 688,31 \cdot 350 = 240\,909 \text{ Nmm} = 0,241 \text{ kNm}$$

Účinná plocha prierezu  $A_{eff}$  sa podľa 4.3(3) z [10] má určiť za predpokladu, že prierez je namáhaný iba napätím od rovnomerného osového tlaku



Obr.B.10 Označenie jednotlivých častí prierezu

a) pásnica

Prúbeh napätí (tlak označen kladné)				Účinná <sup>p</sup> šírka $b_{eff}$		
				$\psi = 1:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Součinitel kritického napätí $k_{\sigma}$	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29 \psi + 9,78 \psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Tab.B.5 Pásnica odpovedá vnútornej tlačenej časti podľa tab.4.1. z [10]

$$\sigma_1 = \sigma_2 \Rightarrow \psi = 1,0 \Rightarrow k_{\sigma} = 4,0$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma}}} = \frac{52,5}{1,5 \cdot 28,4 \cdot 0,8136 \cdot \sqrt{4,0}} = 0,7607$$

overenie štíhlosti podľa 4.4(2) z [10] pre vnútorné tlačeneé časti:

$$\bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055 \cdot \psi} = 0,673$$

podľa 4.4(2) z [10] pre vnútorné tlačeneé časti ak  $\bar{\lambda}_p > 0,673$  platí:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,7607 - 0,055 \cdot (3 + 1)}{0,7607^2} = 0,9344$$

$$b_{e1} = b_{e2} = 0,5 b_{eff} = 0,5 \rho \cdot \bar{b} = 0,5 \cdot 0,9344 \cdot 52,5 = 24,52 \text{ mm}$$

b) výstuha; c) stena

Průběh napětí (tlak označen kladně)		Účinná šířka $b_{eff}$		
		$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho c$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	0	-1	$1 \geq \psi \geq -3$
Součinitel kritického napětí $k_\sigma$	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$

Tab.B.6 Výstuha a stena odpovedajú prečnievajúcim tlačeneým častiam podľa Tab.4.2. z [10]

$$\sigma_1 = \sigma_2 \Rightarrow \psi = 1,0 \Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

b) výstuha

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} ; \text{kde } \bar{b} = c = 16,25 \text{ mm}$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{16,25}{1,5 \cdot 28,4 \cdot 0,8136 \cdot \sqrt{0,43}} = 0,718$$

podľa 4.4(2) z [10] pre prečnievajúce časti ak  $\bar{\lambda}_p \leq 0,748$  platí:  $\rho = 1,0 \Rightarrow b_{eff} = c = 16,25 \text{ mm}$

c) stena

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} ; \text{kde } \bar{b} = c = 74,25 \text{ mm}$$

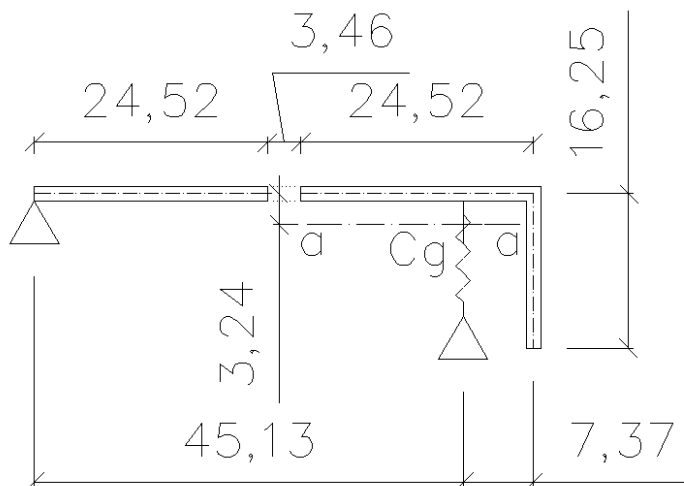
$$\bar{\lambda}_p = \frac{74,25}{1,5 \cdot 28,4 \cdot 0,8136 \cdot \sqrt{0,43}} = 3,28$$

podľa 4.4(2) z [10] pre prečnievajúce časti ak  $\bar{\lambda}_p > 0,748$  platí:

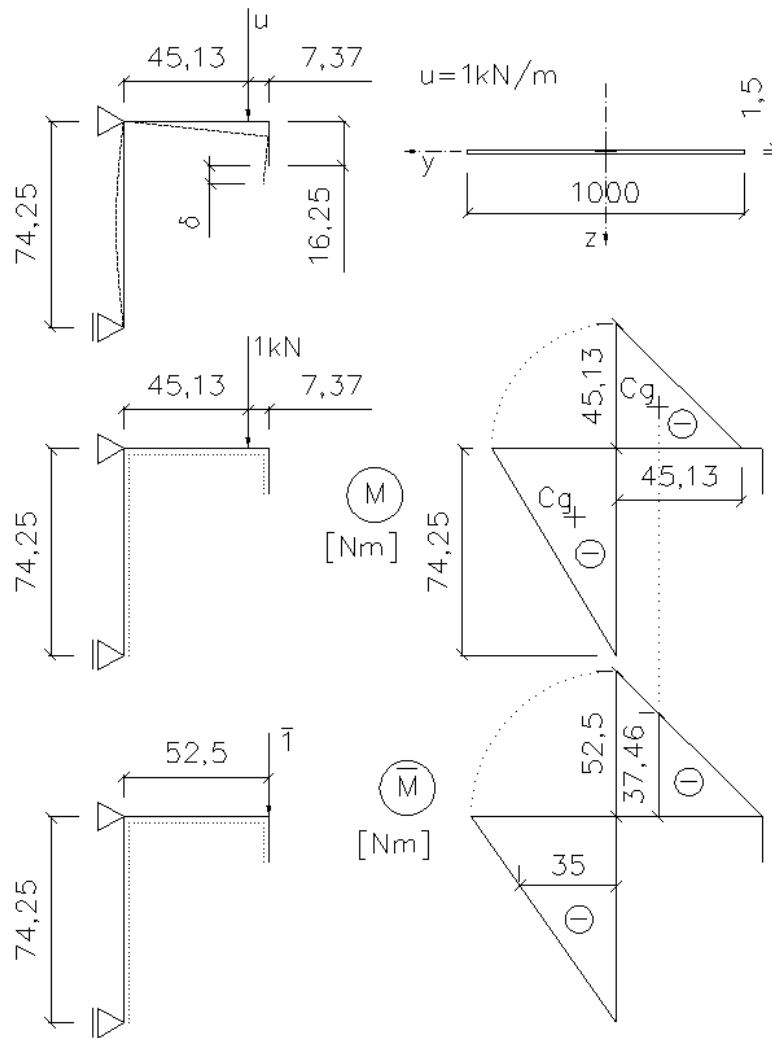
$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{3,28 - 0,188}{3,28^2} = 0,2874$$

$$b_{eff} = \rho \cdot c = 0,2874 \cdot 74,25 = 21,34 \text{ mm}$$

Zohľadnenie distorzného vybočenia podľa 5.5.1(5) v [9]:



Obr.B.11 Prierez účinnej časti okrajovej výstuhy podľa 5.5.3.2(1) z [9]



Obr.B.12 Uplatnenie Vereščaginovovho pravidla pri výpočte priehybu výstuhu  $\delta$

Pružinová tuhosť výstuhu  $K$  podľa 5.5.3.1(2) z [9] sa určí ako podiel  $u/\delta$

$$I_y = \frac{1}{12}bh^3 = \frac{1}{12}1 \cdot 0,0015^3 = 2,8125 \cdot 10^{-10} \text{m}^4$$

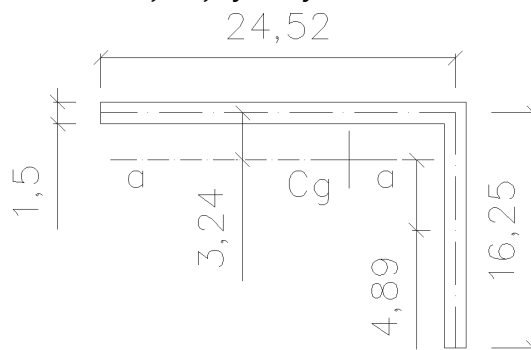
$$E = 2,1 \cdot 10^8 \text{ kPa}$$

$$\delta = \frac{1}{I_y E} \int M\bar{M}dx = \frac{[45,13 \cdot (-45,13) \cdot \frac{1}{2} \cdot (-37,46) + \frac{1}{2} \cdot 74,25 \cdot (-45,13) \cdot (-35)] \cdot 10^{-9}}{2,1 \cdot 10^8 \cdot 2,8125 \cdot 10^{-10}}$$

$$\delta = 1,639 \cdot 10^{-3} \text{m}$$

$$K = \frac{u}{\delta} = \frac{1}{1,639 \cdot 10^{-3}} = 610,19 \text{ kNm}^{-2}$$

Určenie prierezových charakteristík okrajovej výstuhu



Obr.B.13 Geometria okrajovej výstuhu

$$A_s = \sum_{i=1}^2 l_i t = 1,5 \cdot (16,25 + 24,52) = 61,155 \text{ mm}^2 = 61,155 \cdot 10^{-6} \text{m}^2$$

$$I_s = \sum_{i=1}^3 \left( \frac{1}{12} b_i h_i^3 + b_i h_i a_i^2 \right) = \frac{1}{12} (24,52 \cdot 1,5^3 + 1,5 \cdot 16,25^3) + 1,5(24,52 \cdot 3,24^2 + 16,25 \cdot 4,89^2)$$

$$I_s = 1513 \text{ mm}^4 = 1,513 \cdot 10^{-9} \text{ m}^4$$

Pružné kritické napätie okrajovej výstuhy podľa 5.5.3.2(7) v [9]:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} = \frac{2 \cdot \sqrt{610,19 \cdot 2,1 \cdot 10^8 \cdot 1,513 \cdot 10^{-9}}}{61,155 \cdot 10^{-6}} = 468274 \text{ kPa} = 468 \text{ MPa}$$

Pomerná štíhlosť  $\bar{\lambda}_d$  a súčiniteľ vzpernosti podľa 5.5.2(7) v [9]:

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr,s}} = \sqrt{350 / 468} = 0,871$$

$$\text{pre } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \text{ platí: } \chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_d$$

