

## ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

### I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: Štáva Jméno: Josef Osobní číslo: 494156  
Zadávající katedra: Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí  
Studijní program: Stavební inženýrství  
Studijní obor: Konstrukce pozemních staveb

### II. ÚDAJE K BAKALÁŘSKÉ PRÁCI

Název bakalářské práce: Ocelová konstrukce jízdárny

Název bakalářské práce anglicky: Steel structure of a riding-hall

Pokyny pro vypracování:

Návrh nosné ocelové konstrukce kopulové konstrukce jízdárny, jejích hlavních prvků. Návrh vybraných detailů konstrukce. Výkresová dokumentace konstrukce (půdorys, řez, navržené detaily). Technická zpráva.

Seznam doporučené literatury:

Návrh konstrukce bude proveden dle evropských norem. Tj. zejména využití částí ČSN EN 1991 a ČSN EN 1993.

Jméno vedoucího bakalářské práce: Michal Jandera

Datum zadání bakalářské práce: 27.2.2023 Termín odevzdání bakalářské práce: 22.5.2023

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

Podpis vedoucího práce

Podpis vedoucího katedry

### III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

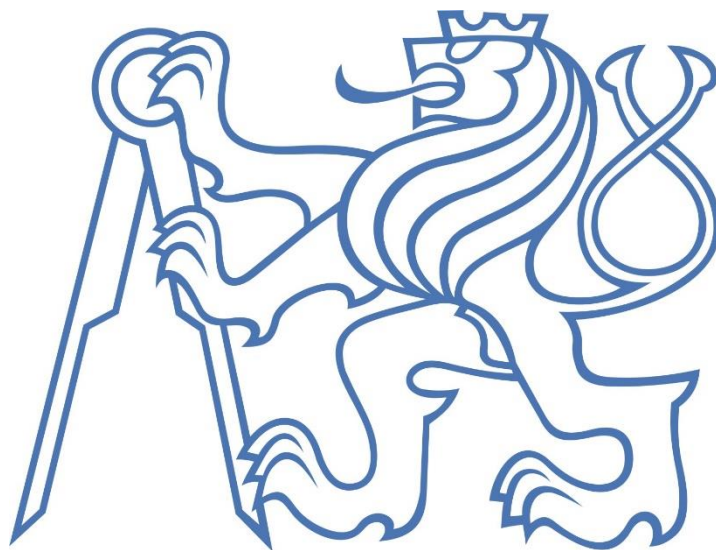
*Beru na vědomí, že jsem povinen vypracovat bakalářskou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je nutné uvést v bakalářské práci a při citování postupovat v souladu s metodickou příručkou ČVUT „Jak psát vysokoškolské závěrečné práce“ a metodickým pokynem ČVUT „O dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací“.*

Datum převzetí zadání

Podpis studenta(ky)

# **BAKALÁŘSKÁ PRÁCE: OCELOVÁ KONSTRUKCE JÍZDÁRNY**

## **TECHNICKÁ ZPRÁVA**



studijní předmět: 134BAPC  
školní rok: 2022/2023

vypracoval: Josef Šťáva

vedoucí práce: prof. Ing. Michal Jandera, Ph.D.

## PROHLÁŠENÍ

Jméno studenta: Josef Štáva

Název práce: Ocelová konstrukce jízdárny (Steel structure of a riding-hall)

Prohlašuji, že jsem předloženou práci vypracoval samostatně a že jsem uvedl veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací.

V Praze dne .....

.....  
podpis

## **Anotace**

Nosné konstrukce ze dřeva a oceli jsou pro své podobné mechanické vlastnosti v moderním stavitelství často využívány pro návrh budov stejného využití. Zejména se jedná o konstrukce velkorozponové, jako jsou sportovní nebo výrobní haly. Takovou konstrukcí je i objekt jízdárny rekreačního a konferenčního centra nacházejícího se na katastrálním území obce Olbramovice v okrese Benešov, jehož nosná konstrukce byla ve své původní podobě navržena jako kombinace dřevěných a ocelových nosných prvků, kde dřevěné prvky hrají pro překonání rozponu klíčovou roli. Zadáním bakalářské práce byl alternativní návrh a analýzy nosné konstrukce jízdárny, pro větší rozměry a s úpravou materiálového řešení. Práce je především zaměřena na návrh ocelových prvků složitějšího tvaru střednice, pro které je komplikované určovat vzpěrné délky, a globální analýzu konstrukce s využitím předpínaných prvků, pro niž byl vytvořen nelineární numerický model. Ve výsledku však může tato práce sloužit i k dobrému porovnání výhod a nevýhod zmiňovaných materiálů a rozdílům při návrhu.

## **Klíčová slova:**

velkorozponová konstrukce, nosník se zakřivenou střednicí, vzpěrná únosnost, teorie II. řádu, dimenze, normy

## **Annotation**

In modern structural engineering timber and steel load bearing structures are often designed for buildings of the same purpose. These buildings mainly include large span structures such as sports and production halls. One of such structures is the riding hall in Olbramovice in the Benešov region with its mainly timber supporting structure in combination with steel elements. The original design is based on timber structure as the main element for covering the large span of the structure. The paper describes an alternative design and analysis of the supporting structure, in which the materials and the geometry has been modified. The work is mainly focused on a design of curved beams, the introduction of their buckling lengths and on a global analysis of the structure with a use of prestressed elements, for which a nonlinear numerical model has been created. Results of this work can also be used for comparison of timber and steel structures, defining their advantages and disadvantages and differences in design procedures.

## Obsah

1. Údaje o objektu .....	5
1.1. Popis stavby.....	5
2. Základní charakteristika konstrukčního řešení.....	5
2.1. Popis a geometrie .....	5
2.2. Základové konstrukce.....	5
2.3. Obvodový plášť, vaznice.....	5
2.4. Prvky hlavních vazeb .....	5
2.5. Tlačený a tažený prstenec.....	6
2.6. Přenos vodorovných sil, zavětrování.....	6
3. Zatížení.....	6
3.1. Stála zatížení.....	6
3.2. Proměnná zatížení .....	6
4. Použité materiály .....	6
5. Montáž ocelové konstrukce .....	7
6. Ochrana nosných konstrukcí protu nepříznivým vlivům.....	7
6.1. Ochrana proti požáru .....	7
6.2. Ochrana proti korozi.....	7
7. Podklady a použité normy .....	7
8. Použitý software .....	8

# 1. ÚDAJE O OBJEKTU

Název:.....Ocelová konstrukce jízdrny  
Umístění:.....Olbramovice, okres Benešov  
Vypracoval:.....Josef Štáva  
Ročník, obor:.....4. ročník, obor C  
Vedoucí práce:.....prof. Ing. Michal Jandera, Ph.D.  
Název školy:.....Fakulta stavební ČVUT v Praze, Thákurova 2077/7, 166 29 Praha 6

## 1.1. Popis stavby

Tato projektová dokumentace zpracovává stavebně konstrukční řešení novostavby ocelové konstrukce jízdrny na území obce Olbramovice. Objekt je součástí areálu staveb, který slouží jako rekreační a konferenční centrum. Konstrukce má půdorysný tvar kruhu o poloměru 36 (resp. 38) m. Výška objektu činí 13 m.

# 2. ZÁKLADNÍ CHARAKTERISTIKA KONSTRUKČNÍHO ŘEŠENÍ

## 2.1. Popis a geometrie

Prostorový tvar konstrukce odpovídá komolému kuželu ve spodní polovině výšky s mírně se rozšiřujícím průměrem směrem vzhůru, na nějž plynule navazuje střecha tvaru kupole. Plášť kopírují radiálně pravidelně umístěné nosníky (polorámy) hlavních vazeb, které kruhový půdorys rozdělují na 24 shodných dílů. Ve vrcholu jsou hlavní vazby kloubově uloženy na vrcholový tlačný prsteneč, který dále vynáší konstrukci lucerny.

## 2.2. Základové konstrukce

Základová konstrukce objektu je navržena jako železobetonová složená z obvodového prstence, na který jsou kotveny hlavní vazby, a betonové desky. Základové konstrukce a jejich návrh nejsou v této části dokumentace řešeny.