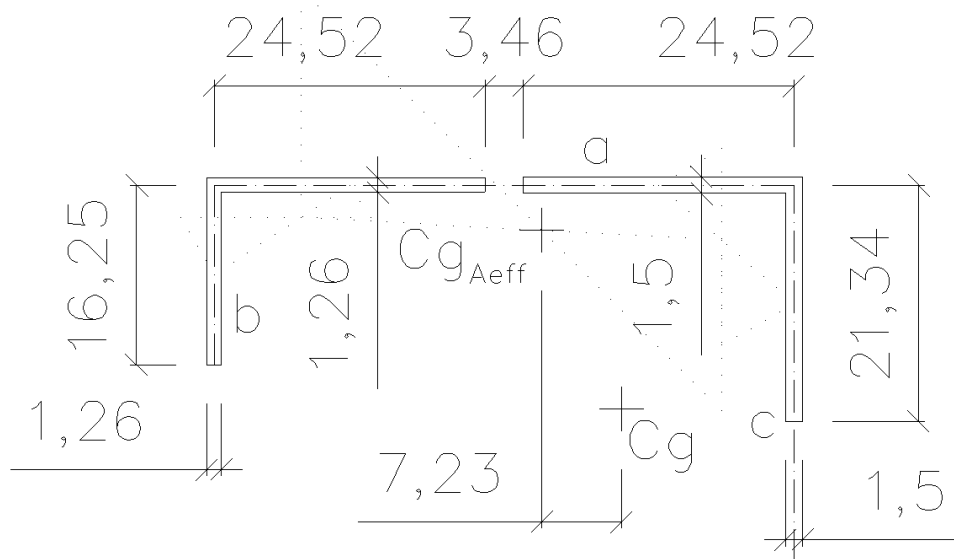
$$\chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot 0,871 = 0,84$$

podľa 5.5.3.2(3) v [9] by sa mala hodnota  $\chi_d$  doladiť iteračným postupom po n krokoch na  $\chi_{d,n}$  (obr.5.8 v [9]). Toto doladenie zanedbávam, nakoľko k tlaku vo výstuhe prispieva len normálová sila, ktorou vyvolané napätie je výrazne menšie ako napätie vyvolané ohybovým momentom. Ten navyše spôsobuje vo výstuhe ťah. Uvažujem teda:

$$\chi_{d,n} \approx \chi_d = 0,84$$

redukovaná hrúbka výstuhy:

$$t_{red} = \chi_{d,n} \cdot t = 0,84 \cdot 1,5 = 1,26 \text{ mm}$$



Obr.B.14 Geometria prierezu pre výpočet účinnej plochy  $A_{eff}$

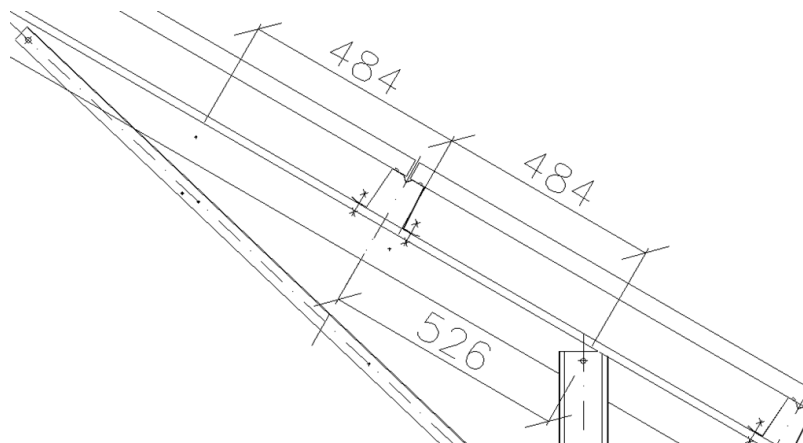
$$A_{eff} = \sum_{i=1}^2 (l_i t) + \sum_{j=1}^2 (l_j t_{red}) = 1,5 \cdot (21,34 + 24,52) + 1,26 \cdot (16,25 + 24,52) = 120,16 \text{ mm}^2$$

podľa 4.3(3) v [10] ak vznikne posun ťažiska vzhľadom na pôvodné ťažisko, vznikne prídavný moment, ktorý je treba zahrnúť do posúdenia prierezu. Ťažisko sa podľa obr.14 posunulo v oboch smeroch. Posun „hore“ po osi v zanedbávam podľa 6.1.3(3) [9], nakoľko prídavný moment vyvolaný touto zmenou má opačný charakter – vyvolá ťah v spodných vláknoch stojny – teda pôsobí priaznivo na posudok napätia. Posun „vľavo“ po osi u takisto zanedbávam, nakoľko v celej stojne vyvolá ťah. Ohyb prvku pre svoj charakter (viď obr.1) nie je v druhej rovine uvažovaný. Tlaková sila na excentricite 7,23mm vyvolá len zanedbateľný moment.

$$N_{RK} = A_{eff} \cdot f_y = 120,16 \cdot 350 = 42\,056 \text{ N} = 42,056 \text{ kN}$$

## Posúdenie prútu

Podľa 6.4.4(1) z [8] sa má tlačný zložený členený prút posudzovať na vzper ako jeden celistvý prút ak je splnená podmienka podľa tab. 6.9 z [8], teda max. rázvor medzi skrutkovými spojkami  $15 i_{\min}$ , kde  $i_{\min}$  je najmenší polomer zotrvačnosti jedného uholníka (viď str.71)  $15 i_{\min} = 15 \cdot 14,3 = 214,5\text{mm}$ . Rázvor medzi spojkami (viď Obr.B.15) je 484mm. Prút teda nemožno posúdiť na vzper ako celistvý.



Obr.B.15 Rázvor medzi skrutkovými spojmi členeného prútu krokvy

Vzper prútu s nesymetrickým prierezom – výpočet cez štíhlosti – podľa [12]:

vzperné dĺžky sú na základe Obr.B.15 uvažované ako:  $L_{\omega} = L_y = L_z = 0,53\text{ m}$

pozn.: prierezové charakteristiky uvažované v nasledujúcom výpočte sú z Tab.B.2, Tab.B.3 a Obr.B.6

$$\lambda_1 = 93,9 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 93,9 \cdot \sqrt{\frac{235}{350}} = 76,9$$

$$\beta_A = \frac{A_{\text{eff}}}{A} = \frac{120,16}{215} = 0,559$$

$$\lambda_y = \frac{L_y}{i_y} = \frac{530}{14,3} = 37,06$$

$$\lambda_z = \frac{L_z}{i_z} = \frac{530}{27,5} = 19,27$$

$$\lambda_{\omega} = \sqrt{\frac{I_p}{\frac{I_{\omega}}{L_{\omega}^2} + \frac{I_t}{25}}} = \sqrt{\frac{3,89 \cdot 10^{-7}}{\frac{0,35 \cdot 10^{-11}}{0,53^2} + \frac{0,161 \cdot 10^{-9}}{25}}} = 143,46$$

prevláda 1 zo štíhlostí:  $\lambda_{\omega} \gg \lambda_y, \lambda_z$ :

$$\alpha_y = \left(\frac{a_y}{i_p}\right)^2 = \left(\frac{12,2}{42,53}\right)^2 = 0,0823$$

$$\alpha_z = \left(\frac{a_z}{i_p}\right)^2 = \left(\frac{26,54}{42,53}\right)^2 = 0,3894$$

$$\lambda_{yz\omega} = \sqrt{\lambda_1^2 + \alpha_I \cdot \lambda_{II}^2 + \alpha_{II} \cdot \lambda_{III}^2}; \text{ kde } \lambda_I > \lambda_{II} > \lambda_{III}; \alpha_I > \alpha_{II}; \lambda_{I,II,III} \in \lambda_{y,z,\omega}; \alpha_{I,II} \in \alpha_{y,z}$$

$$\lambda_{yz\omega} = \sqrt{143,46^2 + 0,3894 \cdot 37,06^2 + 0,0823 \cdot 19,27^2} = 145,42$$

$$\frac{\lambda_{yz\omega}}{\lambda_1} \sqrt{\beta_A} = \frac{145,42}{76,9} \sqrt{0,559} = 1,413$$

podľa tab. 6.3 z [9] vyberám pre daný profil krivku vzpernosti c. Na základe postupu v 6.3.1.2(1) z [8], resp. obr. 6.4 v [8] (graf  $\chi = f(\bar{\lambda})$ ) určujem súčiniteľ vzpernosti  $\chi \cong 0,35$

Krokva je namáhaná aj na ohyb, nie je vylúčená strata priečnej a torznej stability. Je potrebné overiť prípadný vznik klopenia. Návrhový moment únosnosti pri klopení sa má podľa 6.2.4 v [9] určiť na základe 6.3.2.2 z [8] s použitím krivky vzpernosti b. Výpočet pružného kritického momentu  $M_{cr}$  podľa NB.3 z [8] je vhodný pre aspoň jednoosovo symetrický prierez. Členený prút tvaru "T" v svojej podstate túto podmienku spĺňa, preto pri výpočte  $M_{cr}$  pre časť prierezu tvaru "L" tento postup uplatním.  
pozn.: v nasledujúcom postupe je za pomer  $E/G$  dosádzaná hodnota 2,6 vyplývajúca z Poissonovho čísla pre oceľ  $\nu = 0,3$  a vzťahu  $G = E/(2 \cdot (1 + \nu))$ . Prierezové charakteristiky sú z Tab.B.2, Tab.B.3 a Obr.B.6

výpočet pružného kritického momentu  $M_{cr}$  podľa NB.3 z [8]:

bezrozmerný parameter krútenia  $K_{wt}$  za predpokladu vzpernej dĺžky  $k_w \cdot L = 484\text{mm}$  (Obr.B.15):

$$K_{wt} = \frac{\pi}{k_w \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_\omega}{G \cdot I_t}} = \frac{\pi}{0,484} \sqrt{2,6 \cdot \frac{0,35 \cdot 10^{-11}}{0,161 \cdot 10^{-9}}} = 1,543$$

bezrozmerný parameter pôsobiska zaťaženia vzhľadom k stredu šmyku  $\zeta_g$ :

$$\zeta_g = \frac{\pi \cdot z_g}{k_z \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_z}{G \cdot I_t}};$$

kde  $z_g$  je súradnica pôsobiska zaťaženia vzhľadom k stredu šmyku; uvažujem  $z_g \cong 0 \Rightarrow \zeta_g \cong 0$

bezrozmerný parameter nesymetrie prierezu  $\zeta_j$ :

$$\zeta_j = \frac{\pi \cdot z_j}{k_z \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_z}{G \cdot I_t}}; \text{ kde } z_j = z_s - \frac{0,5}{I_y} \int_A (y^2 + z^2) z \, dA; \text{ zjednodušene uvažujem } z_j \cong z_s$$