## 2.3. Obvodový plášť, vaznice

Obvodový plášť je navržen ze dvou částí. Vnější část je tvořena ocelovou konstrukcí, na kterou jsou nepravidelně uloženy dřevěné klády. Vnitřní část obvodového pláště zajišťující stálé vnitřní klima je navržena z polykarbonátových desek uložených na vaznice. Vaznice jsou prostě uloženy mezi sousední hlavní vazby s pravidelným rozponem mezi vaznicemi cca 1 m a jsou navrženy dutého obdélníkového průřezu HTR 140x70x5,0.

## 2.4. Prvky hlavních vazeb

Prvky hlavních vazeb jsou navrženy jako nosníky (polorámy) se zakřivenou střednicí celosvařovaného I-průřezu proměnné výšky. V hlavě a v patě nosníku činí výška profilu 550 mm. V místě největšího zakřivení je zároveň navržena největší výška nosníku, která činí 1000 mm. Šířka pásnice je konstantní – 400 mm. Tloušťka pásnice je navržena 15 mm a tloušťka stojiny 8 mm.

## 2.5. Tlačení a tažený prstenec

Ve vrcholu střešní kupole je navržen tlačení prstenec dutého průřezu 2x UPE 270, který přenáší tlaková namáhání z hlavních vazeb. Pro omezení zejména svislých deformací je zhruba uprostřed délky hlavní vazby navržen tažený prstenec z předpínané kruhové tyče průměru 60 mm. Aby nevznikaly tažené prstence v jednotlivých úrovních vaznic, budou vždy na jedné straně uložení vaznice navrženy detaily povolující posun ve směru osy prvku.

## 2.6. Přenos vodorovných sil, zavětrování

Prostorová tuhost a přenos vodorovných sil jsou zajištěny pomocí čtyř polí ztužidel v rovině pláště. Tato pole jsou navzájem kolmá. Roznos vodorovných zatížení na ztužidla je zajištěn tlačným a taženým prstencem. Diagonály ztužidla jsou navrženy z kruhových dutých průřezů 76,1x3,0 ve střešní části a 101,6x4,0 v části stěnové. Dimenze svislice ztužidla je shodná dimenzí vaznic, tedy dutý obdélníkový průřez 140x70x5,0.

# 3. ZATÍŽENÍ

## 3.1. Stála zatížení

Pro konstrukci byla uvažována stála zatížení vlastní tíhou konstrukce a zatížení od obvodového pláště.

## 3.2. Proměnná zatížení

### *Zatížení sněhem*

Objekt se nachází ve sněhové oblasti II dle normy. Pro tuto oblast se uvažuje doporučená hodnota charakteristického zatížení sněhem na zemi  $s_k = 1,0 \text{ kN/m}^2$ . Dále bylo uvažováno s návějí sněhu v místě návaznosti střešního pláště na lucernu. Podrobný rozbor viz Statický výpočet.

### *Zatížení větrem*

Objekt se nachází ve větrové oblasti II dle normy. Pro tuto oblast se uvažuje doporučená hodnota základní rychlosti větru  $v_b = 25 \text{ m/s}$ . Podrobný rozbor zatížení větrem viz Statický výpočet.

# 4. POUŽITÉ MATERIÁLY

Třída provedení konstrukce je navržena jako EXC 2. (střední následky - CC2, svařované dílce z výrobků z oceli nižší pevnostní třídy než S355 – PC1, konstrukce a dílce navržené pouze na kvazistatické zatížení – SC1)

- |                               |   |
|-------------------------------|---|
| - třída oceli:                | S235 JR – hlavní konstrukční prvky<br>S355 JR – styčnickové plechy, čepy, táhla |
| - beton základové konstrukce: | C25/30-XC2-XA1-XF1(CZ)-C10,20-Dmax  |
| - třída šroubů:               | 22-S3<br>8.8  |

## 5. MONTÁŽ OCELOVÉ KONSTRUKCE

Pro realizaci stavby bude zpracována dílenská dokumentace s podrobným rozkreslením jednotlivých montážních dílců. Po betonáži základových konstrukcí a technologické pauze bude na dočasnou konstrukci v požadované výšce osazen vrchní tlačný prstenec a budou umístěny spodní poloviny čepů v místech kotvení hlavních vazeb, které se k základu přikotví přes předem zabetonované kotvy. V další fázi dojde k montáži hlavních nosníků a zajištění čepů. Každý nosník je navržen jako samostatný montážní dílec bez montážního přípoje. Po realizaci hlavních vazeb a zajištění čepů se přistoupí k realizaci zavětrování a prvků příčně podpírajících hlavní nosníky. Následně se provede montáž tyčových táhel a jejich předpětí na požadovanou hodnotu. V posledním kroku dojde k montáži zbývajících vaznic, které nepřenášejí osovou sílu.

## 6. OCHRANA NOSNÝCH KONSTRUKCÍ PROTI NEPŘÍZNIVÝM VLIVŮM

### 6.1. Ochrana proti požáru

V rámci této práce nebyla řešena požární odolnost konstrukce. Případný systém protipožární ochrany by pak byl navržen v příslušné části projektové dokumentace (PBŘ).

### 6.2. Ochrana proti korozi

Protikorozní ochrana je navržena v souladu s ČSN EN ISO 12944 (1998):

- Stupeň korozní agresivity: C3 – střední
- navržená ochrana proti korozi: žárové zinkování

## 7. PODKLADY A POUŽITÉ NORMY

- Projektová dokumentace stavebně architektonického řešení objektu
- ČSN EN 1990 Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí
- ČSN EN 1991-1-1 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí – Část 1-1: Obecná zatížení – Objemové tíhy, vlastní tíha a užitná zatížení pozemních staveb
- ČSN EN 1991-1-3 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí – Část 1-3: Obecná zatížení – Zatížení sněhem
- ČSN EN 1991-1-4 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí – Část 1-3: Obecná zatížení – Zatížení větrem
- ČSN EN 1992-4 Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí – Část 4: Navrhování kotvení do betonu
- ČSN EN 1993-1-1 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby
- ČSN EN 1993-1-1 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-5: Boulení stěn



- ČSN EN 1993-1-8 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-8: Navrhování styčníků

## **8. POUŽITÝ SOFTWARE**

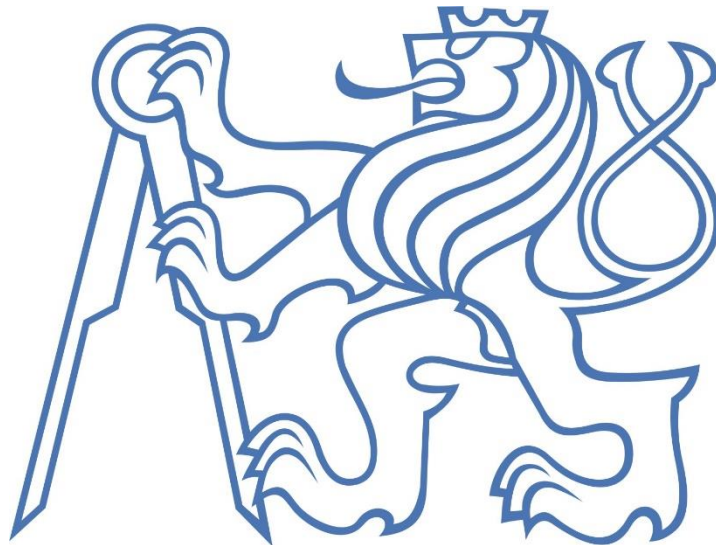
- MS Office 2016
  - Nemetchek Allplan 2022
  - SCIA Engineer 2022
  - PTC Mathcad
  - LTBeam
- 

V Poděbradech

08.05.2023

Josef Štáva

**BAKALÁŘSKÁ PRÁCE:  
OCELOVÁ KONSTRUKCE JÍZDÁRNY  
STATICKÝ VÝPOČET**



studijní předmět: 134BAPC  
školní rok: 2022/2023

vypracoval: Josef Šťáva

vedoucí práce: prof. Ing. Michal Jandera, Ph.D.