$z_s$  = súradnica stredu šmyku k ťažisku prierezu =  $-25,781\text{ mm}$

$$\zeta_j = \frac{\pi \cdot (-0,0258)}{0,98} \cdot \sqrt{2,6 \cdot \frac{1,62 \cdot 10^{-7}}{0,161 \cdot 10^{-9}}} = -4,23$$

podľa tab. NB.3.1 a NB.3.2 v [8] uvažujem súčinitele:  $C_1 = 1,6$ ;  $C_2 = 0,56$ ;  $C_3 = 0,61$

bezrozmerný kritický moment  $\mu_{cr}$  za predpokladu súčiniteľa vzpernej dĺžky  $k_z = 1$ :

$$\mu_{cr} = \frac{C_1}{k_z} \cdot \sqrt{1 + K_{wt}^2 + (C_2 \cdot \zeta_g - C_3 \cdot \zeta_j)^2 - (C_2 \cdot \zeta_g - C_3 \cdot \zeta_j)}$$

$$\mu_{cr} = \frac{1,6}{1,0} \cdot \sqrt{1 + 1,543^2 + (0 - 0,61 \cdot (-4,23))^2 - (0 - 0,61 \cdot (-4,23))} = 4,37$$

$$M_{cr} = \mu_{cr} \cdot \frac{\pi \sqrt{E \cdot I_z \cdot G \cdot I_t}}{L}$$

$$M_{cr} = 4,37 \cdot \frac{\pi \sqrt{2,1 \cdot 10^8 \cdot 1,62 \cdot 10^{-7} \cdot 8,1 \cdot 10^7 \cdot 0,161 \cdot 10^{-9}}}{0,98} = 9,33 \text{ kNm}$$

určenie súčiniteľa klopenia  $\chi_{LT}$  podľa postupu v 6.3.2.2 z [8]:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{1,3025 \cdot 10^{-6} \cdot 350 \cdot 10^3}{9,33}} = 0,2226$$

krivku klopenia uvažujem b (podľa 6.2.4 v [9]), súčiniteľ imperfekcie pri klopení  $\alpha_{LT} = 0,34$

$$\Phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[ 1 + \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] = 0,5 \cdot \left[ 1 + 0,34 \cdot (0,2226 - 0,2) + 0,2226^2 \right] = 0,5286$$

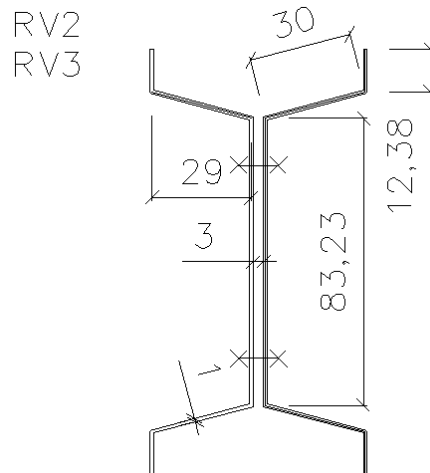
$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} = \frac{1}{0,5286 + \sqrt{0,5286^2 - 0,2226^2}} = 0,99$$

keďže  $\chi_{LT} \cong 1,0$  klopenie prútu na základe vyššie uvažovaných skutočností nastávať nebude.

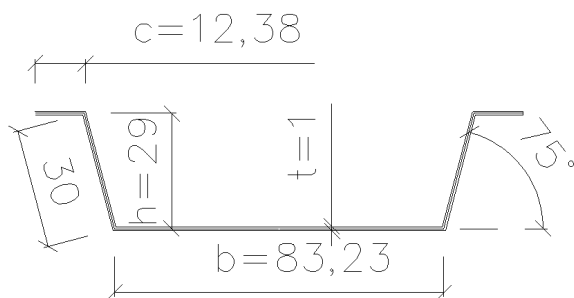
## Príloha C

### Posúdenie prútu - stĺpika (RV2 a RV3) podľa ČSN-EN 1993-1-1

Jedná sa o členený prút pozostávajúci z dvoch tenkostenných profilov, so svetlým odsadením 3mm. Pre prvky o hrúbke  $t < 3\text{mm}$  sa má použiť [9]. Tabuľka 5.1. v [9] uvádza max. pomery šírky k hrúbke jednotlivých častí prierezu.



Obr.C.1 Geometria prierezu



Obr.C.2 Geometria jednej časti prierezu

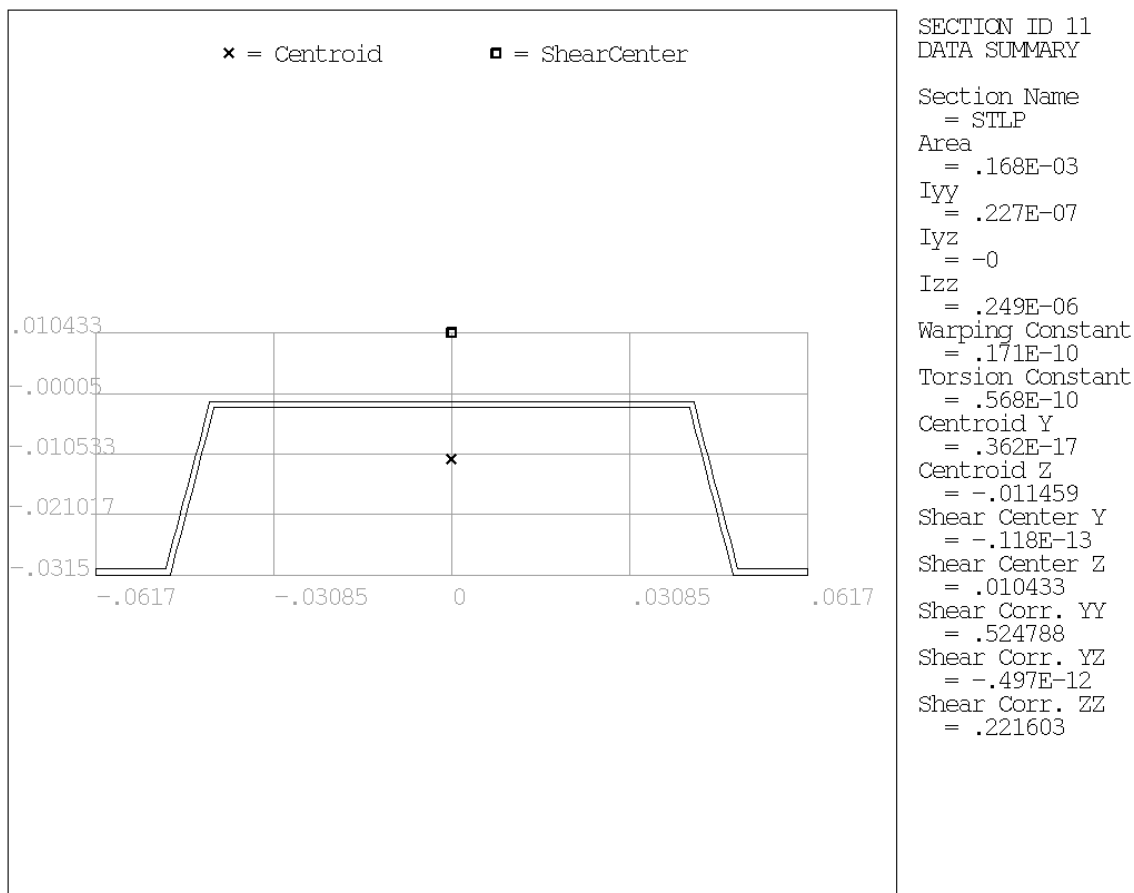
	max.		Profil
b/t	500	$\geq$	83,22/1,0
h/t	$500 \sin \phi$	$\geq$	29/1,0
c/t	50	$\geq$	12,38/1,0
$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$			$\phi = 75^\circ$

Tab.C.1 Max. pomery

Podľa 5.2(2) v [9] má byť rozmer výstuhu v doporučenom intervale:  $0,2 \leq c/b' \leq 0,6$

$c/b' = 12,38/30 = 0,41$  ... hodnota patrí intervalu, nie je menšia ako 0,2, teda zahnutie sa nezanedbáva.

Pre daný prierez sa norma dá použiť (netreba redukovat' ako v prípade RV1)



Obr.C.3 Prierezové charakteristiky určené v ANSYS

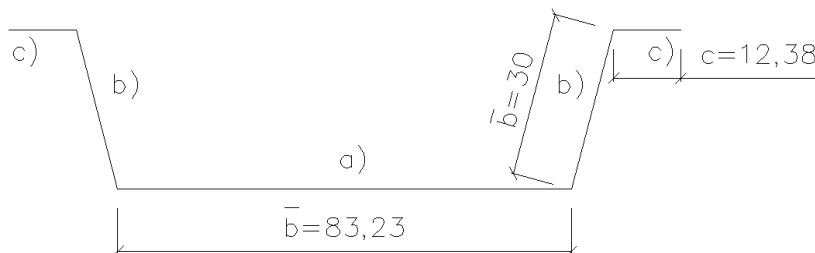
$a_z =$  vzdialenosť Cg a Cs po osi z ... z obr. 3  $\Rightarrow a_z =$  "shear center z"- "centroid z"

A [m <sup>2</sup> ]	I <sub>y</sub> [m <sup>4</sup> ]	I <sub>z</sub> [m <sup>4</sup> ]	D <sub>yz</sub> [m <sup>4</sup> ]	I <sub>ω</sub> [m <sup>6</sup> ]	I <sub>t</sub> [m <sup>4</sup> ]
1,68E-04	2,27E-08	2,49E-07	0,00E+00	1,71E-11	5,68E-11
a <sub>y</sub> [mm]	a <sub>z</sub> [mm]	i <sub>y</sub> [mm]	i <sub>z</sub> [mm]	i <sub>p</sub> [mm]	I <sub>p</sub> [m <sup>4</sup> ]
0,00	21,89	11,62	38,50	45,79	3,52E-07

Tab.C.2 Prierezové charakteristiky na základe Obr.C.3

účinnok lokálneho vybočenia sa zohľadní použitím účinného prierezu vypočítaného na základe efektívnych šírok podľa postupu z kapitoly 4 v [10]; účinky distorzného vybočenia výstupy sú zohľadnené podľa 5.5.3 z [9]

Účinná plocha prierezu  $A_{eff}$  sa podľa 4.3(3) z [10] má určiť za predpokladu, že prierez je namáhaný iba napätím od rovnomerného osového tlaku



Obr.C.4 označenie jednotlivých častí prierezu

a) pásnica odpovedá vnútornej tlačenej časti podľa Tab.4.1. z [10] - vid' Tab.B.5 v prílohe B

$$\sigma_1 = \sigma_2 \Rightarrow \psi = 1,0 \Rightarrow k_\sigma = 4,0$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{83,23}{1,0 \cdot 28,4 \cdot 0,8136 \cdot \sqrt{4,0}} = 1,801$$

overenie štíhlosti podľa 4.4(2) v [10] pre vnútorné tlačenej časti:

$$\bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055 \cdot \psi} = 0,673$$

podľa 4.4(2) v [10] pre vnútorné tlačenej časti ak  $\bar{\lambda}_p > 0,673$  platí:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{1,801 - 0,055 \cdot (3 + 1)}{1,801^2} = 0,4874$$

$$b_{e1} = b_{e2} = 0,5 b_{eff} = 0,5 \rho \cdot \bar{b} = 0,5 \cdot 0,4874 \cdot 83,23 = 20,28 \text{ mm}$$

b) časť b odpovedá vnútornej tlačenej časti podľa Tab.4.1. v [10] - vid' Tab.B.5 v prílohe B

$$\sigma_1 = \sigma_2 \Rightarrow \psi = 1,0 \Rightarrow k_\sigma = 4,0$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{30}{1,0 \cdot 28,4 \cdot 0,8136 \cdot \sqrt{4,0}} = 0,627$$

podľa 4.4(2) pre vnútorné časti ak  $\bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055 \cdot \psi} = 0,673$  platí:  $\rho = 1,0 \Rightarrow b_{eff} = \bar{b} = 30 \text{ mm}$

c) výztuha odpovedá prečnievajúcej tlačenej časti podľa Tab.4.2. v [10] - vid' Tab.B.6 v prílohe B

$$\sigma_1 = \sigma_2 \Rightarrow \psi = 1,0 \Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} ; \text{ kde } \bar{b} = c = 12,38 \text{ mm}$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{12,38}{1,0 \cdot 28,4 \cdot 0,8136 \cdot \sqrt{0,43}} = 0,817$$