## OBSAH

1. ZATÍŽENÍ	
1.1 Stálá zatížení	1
1.2 Proměnná zatížení	3
2. GLOBÁLNÍ VÝPOČETNÍ MODEL	
2.1 Návrh dispozice	11
2.2 Zatížení aplikovaná v globálním modelu	21
2.3 Seznam zatěžovacích stavů a kombinací zatěžovacích stavů	24
2.4 Globální analýza konstrukce	24
3. NÁVRH A POSOUZENÍ PRVKŮ	
3.1 Hlavní nosník	27
3.2 Tlačený prstenec	40
3.3 Návrh prvků ztužidel	44
3.4 Návrh vaznic	51
3.5 Posouzení táhla	54
4. NÁVRH A POSOUZENÍ DETAILŮ	
4.1 Přípoj hlavního nosníku na tlačený prstenec	56
4.2 Kotvení hlavní vazby do betonové patky	61
4.3 Přípoj táhla na hlavní nosník	68
4.4 Přípoj prvků ztužidel v místě styku diagonála x diagonála x svislice	70
5. ZDROJE	79

# 1. ZATÍŽENÍ

## 1.1 Stálá zatížení

V modelu budou aplikována stálá zatížení od *skladby vnitřního obvodového pláště* (polykarbonátové desky) a od *konstrukce vnějšího pláště* (pomocná ocelová konstrukce a dřevěné klády). *Konstrukce lucerny* bude řešena samostatně a ve výpočetním modelu bude uvažována její vlastní tíha lineovým zatížením na vrchní tlačení prstenec.

### 1.1.1 polykarbonátové desky

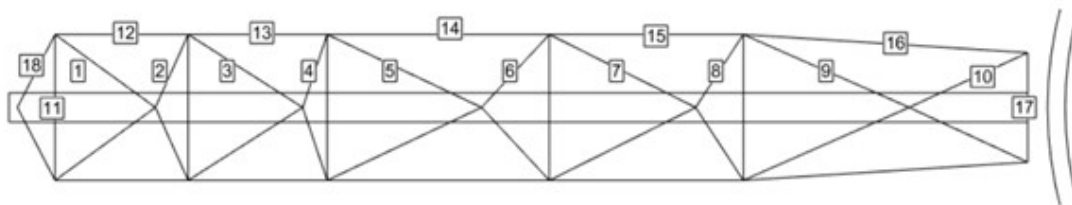
$$g_k = 0.03 \frac{kN}{m^2}$$

AkyVer®	U hodnota (W/m <sup>2</sup> °C)	Plošná hmotnost (kg/m <sup>2</sup> )
4 mm 2W	3,9	0,8
6 mm 2W	3,5	1,3
8 mm 2W	3,2	1,5
10 mm 2W	3,0	1,7
10 mm 4W7	2,4	1,75
16 mm 7W12	1,7	2,6
20 mm 7W12	1,55	2,9
25 mm 7W12	1,4	3,2
32 mm 10W16	1,1	3,7

obr. 1: Technické parametry polykarbonátových desek (souč. tep. vodivosti a plošná hmotnost) [1]

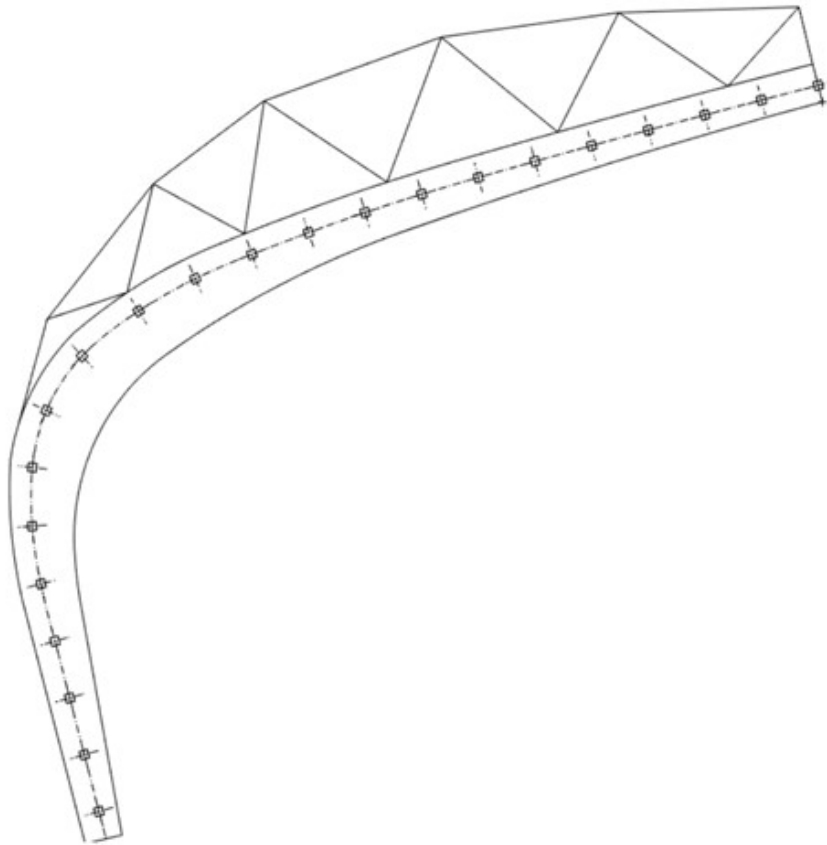
### 1.1.2 konstrukce vnějšího pláště

Pro stanovení zatížení od konstrukce vnějšího pláště bude nejprve dle zadání přibližně vynesena geometrie ocelové pomocné konstrukce a zároveň budou odhadnuty dimenze jejích prvků. Na základě těchto předpokladů bude přibližně stanoveno lineové zatížení od vlastní tíhy pomocné ocelové konstrukce.



obr. 2: Půdorys pomocné ocelové konstrukce vnějšího pláště

Create



obr. 3: Pohled na pomocnou ocelovou konstrukci vnějšího pláště

č. prutu	$l_0$ [m]	$\Delta z$ [m]	$l$ [m]	odhadnutý profil	$g$ [kN/m]	$n$ [-]	$G$ [kN]
1	1,73	0,45	1,79	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,10368
2	1,1	1,85	2,15	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,12483
3	1,9	0,85	2,08	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,12073
4	1,06	2,26	2,50	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,14478
5	2,39	1,38	2,76	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,16007
6	1,38	2,47	2,83	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,1641
7	2,29	1,62	2,81	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,16269
8	1,2	2,03	2,36	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,13677
9	2,54	1,25	2,83	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,16419
10	1,83	1,34	2,27	Trubka 40x3,2	0,029	2	0,13155
11	-	-	2,00	Trubka 40x3,2	0,029	6	0,348
12	1,87	2,3	2,96	Trubka 70x4,0	0,065	2	0,38536
13	1,96	1,41	2,41	Trubka 70x4,0	0,065	2	0,31388
14	3,13	1,08	3,31	Trubka 70x4,0	0,065	2	0,43044
15	2,73	0,42	2,76	Trubka 70x4,0	0,065	2	0,35908
16	4,01	0,1	4,01	Trubka 70x4,0	0,065	2	0,52146
17	-	-	1,50	Trubka 40x3,2	0,029	1	0,0435
18	1,13	1,87	2,55	Trubka 70x4,0	0,065	2	0,33118
CELKEM [kN]							4,1463
Vztažná délka (nosníku) [m]							15,47
Liniové zatížení od O.K. [kN/m]							<b>0,27</b>

obr. 4: Tabulka zatížení od dílčích prvků pomocné konstrukce a finální přepočet na liniové zatížení

Ve druhém kroku bude k liniovému zatížení od ocelové konstrukce připočtena vlastní tíha dřevěných klád. Objemová hmotnost dřeva bude uvažována dle normy ČSN EN 1991-1-1 pro dřevo třídy C24 a přibližný průměr klád bude stanoven na 120 mm. Následně bude vypočtena pro odhadnutý počet a délku klád plošná hmotnost kláda a poté budou stanoveny okrajové hodnoty lichoběžníkového liniového zatížení od vlastní tíhy klád

pro zatěžovací šířku 1,45 m (ve vrcholu)

$$g_k = 0.47 \frac{kN}{m}$$

pro zatěžovací šířku 5,01 m

$$g_k = 0.97 \frac{kN}{m}$$

V posledním kroku budou vypočtené hodnoty zatížení sečteny se zatížením od pomocné ocelové konstrukce.

### 1.1.3 konstrukce lucerny

Pro konstrukci lucerny se uvažuje liniové zatížení od ocelové konstrukce zjednodušeně stejné jako v případě pomocné ocelové konstrukce vnějšího pláště. Dále je k tomuto zatížení přičteno zatížení od vlastní tíhy polykarbonátových desek na střeše lucerny pro zatěžovací šířku rovnou poloměru půdorysu lucerny.

$$g_k := 0.27 \frac{kN}{m} + 5 \text{ m} \cdot 0.03 \cdot \frac{kN}{m^2} = 0.42 \frac{kN}{m}$$

## 1.2 Proměnná zatížení

Pro návrh bude uvažováno s klimatickým zatížením sněhem (dle ČSN EN 1991-1-3) a větrem (dle ČSN EN 1991-1-4).

### 1.2.1 zatížení sněhem

Zatížení sněhem bude uvažováno dle normy pro válcovou střechu. Pro zatížení sněhem se stanoví dva zatěžovací stavy pro rovnoměrné zatížení a pro trojúhelníkové zatížení (viz obr. 5). Dále se pro oba stavy bude uvažovat s návějí v místě výškového skoku u lucerny. Pro výpočet zatížení sněhem se uvažují tyto parametry:

*sněhová oblast*

II (Olbramovice)

*typ krajiny*

otevřená

*tepelný součinitel*

pro  $U < 1,0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

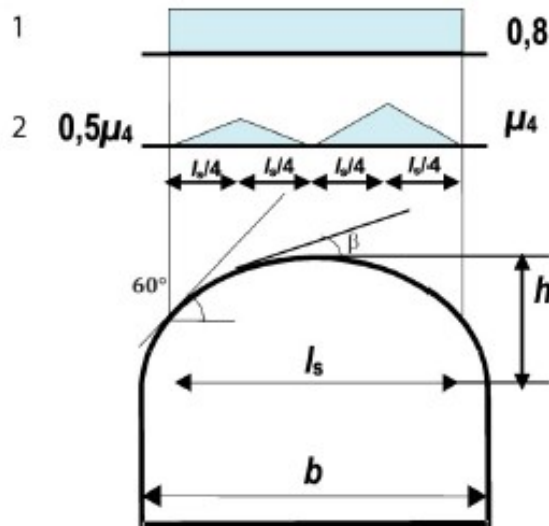
$$s_k := 1.0 \frac{kN}{m^2}$$

$$C_e := 0.8$$

$$C_t := 1.0$$

tvarový součinitel

bude uvažován dle normy na základně následujícího schématu:



obr. 5: Schéma pro stanovení tvarového součinitele [2]

kde

$$h := 5.1 \text{ m}$$

$$b := 38.5 \text{ m}$$

a platí

$$\text{pro } \beta > 60^\circ \quad \mu_4 = 0$$

$$\text{pro } \beta < 60^\circ \quad \mu_4 := 0.2 + 10 \cdot \frac{h}{b} = 1.5 < 2.0$$

analogicky dále pro lucernu

$$h := 0.63 \text{ m}$$

$$b := 10.15 \text{ m}$$

$$\text{pro } \beta > 60^\circ \quad \mu_4 = 0$$

$$\text{pro } \beta < 60^\circ \quad \mu_4 := 0.2 + 10 \cdot \frac{h}{b} = 0.8 < 2.0$$

sněhová návěj

Součinitele  $\mu$  pro návěj se stanoví dle kapitoly 5.3.6 (střechy sousedící a přiléhající k vyšším stavbám).

Pro střechy se spádem platí:

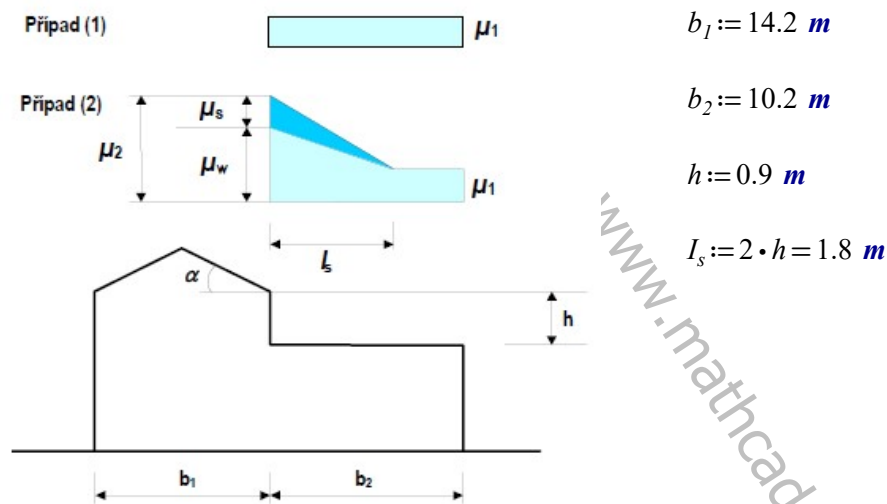
$$\mu_2 = \mu_s + \mu_w$$

kde součinitel  $\mu_s$  zohledňuje vliv sesuvu sněhu z horní střechy u střech se spádem větším než  $15^\circ$ . V tomto případě se tedy uvažuje  $\mu_s = 0$ .

A  $\mu_w$  je součinitel zohledňující působení větru dle vztahu:

$$\mu_w = \min\left(\frac{b_1 + b_2}{2 \cdot h}, \frac{\gamma \cdot h}{s_k}\right)$$

kde podle následujícího schématu a skutečné geometrie konstrukce platí



obr. 6: Schéma pro stanovení tvarového součinitele pro návěj [2]