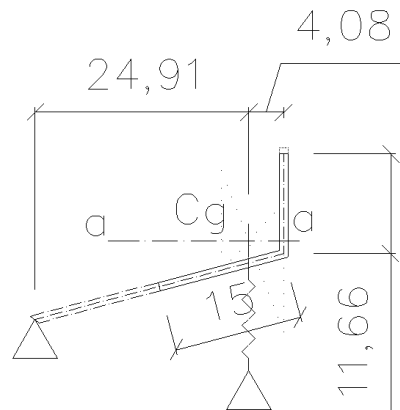
podľa 4.4(2) v [10] pre prečnievajúcej časti ak  $\bar{\lambda}_p > 0,748$  platí:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,817 - 0,188}{0,817^2} = 0,9423$$

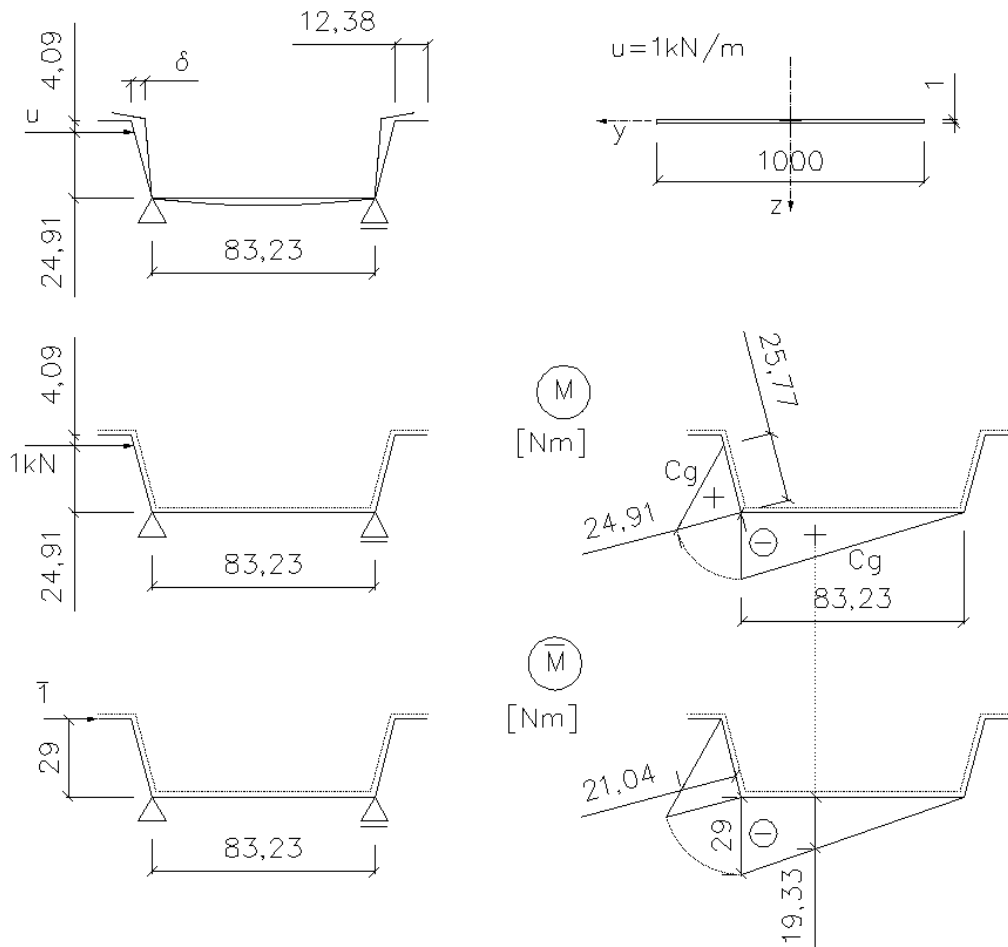
$$b_{eff} = \rho \cdot c = 0,9423 \cdot 12,38 = 11,66 \text{ mm}$$



Zohľadnenie distorzneho vybočenia podľa 5.5.1(5) v [9]:



Obr.C.5 Prierez účinnej časti okrajovej výstuhy podľa 5.5.3.2(1) z [9]



Obr.C.6 Uplatnenie Vereščaginovovho pravidla pri výpočte priehybu výstuhy  $\delta$

Pérová tuhosť (súčiniteľ stlačiteľnosti pružného prostredia) pružiny K sa podľa 5.5.3.1(2) v [9] určí ako podiel  $u/\delta$

$$I_y = \frac{1}{12}bh^3 = \frac{1}{12}1 \cdot 0,001^3 = 8,3 \cdot 10^{-11}m^4$$

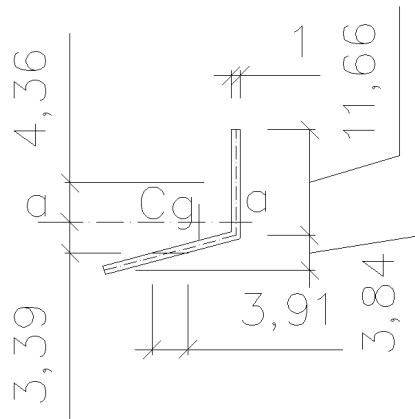
$$E = 2,1 \cdot 10^8 \text{ kPa}$$

$$\delta = \frac{1}{I_y E} \int M\bar{M}dx = \frac{\left[25,77 \cdot (-24,91) \cdot \frac{1}{2} \cdot (-21,04) + \frac{1}{2} \cdot 83,23 \cdot (-24,91) \cdot (-19,33)\right] 10^{-9}}{2,1 \cdot 10^8 \cdot 8,3 \cdot 10^{-11}}$$

$$\delta = 1,531 \cdot 10^{-3}m$$

$$K = \frac{u}{\delta} = \frac{1}{1,531 \cdot 10^{-3}} = 653 \text{ kNm}^{-2}$$

Určenie prierezových charakteristík okrajovej výstuhy:



Obr.C.7 Geometria okrajovej výstuhy

$$A_s = \sum_{i=1}^2 l_i t = 1,0 \cdot (11,66 + 15) = 26,66 \text{ mm}^2 = 26,66 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

$$I_s = \sum_{i=1}^3 \left( \frac{1}{12} b_i h_i^3 + b_i h_i a_i^2 \right) = \frac{1}{12} (11,66^3 + 3,91 \cdot 3,84^3) + 11,66 \cdot 4,36^2 + 3,91 \cdot 3,84 \cdot 3,39^2$$

$$I_s = 544,75 \text{ mm}^4 = 5,45 \cdot 10^{-10} \text{ m}^4$$

Pružné kritické napätie okrajovej výstuhy podľa 5.5.3.2(7) v [9]:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} = \frac{2 \cdot \sqrt{653 \cdot 2,1 \cdot 10^8 \cdot 5,45 \cdot 10^{-10}}}{26,66 \cdot 10^{-6}} = 648298 \text{ kPa} = 648 \text{ MPa}$$

Pomerná štíhlosť  $\bar{\lambda}_d$  a súčiniteľ vzpernosti podľa 5.5.2(7) v [9]:

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr,s}} = \sqrt{350 / 648} = 0,74$$

$$\text{pre } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \text{ platí: } \chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_d$$

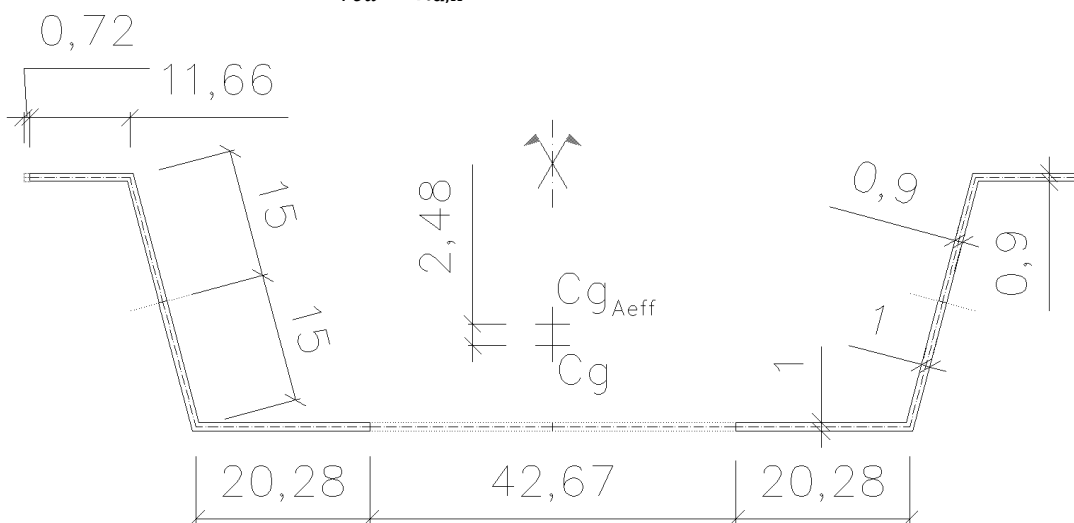
$$\chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot 0,74 = 0,935$$

podľa 5.5.3.2(3) v [9] by sa mala hodnota  $\chi_d$  doladiť iteračným postupom po  $n$  krokoch na  $\chi_{d,n}$  (obr.5.8 v [9]). Pre skrátenie výpočtu toto doladenie zanedbávam, nakoľko sa prípadné zredukovanie hrúbky  $t$  uplatní na časti menšej ako 1/2 prierezu. Zjednodušene uvažujem:

$$\chi_{d,n} \approx 0,9$$

redukovaná hrúbka výstuhy:

$$t_{red} = \chi_{d,n} \cdot t = 0,9 \cdot 1,0 = 0,9 \text{ mm}$$



Obr.C.8 Geometria prierezu pre výpočet účinnej plochy  $A_{eff}$

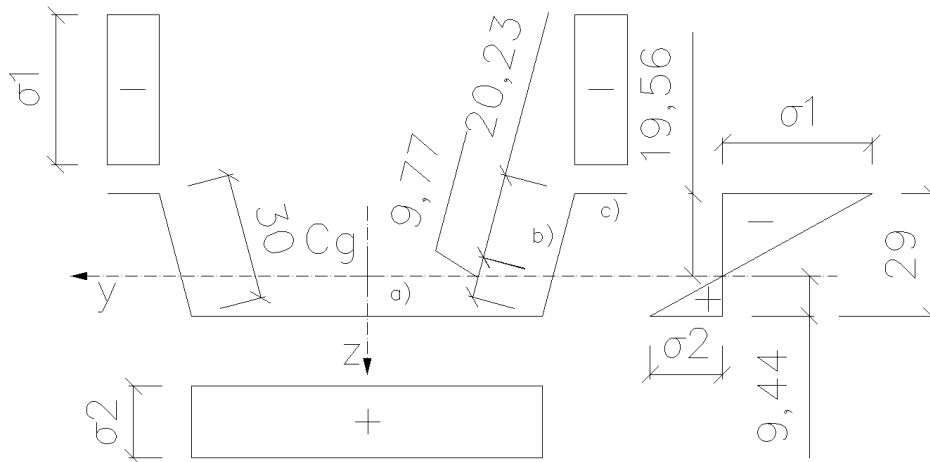
$$A_{\text{eff}} = \sum_{i=1}^2 (l_i t) + \sum_{j=1}^2 (l_j t_{\text{red}}) = 2 \cdot (1,0 \cdot (20,28 + 15)) + 0,9 \cdot (15 + 11,66) = 118,548 \text{ mm}^2$$

podľa 4.3(3) v [10] ak vznikne posun ťažiska vzhľadom na pôvodné ťažisko, vznikne prídavný moment, ktorý je treba zahrnúť do posúdenia prierezu. Ťažisko sa podľa Obr.C.8 posunulo v smere osi z o  $e_{Ny} = 2,5 \text{ mm}$ ; Posun vyvolá ohyb okolo väčšej osi prierezu, čo pri väčších tlakových silách v stĺpiku môže mať nezanedbateľné účinky aj pri tak malej excentricite. Z tohto dôvodu preto treba ďalej určiť aj efektívny prierezový modul  $W_{\text{eff},y}$ .

$$N_{Rk} = A_{\text{eff}} \cdot f_y = 118,548 \cdot 350 = 41\,492 \text{ N} = 41,50 \text{ kN}$$

$$N_{c,Rd} = A_{\text{eff}} \cdot f_{yb} / \gamma_{M0} = 118,548 \cdot 350 / 1,0 = 41\,492 \text{ N} = 41,50 \text{ kN}$$

Účinný prierezový modul  $W_{\text{eff},y}$  sa podľa 6.1.4.1(4) z [9] stanoví pre prierez namáhaný iba ohybovým momentom okolo príslušnej osi (y) s maximálnym napätím  $\sigma_{\text{max,Ed}} = f_{yb} / \gamma_{M0} = 350 / 1,0 = 350 \text{ MPa}$



Obr.C.9 Prierez namáhaný iba ohybovým momentom okolo osi y

a) pásnica je v tiahnutej oblasti

b) časť prierezu b

		$\psi < 0:$ $b_{\text{eff}} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{\text{eff}} \quad b_{e2} = 0,6 b_{\text{eff}}$				
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Součinitel kritického napätí $k_\sigma$	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29 \psi + 9,78 \psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Tab.C.3 Časť b odpovedá vnútornej tlačenej časti podľa Tab.4.1. z [10]

$$\sigma_1 = \sigma_{\text{max,Ed}} = -350 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = \frac{-b_t}{b_c} \sigma_1 = -\frac{9,77}{20,23} \sigma_1$$

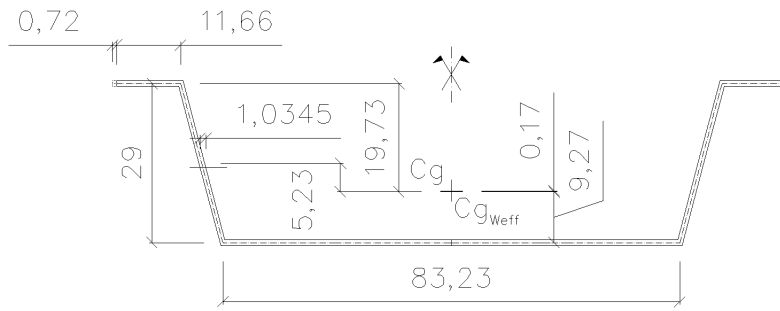
$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{9,77}{20,23} = -0,4829$$

$$k_\sigma = 13,128$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{t \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = \frac{30}{1,0 \cdot 28,4 \cdot 0,8136 \cdot \sqrt{13,128}} = 0,358$$

podľa 4.4(2) v [10] pre vnútorné časti ak  $\bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055 \cdot \psi}$  platí:  $\rho = 1,0 \Rightarrow b_{\text{eff}} = 30 \text{ mm}$

c) výstuha je rovnomerne tlačenej, efektívna šírka odpovedá efektívnej šírke určenej pre potreby výpočtu  $A_{\text{eff}}$  - vid' str.81  $\Rightarrow b_{\text{eff}} = 11,66 \text{ mm}$



Obr.C.10 geometria prierezu pre výpočet efektívneho prierezového modulu  $W_{y,eff}$

$$I_{y,eff} = \sum_{i=1}^3 \left( \frac{1}{12} b_i h_i^3 + b_i h_i z_i^2 \right)$$

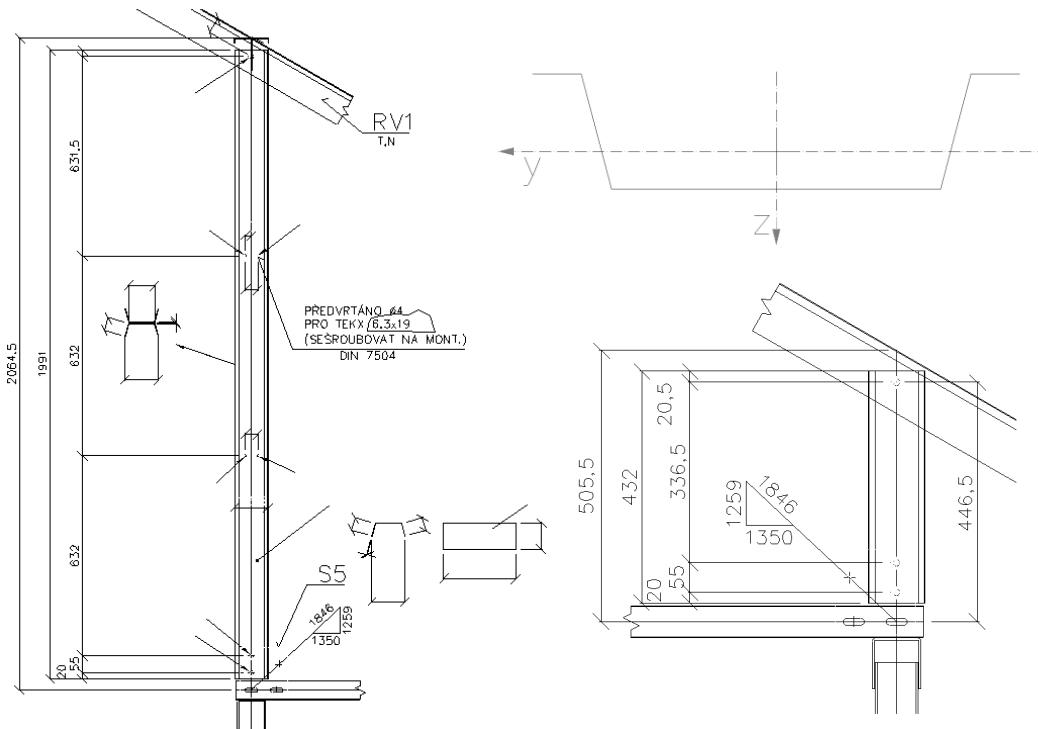
$$I_{y,eff} = \frac{1}{12} \cdot 2 \cdot \left( 1,0345 \cdot 29^3 + 11,66 + \frac{83,23}{2} \right) + 2 \cdot \left( 11,66 \cdot 19,73^2 + 30 \cdot 5,23^2 + \frac{83,23}{2} \cdot 9,27^2 \right) = 22\,085 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,eff} = \frac{I_{y,eff}}{z_c} = \frac{22085}{19,73} = 1119 \text{ mm}^3$$

$$M_{y,Rk} = W_{y,eff} \cdot f_{yb} = 1119 \cdot 350 = 391\,650 \text{ Nmm} = 0,392 \text{ kNm}$$

### Posúdenie prútu

podľa 6.4.4(1) z [8] sa má tlačný zložený členený prút posudzovať na vzper ako jeden celistvý prút ak je max. rázvor medzi skrutkovými spojkami  $15 i_{\min}$ , kde  $i_{\min}$  je najmenší polomer zotrvačnosti jedného prierezu (vid' Tab.C.2)  $15 i_{\min} = 15 \cdot 11,6 = 174 \text{ mm}$  Rázvor medzi spojkami (vid' Obr.C.11) je 632 mm, resp. 337 mm. Ani jeden stĺp teda nemožno posúdiť na vzper ako celistvý.



Obr.C.11 Rázvor medzi skrutkovými spojkami členeného prútu stĺpika

Na základe podmienky (6.36) z [9] pre tenkostenné prúty namáhané kombináciou ohybu a osového tlaku, výrazov (6.48) a (6.55) z [9] a návrhového momentu vzniknutého len z posunu ťažiska efektívneho prierezu  $M_{y,Ed} = N_{Ed} \cdot e_{Ny}$ , je aplikovaná podmienka spoľahlivosti pre stĺpik (1 časť) ako:

$$\left( \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi \cdot A_{eff} \cdot f_y} \right)^{0,8} + \left( \frac{N_{Ed} \cdot e_{Ny} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{LT} \cdot W_{y,eff} \cdot f_y} \right)^{0,8} \leq 1,0$$

Posun ťažiska vyvolá ohyb okolo mäkšej osi, teda klopenie nenastáva ( $\chi_{LT} = 1,0$ ). Z podmienky vyplýva vzťah (uplatnený v Tab.C.4) pre výpočet návrhovej únosnosti stĺpika vo vzpernom tlaku  $N_{Rd}$ :

$$N_{Ed} \leq \frac{\chi \cdot A_{eff} \cdot f_y \cdot W_{y,eff}}{\left( (W_{y,eff} \cdot \gamma_{M1})^{0,8} + (\chi \cdot A_{eff} \cdot e_{Ny} \cdot \gamma_{M1})^{0,8} \right)^{1,25}} = N_{Rd}$$

Vzper prútu s jednoosou symetrickým prierezom:

vzperné dĺžky sú na základe Obr.C.11 uvažované ako:  $L_{\omega} = L_y = L_z = 1,921\text{m}$  pre veľký stĺpik a  $L_{\omega} = L_y = L_z = 0,4\text{m}$  pre malý stĺpik

V ľavej časti Tab.C.4 vytvorenej v MS-EXCELLi je zalgoritimizovaný postup podľa [11]:

$$N_{\omega} = \frac{1}{i_p^2} \left[ \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{\omega}}{L_{\omega}^2} + G \cdot I_t \right]$$

$$N_{y/z} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{y/z}}{L_{y/z}^2}$$

$$N_{z\omega} = \frac{(N_z + N_{\omega}) - \sqrt{(N_z + N_{\omega})^2 - 4 \cdot N_z \cdot N_{\omega} \cdot \left(1 - \frac{a_z^2}{i_p^2}\right)}}{2 \cdot \left(1 - \frac{a_z^2}{i_p^2}\right)}$$

$$N_{cr} = \min\{N_{z\omega}; N_y\}$$

$$\bar{\lambda}_{cr} = \sqrt{\frac{A_{eff} \cdot f_y}{N_{cr}}}$$

Ďalej podľa 6.3.1.2 z [8] pre určenie súčiniteľa vzpernosti  $\chi$  je pre prierez uvažovaná krivka vzpernej pevnosti c, teda súčiniteľ imperfekcie  $\alpha=0,49$ .