a

$$\gamma := 2 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$$

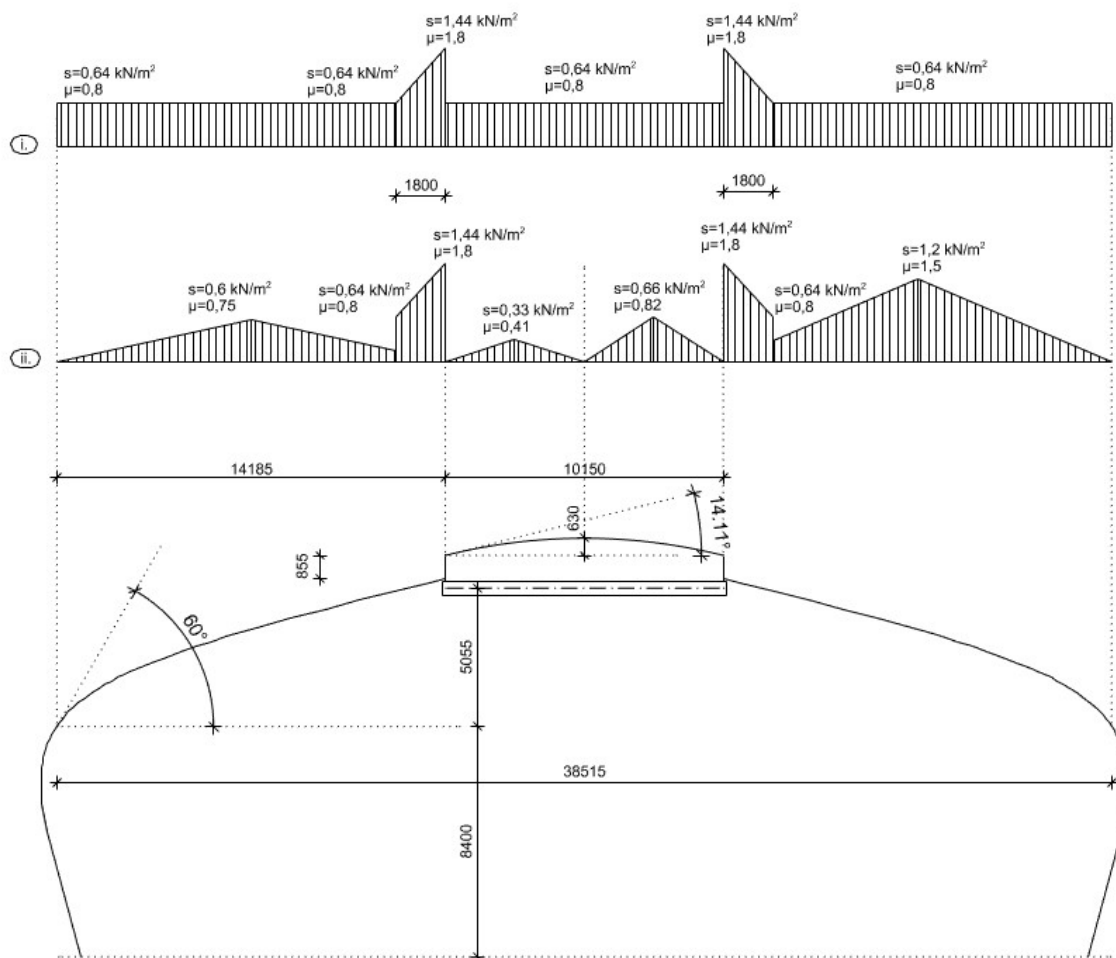
pak

$$\frac{b_1 + b_2}{2 \cdot h} = 13.556 \quad \frac{\gamma \cdot h}{s_k} = 1.8$$

$$\mu_w := \min\left(\frac{b_1 + b_2}{2 \cdot h}, \frac{\gamma \cdot h}{s_k}\right) = 1.8 \quad \text{a} \quad \mu_s := 0 \quad \Rightarrow \quad \mu_2 := \mu_s + \mu_w = 1.8$$



Pro spočtené parametry se určí hodnoty plošného zatížení sněhem. Na následujícím schématu jsou zakresleny případy 1 a 2 (rovnoměrné a trojúhelníkové zatížení) se zohledněním návějí sněhu. Dále jsou na obrázku zakótovány důležité rozměry, které byly použity pro výpočet výše.



obr. 7: Uvažované charakteristické hodnoty zatížení sněhem a tvarové součinitele  $\mu$

### 1.2.2 zatížení větrem

Zatížení větrem bude uvažováno dle normy ČSN EN 1991-1-4. Zatížení stěn se stanoví pro tvar válce a zatížení střechy se určí pro tvar kupole. Rozdělení řezu na střechu a stěnu se provede analogicky dle obrázku 7, kde plocha zatěžovaná sněhem bude uvažována jako střecha (kupole) a zbylé plochy budou uvažovány jako stěny (válec). Z tohoto předpokladu také vyplývají veškeré potřebné rozměry pro výpočet parametrů pro stanovení zatížení větrem (výška válce a kupole apod.)

Na základě umístění stavby jsou uvažovány následující parametry:

*větrová oblast*

II (Olbramovice)

*základní rychlost větru*

$$v_b = 25 \frac{m}{s}$$

*základní tlak větru*

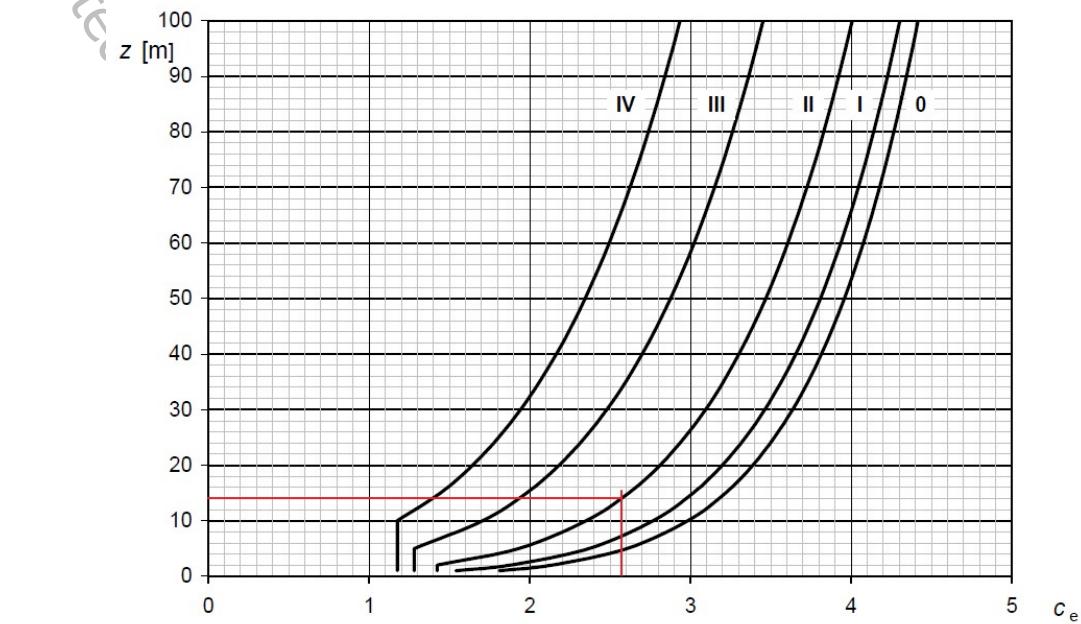
$$q_b := 0.39 \frac{kN}{m^2}$$

kategorie terénu

II

součinitel expozice

$C_{ez} := 2.58$



obr. 8: Graf pro stanovení součinitele expozice [3]

maximální dynamický tlak

$$q_{pz} := q_b \cdot C_{ez} = 1.01 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

Zatížení větrem na stěny

Pro součinitele vnějšího tlaku větru platí

$$c_{pe} = c_{p,0} \cdot \psi_{\lambda\alpha}$$

kde hodnoty  $c_{p,0}$  se stanoví z grafu závislosti na Reynoldsově čísle a úhlu

$$Re = \frac{b \cdot v_{ze}}{\nu}$$

kde

$$b := 38 \text{ m}$$

$$\rho := 1.25 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

$$v_{ze} := \sqrt{\frac{2 \cdot q_{pz}}{\rho \cdot 1000}} = 1.269 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

$$\nu := 15 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}^2}{\text{s}}$$

pak

$$Re := \frac{b \cdot v_{ze}}{\nu} = 3214359.781$$

interpolace hodnot z tabulky 7.12 normy

$$\alpha_{min} := 79.2 \text{ }^\circ \qquad c_{p0,min} := -1.84$$

$$\alpha_A := 117.7 \text{ }^\circ \qquad c_{p0,h} := -0.72$$

$\psi_{\lambda,\alpha}$  se stanoví dle výrazů z normy (7.17). Pro jeho určení musíme nejprve určit hodnotu  $\psi_\lambda$  z grafu (obr. 7.36 normy). Pro stanovení  $\psi_\lambda$  nejprve spočteme hodnoty  $\lambda$  (štíhlost) a  $\varphi$  (součinitel plnosti).