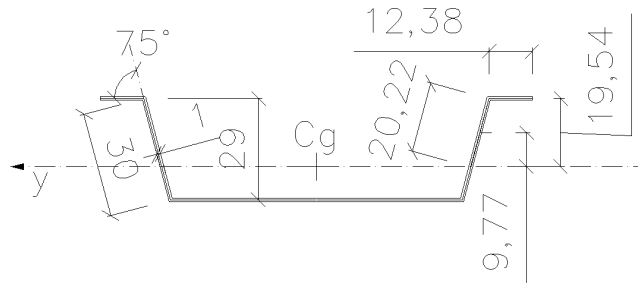
Pre porovnanie je v pravej časti Tab.C.4 uplatnený postup podľa [12]. Neznázornené vzťahy sú rovnaké ako pre nesymetrický prierez v prílohe B.

prierezové a materiálové charakteristiky											
A =	1,68E-04	m <sup>2</sup>	E =	210	Gpa	$i_p =$	0,0458	m	$\lambda_1 =$	76,9424 -	
$I_y =$	2,27E-08	m <sup>4</sup>	$\nu =$	0,3	-	$I_p =$	3,52E-07	m <sup>4</sup>	$\beta_A =$	0,71 -	
$I_z =$	2,49E-07	m <sup>4</sup>	$e_{N,y} =$	0,0025	m	postup podľa [12] - výpočet $\lambda_{z\omega}$					
$I_t =$	5,68E-11	m <sup>4</sup>	$\gamma_{M1} =$	1,0	-	<b>VEĽKÝ STĽPIK</b>		<b>MALÝ STĽPIK</b>			
$I_{\omega} =$	1,71E-11	m <sup>6</sup>	$f_{yd} =$	350	Mpa	$\lambda_y =$	165,261 -	$\lambda_y =$	34,4113 -		
$a_z =$	0,02189	m	G =	80,7692	Gpa	$\lambda_z =$	49,8979 -	$\lambda_z =$	10,39 -		
$A_{eff} =$	1,19E-04	m <sup>2</sup>	$i_y =$	0,0116	m	$\lambda_{\omega} =$	225,837 -	$\lambda_{\omega} =$	56,8065 -		
$W_{eff} =$	1119	mm <sup>3</sup>	$i_z =$	0,0385	m	ak jedna zo štíhlostí prevláda:		ak sa štíhlosti $\lambda_z$ a $\lambda_{\omega}$ príliš nelíšia:			
vzperné dĺžky						$\lambda_{z\omega} = \sqrt{\lambda_1^2 + \alpha_1 \cdot \lambda_{II}^2}$					
<b>VEĽKÝ STĽPIK</b>			<b>MALÝ STĽPIK</b>			$\lambda_I = \max\{\lambda_z; \lambda_{\omega}\}$		$\lambda_{z\omega} = \kappa_z \sqrt{\lambda_{\omega}^2 + \lambda_z^2}$			
$L_{\omega} =$	1,921	m	$L_{\omega} =$	0,400	m	$\lambda_{II} = \min\{\lambda_z; \lambda_{\omega}\}$		$\kappa_z = \sqrt{\frac{1 + \frac{a_z}{i_p}}{2}}$			
$L_z =$	1,921	m	$L_z =$	0,400	m	$\alpha_1 = \alpha_z = \left(\frac{a_z}{i_p}\right)^2$					
$L_y =$	1,921	m	$L_y =$	0,400	m						
postup podľa [11] - výpočet $N_{z\omega}$						1 zo štíhlostí prevláda		štíhlosti sa výrazne nelíšia			
<b>VEĽKÝ STĽPIK</b>			<b>MALÝ STĽPIK</b>								
$N_{\omega} =$	6,77	kN	$N_{\omega} =$	107,84	kN	$\lambda_I =$	225,84 -	$\kappa_z =$	0,86 -		
$N_z =$	139,85	kN	$N_z =$	3225,51	kN	$\lambda_{II} =$	49,90 -				
$N_y =$	12,75	kN	$N_y =$	294,05	kN	$\alpha_I =$	0,23 -				
$N_{z\omega} =$	6,69	kN	$N_{z\omega} =$	107,01	kN	$\lambda_{z\omega} =$	227,09 -	$\lambda_{z\omega} =$	49,65 -		
$N_{cr} =$	6,69	kN	$N_{cr} =$	107,01	kN	$\lambda_{cr} =$	227,09 -	$\lambda_{cr} =$	56,81 -		
$\bar{\lambda}_{cr} =$	2,4900	-	$\bar{\lambda}_{cr} =$	0,6227	-	$\bar{\lambda}_{cr} =$	2,48 -	$\bar{\lambda}_{cr} =$	0,62 -		
krivka c			krivka c			krivka c		krivka c			
$\alpha =$	0,49	-	$\alpha =$	0,49	-	$\alpha =$	0,49 -	$\alpha =$	0,49 -		
$\Phi =$	4,1610	-	$\Phi =$	0,7974	-	$\Phi =$	4,1319 -	$\Phi =$	0,7953 -		
$\chi =$	0,1334	-	$\chi =$	0,7718	-	$\chi =$	0,1345 -	$\chi =$	0,7734 -		
$N_{Rd}$	5,35	kN	$N_{Rd}$	26,59	kN	$N_{Rd}$	5,39	kN	$N_{Rd}$	26,63	kN

Tab.C.4 Výpočet  $N_{Rd}$  v tlaku oboch stĺpikov – vždy pre jednu časť členeného prierezu – postupy podľa [11] a [12]

Možno pozorovať takmer rovnaké výsledky pre oba postupy určenia tlakovej únosnosti stĺpikov so zohľadnením straty stability (Tab.C.4 pravá a ľavá časť).

Overenie únosnosti stĺpika na šmykovú silu pôsobiacu z roviny rámu (v priečnom smere):



Obr.C.12 Geometria profilu pre potreby výpočtu  $V_{b,Rd,z}$  a  $\bar{S}_y$

Návrhová únosnosť v šmyku  $V_{b,Rd,z}$  určená podľa kapitoly 6.1.5 z [9]:

pomerčná štíhlosť steny  $\bar{\lambda}_w$  dĺžky  $s_w = 30\text{mm}$  sa pre stenu bez pozdĺžnych výstužiek určí podľa vzťahu (6.10a) z [9]:

$$\bar{\lambda}_w = 0,346 \frac{s_w}{t} \sqrt{\frac{f_{yb}}{E}} = 0,346 \frac{30}{1,0} \sqrt{\frac{350}{210000}} = 0,424$$

podľa tabuľky 6.1 z [9] sa šmyková pevnosť  $f_{bv}$  vplyvom vybočenia pre stenu bez podporového vystuženia o pomernej štíhlosti v intervale  $\bar{\lambda}_w \leq 0,83$  určí:

$$f_{bv} = 0,58 f_{yb} = 0,58 \cdot 350 = 203 \text{ MPa}$$

návrhová únosnosť v šmyku  $V_{b,Rd,z}$  (pre jednu stenu výstuhy) sa potom podľa (6.8) z [9] pre odklon steny od pásnic pod uhlom  $\Phi = 75^\circ$  vypočíta:

$$V_{b,Rd,z} = \frac{h_w t f_{bv}}{\gamma_{M0} \sin \Phi} = \frac{28,97 \cdot 1 \cdot 203}{1,0 \cdot \sin 75^\circ} = 6090 \text{ N} = 6,09 \text{ kN}$$

pre jednu časť prierezu je potom  $V_{b,Rd} = 12,18 \text{ kN}$ ; pre celý stĺpik  $V_{b,Rd} = 24,36 \text{ kN}$

Overenie návrhovej pružnej šmykovej únosnosti v rozhodujúcom bode prierezu (v stene výstuhy na úrovni ťažiska prierezu) pre šmykovú silu pôsobiacu na jednu stenu podľa 6.2.6(4) z [8]:

Dosadením vzťahu (6.20) z [8] do (6.19) v [8] vznikne podmienka návrhovej hodnoty šmykovej sily:

$$V_{Ed,z} \leq \frac{I t f_y}{S \sqrt{3} \gamma_{M0}}$$

kde  $S$  = statický moment v mieste posudzovaného bodu k ťažiskovej ose prierezu;  $t$  = hrúbka v posudzovanom bode,  $I$  = moment zotrvačnosti polovice prierezu.  $I_y = 22700 \text{ mm}^4$  (vid' obr.\*\*)

$$I = 0,5 I_y = 11350 \text{ mm}^4$$

$$S = \bar{S}_y = 12,38 \cdot 1 \cdot 19,54 + 20,22 \cdot 1 \cdot 9,77 = 440 \text{ mm}^3$$

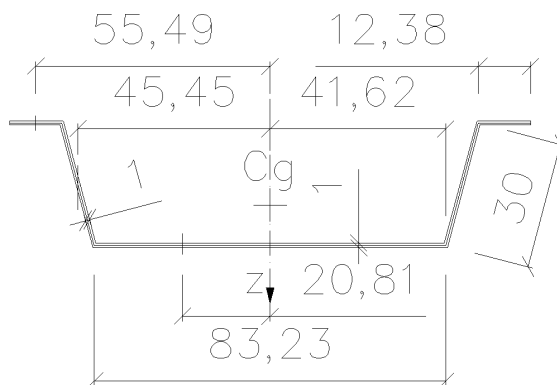
$$t = \frac{1}{\sin \Phi} = 1,035 \text{ mm}$$

$$V_{Ed,z} \leq \frac{11350 \cdot 1,035 \cdot 350}{440 \cdot \sqrt{3} \cdot 1,0} = 5395 \text{ N} = 5,4 \text{ kN} \Rightarrow V_{Rd} = 5,4 \text{ kN}$$

pre jednu časť prierezu je potom  $V_{Rd,z} = 10,8 \text{ kN}$ ; pre celý stĺpik  $V_{Rd,z} = 21,6 \text{ kN}$

konštatujem, že návrhová únosnosť v šmyku  $V_{b,Rd,z}$  s prípadným zohľadnením vybočenia steny má vyššiu hodnotu ako pružná šmyková únosnosť. Je to z dôvodu malej pomernej štíhlosti steny, kde toto vybočenie podľa EN nevzniká. V tomto prípade je dovolené plastické rozdelenie šmykového napätia po výške steny. Pevnosť  $f_{yb}$  bola redukovaná koeficientom 0,58, čo je zaokrúhlená prevrátená hodnota  $\sqrt{3}$  uplatnenej pri redukovani napätia vo vzťahu (6.18) kapitoly 6.2.6(2) z [8], ktorý ale dovoľuje použitie tejto plnej plastickej únosnosti v šmyku len v prípade absencie krútenia. Z toho dôvodu uvažujem pružnú šmykovú únosnosť pre celý stĺpik  $V_{Rd,z} = 21,6 \text{ kN}$ . Zaťaženie hlavy stĺpika v priečnom smere (von z roviny priehrady) však ani z d'aleka nedosahuje tejto medznej hodnoty.