V tomto případě platí

$$\varphi := 1 \qquad (\text{stěny se uvažují bez otvorů})$$

parametry pro výpočet štíhlosti se stanoví dle tabulky 7.16 normy a platí, že

$$l := 9 \text{ m}$$

$$b := 36 \text{ m}$$

a dále, že

$$\lambda := \min\left(\frac{l}{b}, 70\right) = 0.25$$

Tato hodnota se nachází mimo hodnoty grafu (obr. 7.36 normy). Pro hodnotu  $\psi_\lambda$  tedy bude uvažována nejnižší možná hodnota tedy:

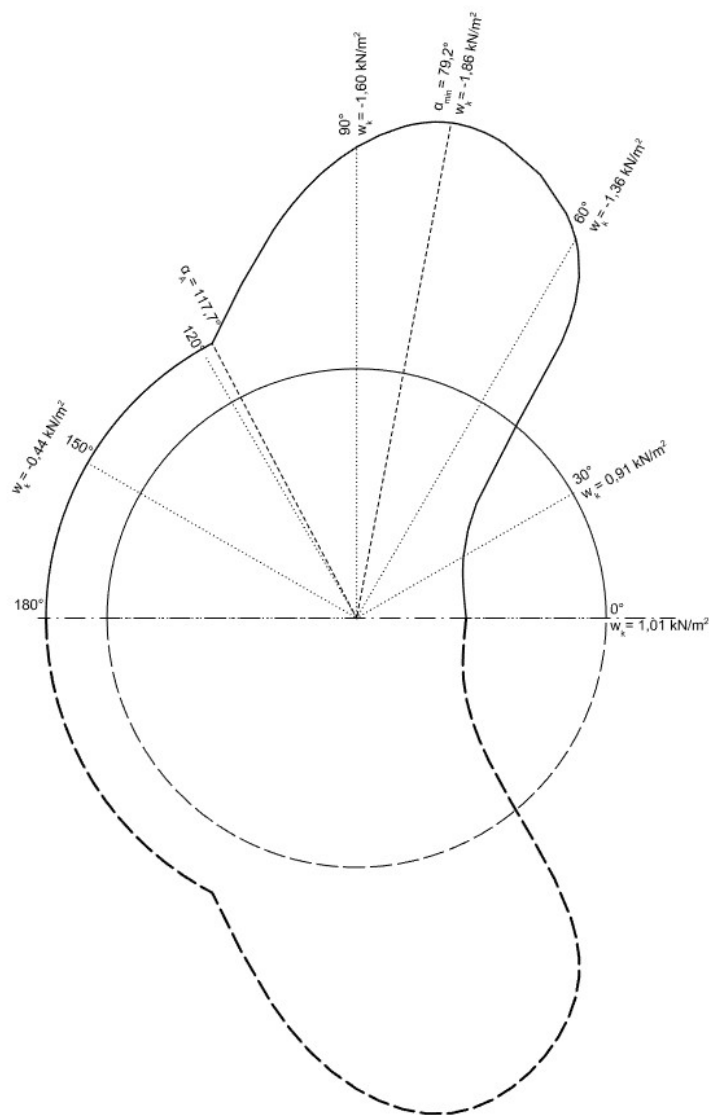
$$\psi_\lambda := 0.6$$

Uvedeným hodnotám a výrazům 7.17 z normy odpovídají tyto hodnoty součinitelů vnějších tlaků a charakteristických hodnot zatížení větrem.

	$c_{p0}$	$\psi_{\lambda,\alpha}$	$c_{pe}$	$w_k$
0	1,00	1,00	1,00	1,01
30	0,90	1,00	0,90	0,91
60	-1,35	1,00	-1,35	-1,36
90	-1,65	0,96	-1,59	-1,60
120	-0,72	0,60	-0,43	-0,44
150	-0,72	0,60	-0,43	-0,44
180	-0,72	0,60	-0,43	-0,44

obr. 9: Tabulka výsledných hodnot součinitelů vnějších tlaků a charakteristického zatížení větrem

Vypočtené hodnoty jsou dále graficky zobrazeny na obrázku níže:



obr. 10: Grafické zobrazení charakteristických hodnot zatížení větrem na stěny

### Zatížení větrem na střechu

Pro tvar kupole se stanoví součinitele vnějšího tlaku z grafu na základě následujících parametrů:

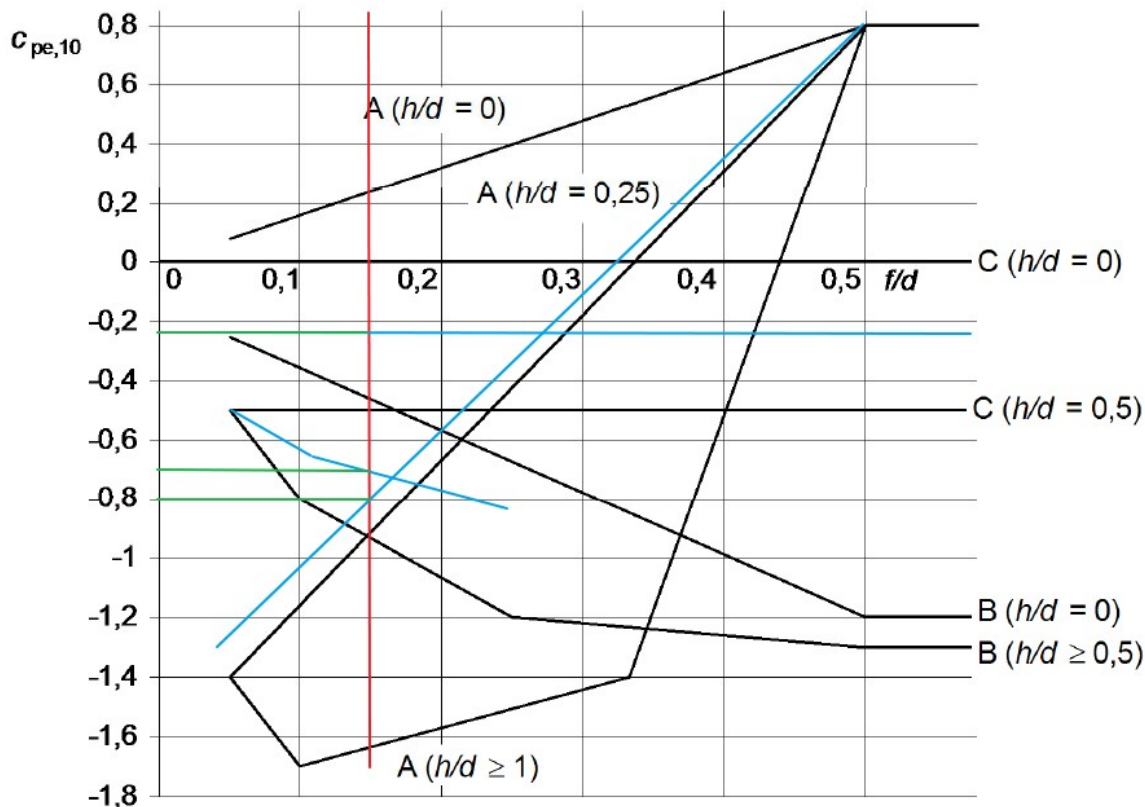
$$h := 8.4 \text{ m}$$

$$f := 5.5 \text{ m}$$

$$d := 36 \text{ m}$$

$$\frac{h}{d} = 0.233$$

$$\frac{f}{d} = 0.153$$



obr. 11: Graf pro stanovení součinitele vnějšího tlaku pro střechu tvaru kupole [3]

Z grafu odečtené hodnoty součinitelů a odpovídající hodnoty zatížení:

pro oblast A	$c_{pe} := -0.8$	$w_k := -0.81$
pro oblast B	$c_{pe} := -0.65$	$w_k := -0.66$
pro oblast C	$c_{pe} := -0.21$	$w_k := -0.21$

### 1.2.3 užité zatížení

V modelu nebude aplikováno užité zatížení pro nepochozí střechy (kat. H). Toto zatížení se dle normy nekombinuje s proměnnými zatíženími větrem a sněhem a zároveň je aplikováno na maximální ploše  $10 \text{ m}^2$ . S ohledem na tato fakta lze s jistotou říci, že žádná kombinace s užitým zatížením kategorie H nebude méně příznivá než ostatní kombinace s klimatickými zatíženími. Seznam aplikovaných zatěžovacích stavů a jejich kombinací je uveden níže.