overenie únosnosti stĺpika na šmykovú silu pôsobiacu v rovine rámu (v pozdĺžnom smere prieprady):



Obr.C.13 Geometria profilu pre potreby výpočtu  $V_{b,Rd,y}$  a  $\bar{S}_z$

Návrhová únosnosť v šmyku  $V_{b,Rd,y}$  určená podľa kapitoly 6.1.5 z [9]:

Pomerčná štíhlosť steny  $\bar{\lambda}_w$  dĺžky  $s_w = 83,23\text{mm}$  sa pre stenu bez pozdĺžnych výstuh určí podľa vzťahu (6.10a) z [9]:

$$\bar{\lambda}_w = 0,346 \frac{s_w}{t} \sqrt{\frac{f_{yb}}{E}} = 0,346 \frac{83,23}{1,0} \sqrt{\frac{350}{210000}} = 1,176$$

podľa tabuľky 6.1 z [9] sa šmyková pevnosť  $f_{bv}$  s vplyvom vybočenia pre stenu bez podporového vystuženia o pomernej štíhlosti v intervale  $0,83 < \bar{\lambda}_w < 1,40$  určí:

$$f_{bv} = 0,48 f_{yb} : \bar{\lambda}_w = 0,48 \cdot 350 : 1,176 = 142,9 \text{ MPa}$$

návrhová únosnosť steny v šmyku  $V_{b,Rd}$  sa potom podľa (6.8) z [9] za predpokladu  $\Phi = 90^\circ$  vypočíta:

$$V_{b,Rd,y} = \frac{h_w t f_{bv}}{\gamma_{M0} \sin \Phi} = \frac{83,23 \cdot 1 \cdot 142,9}{1,0 \cdot \sin 90^\circ} = 11893 \text{ N} = 11,9 \text{ kN}$$

pre celý stĺpik je potom  $V_{b,Rd,y} = 23,8 \text{ kN}$

Obdobným postupom ako v predošlom prípade je overená návrhová pružná šmyková únosnosť podľa 6.2.6(4) z [8]:

$$I = I_z = 249000 \text{ mm}^4 \text{ (viď Obr. C. 3)}$$

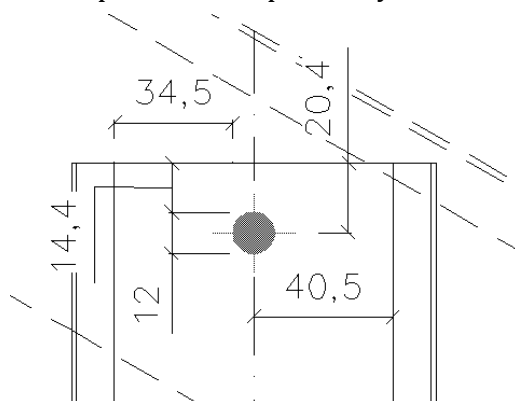
$$S = \bar{S}_z = 12,38 \cdot 1 \cdot 55,49 + 30 \cdot 1 \cdot 45,45 + 41,62 \cdot 1 \cdot 20,81 = 2917 \text{ mm}^3$$

$$t = 1 \text{ mm}$$

$$V_{Ed,y} \leq \frac{249000 \cdot 1 \cdot 350}{2917 \cdot \sqrt{3} \cdot 1,0} = 17252 \text{ N} = 17,25 \text{ kN} \Rightarrow V_{Rd,y} = 17,25 \text{ kN}$$

pre celý stĺpik je potom  $V_{Rd,y} = 34,5 \text{ kN}$

Tento prípad štíhlejšej steny má vyšší potenciál jej vybočenia, čo potvrdila menšia hodnota pevnosti v šmyku  $V_{b,Rd,y} = 23,8 \text{ kN}$ . Zaťaženie stĺpika v rovine prieprady ani tu nedosahuje medznej hodnoty.



Obr.C.14 Geometria umiestnenia skrutky v hlave stĺpiku

Posúdenie lokálnej únosnosti steny stĺpiku:

Lokálna priečna únosnosť  $R_{w,Rd,y}$  steny prierezu zaťaženej podporovou reakciou alebo inou priečnou silou pôsobiacu na pásnici sa pre jednu časť prierezu (s jednou nevystuženou stenou) určí postupom podľa 6.1.7.2 z [9]. Tento postup však nezohľadňuje vnesenie zaťaženia cez skrutku priamo do steny.

Môže ale vykazovať pomerne správne výsledky, keďže v postupe nie sú vôbec zohľadnené rozmery pásnic. V obdobnom postupe pre určenie únosnosti na priečne sily "hrubostenných" prvkov podľa kapitoly 6 v [10] sa rozmery pásnic  $b_f$  a  $t_f$  zohľadnia podľa vzťahov definovaných v 6.5(1) z [10]. V postupe pre tenkostenné prvky sú akurát na obr. 6.7a) v [9] uvedené dva vzťahy pre výpočet  $R_{w,Rd,y}$ , pre priečny rez s vystuženými a nevystuženými pásnicami. Nakoľko pásnice v prípade stĺpika majú na konci výstuhy, je uvažovaný vzťah (6.15a)

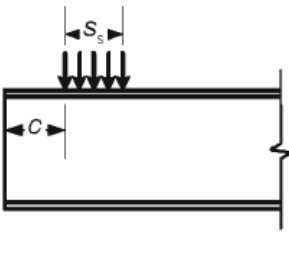
overenie podmienok uplatnenia postupu pre priečny rez:

$$(6.14a) z[9] \Rightarrow \frac{h_w}{t} = \frac{83,23}{1,0} \leq 200 \Rightarrow \text{podmienka splnená}$$

$$(6.14b) z[9] \Rightarrow \frac{r}{t} = \frac{1,0}{1,0} \leq 6 \Rightarrow \text{podmienka splnená; } r = \text{vnútorný polomer rohov, uvažovaný } 1\text{mm}$$

$$(6.14c) z[9] \Rightarrow 45^\circ \leq \Phi \leq 90^\circ; \text{ kde } \Phi \text{ je uhol steny s pásnicami}$$

Z popisu pre uhol  $\Phi$  nie je jasné, či sa jedná o vnútorný uhol, ktorý je v tomto prípade  $105^\circ$ , teda podmienka by splnená nebola. Avšak vo viacerých kapitolách v [9] (napr.: Tab.5.1; Obr.5.12; Obr.6.5; Obr.6.10) je tento uhol zakreslený ako vonkajší, teda pre tento prípad  $75^\circ$ . Preto daný uhol uvažovaný ako  $\Phi = 75^\circ$  a výpočty pokračujú ďalej.



a) pro jedno lokální zatížení nebo podporovou reakci  
i)  $c \leq 1,5 h_w$  (vzdálenost od volného konce):  
pro příčný řez s vyztuženými pásnicemi:

$$R_{w,Rd} = \frac{k_1 k_2 k_3 \left[ 9,04 - \frac{h_w/t}{60} \right] \left[ 1 + 0,01 \frac{s_s}{t} \right] t^2 f_{yb}}{\gamma_{M1}} \quad (6.15a)$$

Obr.C.15 Prípad lokálneho zaťaženia podľa Obr. 6.7a) v [9]

Pre modifikáciu postupu na prípad prenosu zaťaženia zo skrutky do steny podľa Obr.C.15 sa uvažuje:

$s_s = 12$  mm – priemer skrutky

$h_w$  vo výpočte je uvažovaná ako svetlá vzdialenosť od okraja skrutky po koniec steny (Obr.C.14 34,5mm), nakoľko priečna sila sa bude prenášať zo skrutky do steny a bude tak tlačiť len túto časť steny. V druhej tiahnutej časti steny takéto vybočenie teda vznikáť nebude. Rozmer  $c$  je 14,4mm (Obr.C.14), teda platí podmienka uplatnenia vzťahu (6.15a):  $c \leq 1,5 h_w$  aj pre modifikované  $h_w = 34,5$  mm.

Určenie hodnôt súčiniteľov  $k$  podľa 6.1.7.2(3) z [9]:

$$k = \frac{f_{yb}}{228} = \frac{350}{228} = 1,535$$

$$k_1 = 1,33 - 0,33k = 0,823$$

$$k_2 = 1,15 - 0,15 \frac{r}{t} = 1,0; \text{ ale } 0,5 \leq k_2 \leq 1,0 - \text{vyhovie}$$

$$k_3 = 0,7 + 0,3 \left( \frac{\Phi}{90} \right)^2 = 0,908$$

$$R_{w,Rd,y} = \frac{k_1 k_2 k_3 \left[ 9,04 - \frac{h_w}{60t} \right] \left[ 1 + 0,01 \frac{s_s}{t} \right] t^2 f_{yb}}{\gamma_{M1}} = 2501,8 \text{ N} = 2,5 \text{ kN}$$

Pre celý prierez (dve steny) je potom lokálna priečna únosnosť  $R_{w,Rd,y} = 5$  kN. Možno konštatovať, že táto únosnosť na priečnu silu vnesenú do stĺpika je výrazne menšia než návrhová únosnosť prierezu stĺpika v šmyku  $V_{b,Rd,y} = 23,8$  kN. Keďže sa ale z krokvy do stĺpika táto sila musí preniesť práve cez jednu skrutku, o lokálnej únosnosti rozhoduje  $R_{w,Rd,y} = 5$  kN. Priečna sila  $F_{y,Ed}$  nedosahuje takýchto hodnôt (napr.  $F_X$  v GSS na Obr.3.22), podmienka (6.13) z [9]  $F_{y,Ed} \leq R_{w,Rd,y}$  bude splnená.

overenie prípadných kombinácií pre posúdenie vnútorných síl:

Podľa 6.1.10(1) z [9] nie je u prierezov vystavených kombinácii osovej sily, momentu a šmykovej sily nutné žiadnej redukcie kvôli šmykovej sile, ak platí:  $V_{Ed} \leq 0,5 V_{w,Rd}$ . Šmyková sila v hlave stĺpiku nedosahovala významných hodnôt (viď Obr.3.22) – cca. 120N. Podmienka bude splnená.