## 2. GLOBÁLNÍ VÝPOČETNÍ MODEL

### 2.1 Návrh dispozice

#### 2.1.1 Popis a základní princip nosné konstrukce

Návrh dispozice se řídí zadáním dle skutečné realizace konstrukce se snahou využít všech výhod ocelové konstrukce oproti skutečné dřevěné konstrukci. Oproti skutečné konstrukci byly zvětšeny rozměry navrhované konstrukce. Hlavní nosná konstrukce bude sestávat z obloukových celosvařovaných nosníků, kloubově uložených na obou koncích. V patě budou nosníky uloženy na betonový prstencový základ, v hlavě pak budou nosníky přes čepové přípoje napojeny na vrchní tlačný prstenec. Zatížení z vnějšího pláště bude přenášeno systémem vaznic/paždíků. Zavětrování bude řešeno pomocí čtyř navzájem kolmých příhradových ztužidel.

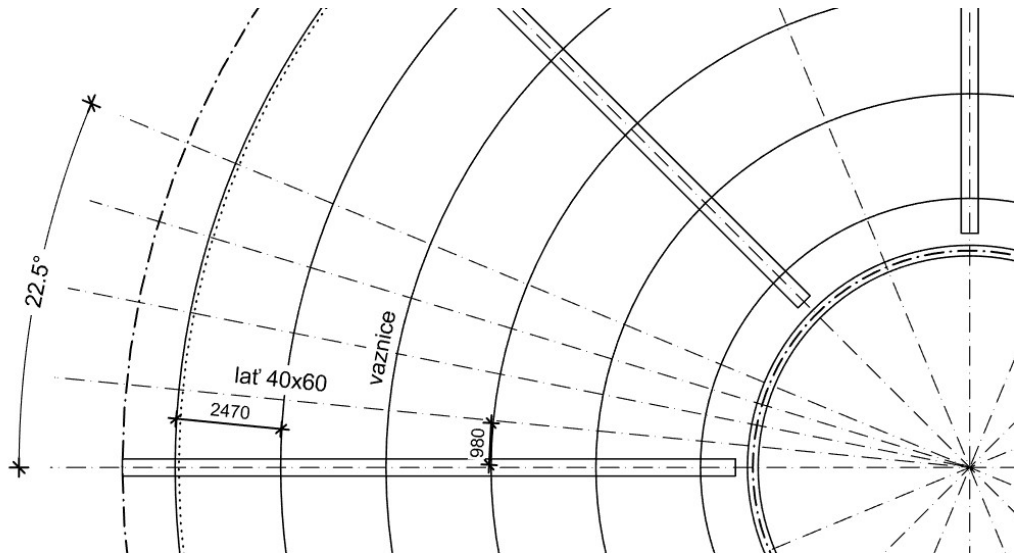
#### 2.1.2 Varianty řešení vaznic a předběžný návrh jejich dimenzí

Pro návrh byly prověřeny možnosti rozmístění vaznic jako podpěrných prvků polykarbonátových desek. Omezující podmínkou pro návrh rozmístění se stala únosnost polykarbonátových desek. Z níže uvedené tabulky je patrné, že pro dané zatížení maximální rozpon desek dosahuje hodnoty nejvýše do 1 m.

Tloušťka desky [mm]	Zatížení [N/m <sup>2</sup> ]					
	600	800	1000	1200	1400	1600
<b>DVOUSTĚNNÉ DESKY</b>						
<b>6 (rozteč 6mm)</b>	560	510	-	-	-	-
<b>6 (rozteč 10mm)</b>	580	530	-	-	-	-
<b>8</b>	680	610	545	500	-	-
<b>10</b>	770	710	660	620	585	550
<b>VÍCESTĚNNÉ DESKY STRONG</b>						
<b>10</b>	760	650	570	520	-	-
<b>16</b>	1100	1025	960	900	875	830
<b>20</b>	1300	1100	980	890	820	750
<b>25</b>	1300	1300	1150	1050	975	900
<b>VÍCESTĚNNÉ DESKY STRONG - light</b>						
<b>32</b>	1550	890	560	400	300	-

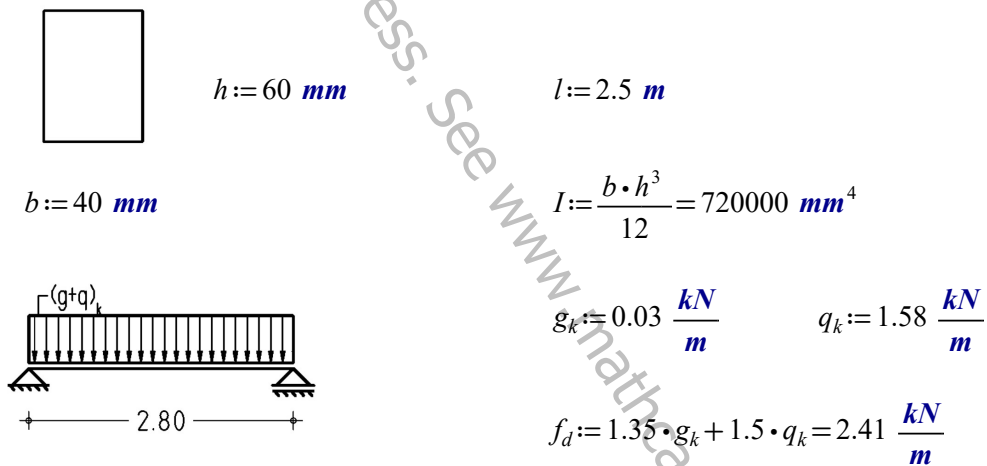
obr. 12: Tabulka únosnosti polykarbonátových desek [1]

V dalším kroku byla prověřena možnost užití systému laťování, kdy by se rozpory mezi vaznicemi maximalizovaly (pro ušetření hmotnosti oceli) dle únosností standardních latí, které by přenášely zatížení z vnějšího pláště do vaznic. Z následujícího výpočtu je však patrné, že únosnost vaznic pro dispozici, která by pro tuto variantu byla výhodná (viz obr. X), je příliš nízká a nedosáhlo by se tak prakticky žádného ušetření hmotnosti oceli.



obr. 13: Uvažovaná dispozice pro užití systému latí

Pro výše uvedenou dispozici bylo provedeno ověření únosnosti latí 60x40 mm:



vnitřní síly:

$$M_{ed} := \frac{1}{8} \cdot f_d \cdot l^2 = 1.88 \text{ kN} \cdot \text{m} \quad V_{ed} := \frac{1}{2} \cdot f_d \cdot l = 3.01 \text{ kN}$$

posouzení MSÚ:

- ohyb

$$k_{mod} := 0.8 \quad \gamma_M := 1.3$$

třída pevnosti dřeva - C24

$$f_{m,k} := 24 \text{ MPa}$$

$$f_{v,k} := 4.0 \text{ MPa}$$

třída provozu - 1

$$E_{0.05} := 7.4 \text{ GPa}$$

$$E_{m,0,mean} := 11.0 \text{ GPa}$$

$$f_{m,d} := k_{mod} \cdot \frac{f_{m,k}}{\gamma_M} = 14.769 \text{ MPa}$$

$$l_0 := l \quad \Rightarrow \quad l_{ef} := 0.9 \cdot l_0 + 2 \cdot h$$

$$\sigma_{m,crit} := \frac{0.78 \cdot b^2 \cdot E_{0.05}}{h \cdot l_{ef}} = 64.95 \text{ MPa}$$

$$\lambda_{rel,m} := \sqrt[2]{\frac{f_{m,k}}{\sigma_{m,crit}}} = 0.608 \quad \Rightarrow \quad k_{crit} := 1.0$$

$$\sigma_{m,d} := \frac{6 M_{ed}}{b \cdot h^2} = 78.467 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m,d} = 78.47 \text{ MPa} > f_{m,d} = 14.77 \text{ MPa}$$