Podľa 6.1.11(1) z [9] má prierez vystavený kombinácii ohybového momentu a lokálneho zaťaženia alebo podpornej reakcie  $F_{Ed}$  splniť podmienky (6.28a) až (6.28c) z [9], kde (6.28b) je v podstate (splnená) podmienka (6.13) z [9]:

$$M_{Ed}: M_{c,Rd} \leq 1 \quad (6.28a)z[9]$$

$$M_{Ed}: M_{c,Rd} + F_{Ed}: R_{w,Rd} \leq 1 \quad (6.28c)z[9]$$

Podmienka (6.28a) z [9] bude splnená pre moment pôsobiaci okolo osi y aj z. V hlave stĺpiku je z dôvodu klbového spoja jednej skrutky moment točiaci v rovine priehrady  $M_{z,Ed} = 0$  kNm. Moment  $M_{y,Ed}$  točiaci stĺpik z roviny priehrady je takisto prakticky nulový (vid' MYJ= $M_{z,Ed}$  a MZJ= $M_{y,Ed}$  napr. na Obr.3.33). V hlave stĺpiku vzniká podľa 6.2.2.5(4) z [8] iba moment od posunu ťažiska efektívneho prierezu pre výpočet  $A_{eff}$  o veľkosti  $\Delta M_{y,Ed} = N_{Ed} \cdot e_{Ny}$ ; ktorý ani pri  $N_{Ed} = 18,80$  kN (FX) na Obr.7.1) pre celý stĺpik, teda  $N_{Ed} = 9,40$  kN na jednu časť prierezu nevyvolá pri excentricite  $e_{Ny} = 2,5$  mm (Obr.C.8) významný moment (asi 23,5 Nm, pričom  $M_{y,Rd}$  má pri  $\gamma_{M0} = 1,0$  hodnotu 392 Nm).

#### zohľadnenie účinkov krútenia prierezu stĺpiku:

Krútenie bude posúdené pre vnútorné sily z modelu LLUU, kde nastali najväčšie torzné momenty (vid' Obr.3.27). Pre element v hlave stĺpiku sú vypísané vnútorné sily v oboch bodoch i aj j. V druhom riadku tabuľky je ich aritmetický priemer:

	fxi	fxj	myi	myj	mzi	mzj	tqi	tqj	sfzi	sfzj	sfyi	sfyj
	-2186,4	-2186,1	0,07	0,09	-1,19	0,00	-2,57	-2,78	78,30	-0,13	-29,90	-33,28
priemer	-2186,3		0,08		-0,59		-2,68		39,09		-31,59	

Tab.C.5 Vnútorné sily pre element v hlave malého stĺpika – sily [m], momenty [Nm]

Podľa 6.1.6(4) z [9] majú u prierezov namáhaných na krútenie byť splnené podmienky:

$$\sigma_{tot,Ed} \leq f_{ya} \gamma_{M0} \quad (6.11a) z [9]$$

$$\tau_{tot,Ed} \leq \frac{f_{ya}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} \quad (6.11b) z [9]$$

$$\sqrt{\sigma_{tot,Ed}^2 + 3\tau_{tot,Ed}^2} \leq 1,1 \frac{f_{ya}}{\gamma_{M0}} \quad (6.11c) z [9]$$

kde  $f_{ya}$  je priemerná medza sklzu (pre prierez stĺpiku) podľa 3.2.2 v [9]:

$$f_{ya} = f_{yb} + (f_u - f_{yb}) \frac{knt^2}{A_g} \quad \text{ale} \quad f_{ya} \leq \frac{f_u + f_{yb}}{2}$$

$$A_g = \text{celková plocha prierezu} = 168 \text{ mm}^2$$

$$k = 5 \text{ pre iné spôsoby tvarovania ocele}$$

$$n = \text{počet } 90^\circ \text{ ohybov v priečnom reze s vnútorným polomerom } r \leq 5t \dots n = 4$$

$$t = \text{návrhová hrúbka plechu pred tvarovaním} \dots t = 1 \text{ mm}$$

$$f_u = 420 \text{ MPa pre použitú oceľ}$$

$$f_{ya} = 350 + (420 - 350) \frac{5 \cdot 4 \cdot 1^2}{168} = 358,33 \text{ MPa}$$

Podľa 6.1.6(5) sa celkové normálové  $\sigma_{tot,Ed}$  a celkové šmykové  $\tau_{tot,Ed}$  napätia určia ako:

$$\sigma_{tot,Ed} = \sigma_{N,Ed} + \sigma_{My,Ed} + \sigma_{Mz,Ed} + \sigma_{w,Ed}$$

$$\tau_{tot,Ed} = \tau_{Vy,Ed} + \tau_{Vz,Ed} + \tau_{t,Ed} + \tau_{w,Ed}$$

$\sigma_{N,Ed}$  – návrhové napätie od osového tlaku  $N_{Ed} = 2186,3$  N, pre  $A_{eff} = 118,5$  mm<sup>2</sup>

$\sigma_{My,Ed}$  – návrhové napätie od ohybového momentu  $N_{Ed} \cdot e_{Ny} + M_{y,Ed}$ ;  $e_{Ny} = 2,5$  mm (Obr.C.8)  
 $M_{y,Ed} = 0,08$  Nm – zanedbateľné; pre  $W_{y,eff} = 1119$  mm<sup>3</sup>

$\sigma_{Mz,Ed}$  – návrhové napätie od ohybového momentu  $M_{z,Ed}$  – je zanedbané, nakoľko nemá výraznú hodnotu. Pre prierez ani nebol určený efektívny prierezový modul pre ohyb okolo tuhšej osi z.

$\sigma_{w,Ed}$  – návrhové napätie od viazaného krútenia – v tomto prípade sa nevyskytuje

$\tau_{Vy,Ed}$  – návrhové šmykové napätie od priečnej sily  $V_{y,Ed} = 31,6$  N

$\tau_{Vz,Ed}$  – návrhové šmykové napätie od priečnej sily  $V_{z,Ed} = 39,1$  N

$\tau_{t,Ed}$  – návrhové šmykové napätie od prostého krútenia – torzný moment  $T_t = 2,68$  Nm

$\tau_{w,Ed}$  – návrhové šmykové napätie od viazaného krútenia – v tomto prípade sa nevyskytuje

$$\sigma_{N,Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_{eff}} = \frac{2186,3}{118,5} = 18,45 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{My,Ed} = \frac{N_{Ed} \cdot e_{Ny}}{W_{y,eff}} = \frac{2186,3 \cdot 2,5}{1119} = 4,88 \text{ MPa}$$

pozn.: prierezové charakteristiky použité v nasledujúcich výpočtoch vid' Tab.C.2

$$\tau_{Vy,Ed} = \frac{V_{y,Ed} \bar{S}_z}{I_z t} = \frac{31,6 \cdot 2919}{249000 \cdot 1} = 0,37 \text{ MPa}$$

$$\tau_{Vz,Ed} = \frac{V_{z,Ed} \bar{S}_y}{I_y t} = \frac{39,1 \cdot 880}{22700 \cdot 1,035} = 1,46 \text{ MPa}$$

Podľa kapitoly 3.2 v [14] sa šmykové napätie otvoreného prierezu pre prosté krútenie určí:

$$\tau_{t,Ed} = \frac{T_{t,Ed} t}{I_t} = \frac{2680 \cdot 1}{56,8} = 47,18 \text{ MPa}$$

Možno konštatovať, že v hlave malého stĺpika nevznikajú významné napätia od žiadnej vnútornej sily a všetky podmienky (6.11a) až (6.11c) by boli pre prierez splnené.

### Overenie únosnosti plechu stĺpika v otláčení skrutkou

Pre tenkostenné prvky sa uplatní postup podľa tab. 8.4 z [9]:

Pri predpoklade pevnosti skrutky  $f_{ub}$  väčšej ako pevnosť materiálu stĺpika  $f_u = 420 \text{ MPa}$ ; rozmer  $e_1 = 20,4 \text{ mm}$ ;  $e_2 = 40,5 \text{ mm}$  (vid' Obr.C.14); priemer skrutky  $d = 12 \text{ mm}$ ; priemer otvoru pre skrutku predpokladaný  $d_0 = 13 \text{ mm}$ ; hrúbka plechu stĺpika  $t = 1 \text{ mm}$ . Doporučená hodnota súčiniteľa  $\gamma_{M2}$  je 1,25 podľa 8.3(5) z [9]. Podmienky rozsahu platnosti uvedené v tab. 8.4 v [9] sú splnené. Pozn.: pre prípadné overenie únosnosti v otláčení hlavy pilóty (Obr.3.41) by sa už použil postup podľa tab. 3.4 z [13], nakoľko sa jedná o prvky o hrúbke 3mm.

Pre  $t = 1 \text{ mm}$  sa počíta podľa tab. 8.4 z [9]:

$$\alpha_0 = \min \left\{ \frac{e_1}{3 d_0}; 1,0 \right\} = 0,523$$

$$\text{pre } 0,75 \leq t \leq 1,25 : k_t = \frac{0,8 t + 1,5}{2,5} = 0,92$$

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 k_t \alpha_0 f_u d t}{\gamma_{M2}} = \frac{2,5 \cdot 0,92 \cdot 0,523 \cdot 420 \cdot 12 \cdot 1}{1,25} = 4851 \text{ N}$$

Maximálna sila  $F_{b,Rd} = 4,85 \text{ kN}$  je určená pre silu pôsobiacu na hlavu jednej časti prierezu stĺpika. Túto silu možno použiť ako limitnú v prípade modelu „LLUU“, kde je stĺpik modelovaný ako dva rovnobežné prúty. V prípade modelu „LL“ kde sú oba stĺpiky modelované ako jeden prút sa pre maximálnu možnú výslednicu pôsobiacu na hlavu stĺpika (v rovine priehrady) použije hodnota  $2 \cdot F_{b,Rd} = 9,70 \text{ kN}$

Únosnosť oslabeného prierezu  $F_{n,Rd}$  pôvodnej plochy  $A = 168 \text{ mm}^2$  (Obr.C.3) sa podľa tab. 8.4 z [9] určí postupom:

$$r = \text{počet skrutiek v priereze} : \text{celkový počet skrutiek v spoji} = 1$$

$$u = 2 e_2 = 81 \text{ mm}$$

$$A_{net} = A - 1 \cdot d_0 \cdot t = 168 - 13 \cdot 1 = 155 \text{ mm}^2$$

$$F_{n,Rd} = \frac{1 + 3 r (d_0 : u - 0,3) A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{1 + 3 \cdot 1 (13 : 81 - 0,3) 155 \cdot 420}{1,25} = 30284 \text{ N}$$

Oslabený prierez vykazuje dostatočnú únosnosť, avšak návrhová sila v otláčení  $F_{b,Rd} = 9,70 \text{ kN}$  bola prekonaná vo viacerých zaťažovacích stavoch znázornených v tejto práci. Napr. pri pôsobení tlaku vetra (ZS0D+ZS1D+ZS4D) na model "LL" s vnesenou imperfekciou krokvy je sila prenášaná z krokvy na malý stĺpik v rovine priehrady približne 11,64 kN (výslednica zo síl FZ a FX v GSS z Obr.3.22). V tomto prípade by teda podľa EN bola prekonaná únosnosť v otláčení.