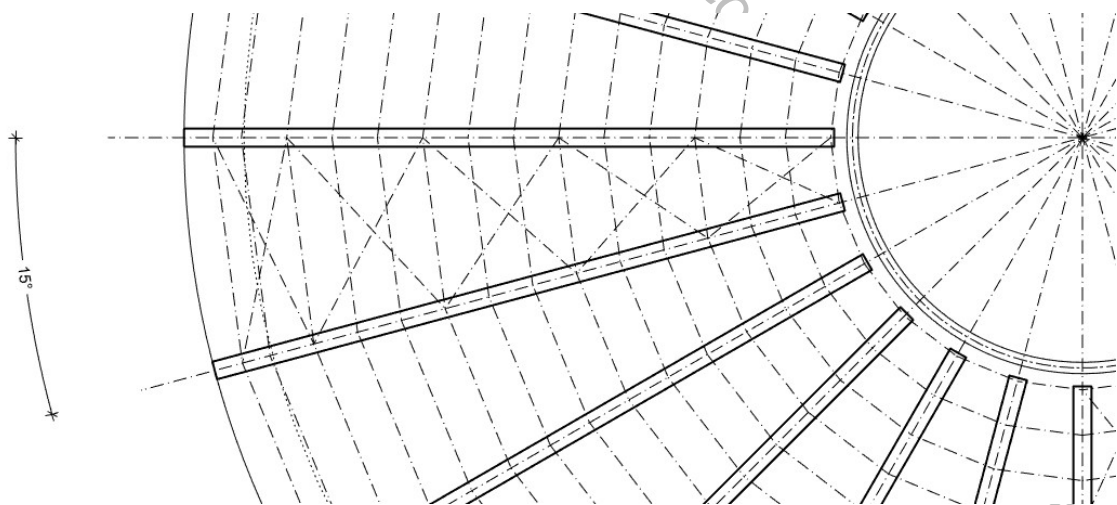
**NEVYHOVUJE!**

Závěr výpočtu:

Z výpočtu vyplývá, že pro zadanou dispozici **není** únosnost latí dostatečná (nevyhovuje na MSÚ).

Dalšími výpočty se došlo k závěru, že maximální možný rozpon latí tak, aby vyhovovaly na oba mezní stavy je cca 1 m. Z tohoto důvodu se ukazuje užití systému latí jako nevhodné, respektive nenabízí žádnou další výhodu oproti variantě, kdy se užijí pro kotvení polykarbonátových samotné ocelové vaznice. Dalším důvodem proti tomuto řešení je potřeba ohýbat latě dle tvaru vnějšího pláště (poměrně velká zakřivení), zatímco u varianty hustě rozmístěných ocelových vaznic je požadavek na zakřivení kladen pouze na polykarbonátové desky, které jsou pro takové provedení více vhodné než dřevo.

Zvolené rozmístění vaznic bude provedeno s rozpony vaznic po 1 m. Pro níže zobrazenou geometrii a zvolené rozpony bude proveden předběžný návrh dimenzí vaznic/paždíků.



obr. 14: Finální dispozice pro návrh

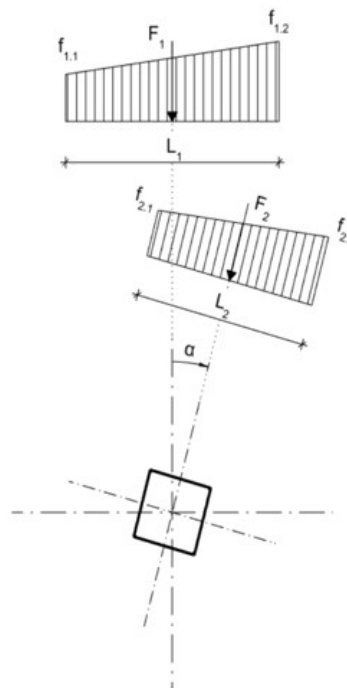


## Posouzení MSÚ

- stěnová vaznice (paždík)

Posouzení vaznice - dvoousý ohyb	
Zadání:	Výpočet:
Průřez: <b>JĀ 120x60/4,0</b>	Zatížení
$\alpha = 80^\circ$	$L_2 = 1,00 \text{ m}$
Průřezové charakteristiky:	$F_1 = 0,5 \text{ kN/m}$
$W_{pl,y} = 51,9 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$	$F_2 = -2,79 \text{ kN/m}$
$W_{pl,z} = 31,7 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$	$F_{zL} = -2,70 \text{ kN/m}$
Materiál:	$F_{yL} = 0,49 \text{ kN/m}$
$f_y = 235 \text{ Mpa}$	Vnitřní síly
Délka nosníku:	$M_{y,Ed} = 9,14 \text{ kNm}$
$l = 5,2 \text{ m}$	$M_{z,Ed} = 1,66 \text{ kNm}$
Zatížení	Únosnost
$f_{1,1} = 1 \text{ kN/m}^2$	$M_{y,Rd} = 12,20 \text{ kNm}$
$f_{1,2} = 1 \text{ kN/m}^2$	$M_{z,Rd} = 7,45 \text{ kNm}$
$L1 = 0,5 \text{ m}$	
$f_{2,1} = -2,79 \text{ kN/m}^2$	
$f_{2,2} = -2,79 \text{ kN/m}^2$	
<b>POSOUZENÍ</b>	
$\left[ \frac{M_{y,Ed}}{M_{N,y,Rd}} \right]^\alpha + \left[ \frac{M_{z,Ed}}{M_{N,z,Rd}} \right]^\beta \leq 1$ Zadej: $\alpha = 1,66$ $\beta = 1,66$	
<b>VYHOVUJE</b>	<b>VYUŽITÍ: 70,2 %</b>

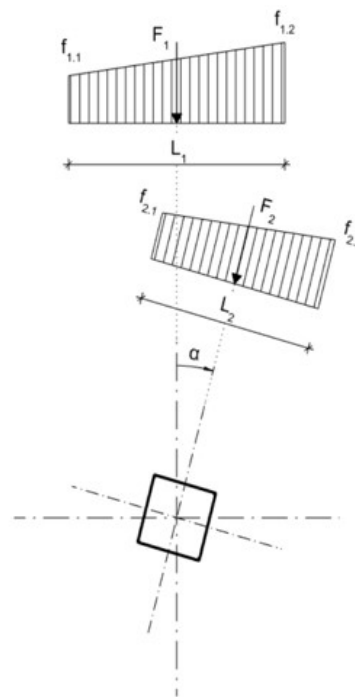
Rozhodující kombinace: vítr (maximální sání + sníh)



- střešní vaznice

Posouzení vaznice - dvoousý ohyb	
Zadání:	Výpočet:
Průřez: <b>JĀ 60x40/4,0</b>	Zatížení
$\alpha = 16,29^\circ$	$L_2 = 1,04 \text{ m}$
Průřezové charakteristiky:	$F_1 = 1,68 \text{ kN/m}$
$W_{pl,y} = 13,8 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$	$F_2 = 0 \text{ kN/m}$
$W_{pl,z} = 10,3 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$	$F_{zL} = 1,61 \text{ kN/m}$
Materiál:	$F_{yL} = 0,47 \text{ kN/m}$
$f_y = 235 \text{ Mpa}$	Vnitřní síly
Délka nosníku:	$M_{y,Ed} = 2,13 \text{ kNm}$
$l = 3,25 \text{ m}$	$M_{z,Ed} = 0,62 \text{ kNm}$
Zatížení	Únosnost
$f_{1,1} = 1,56 \text{ kN/m}^2$	$M_{y,Rd} = 3,24 \text{ kNm}$
$f_{1,2} = 1,8 \text{ kN/m}^2$	$M_{z,Rd} = 2,42 \text{ kNm}$
$L1 = 1 \text{ m}$	
$f_{2,1} = 0 \text{ kN/m}^2$	
$f_{2,2} = 0 \text{ kN/m}^2$	
<b>POSOUZENÍ</b>	
$\left[ \frac{M_{y,Ed}}{M_{N,y,Rd}} \right]^\alpha + \left[ \frac{M_{z,Ed}}{M_{N,z,Rd}} \right]^\beta \leq 1$ Zadej: $\alpha = 1,66$ $\beta = 1,66$	
<b>VYHOVUJE</b>	<b>VYUŽITÍ: 60,2 %</b>

Rozhodující kombinace: sníh + návěj (II.)

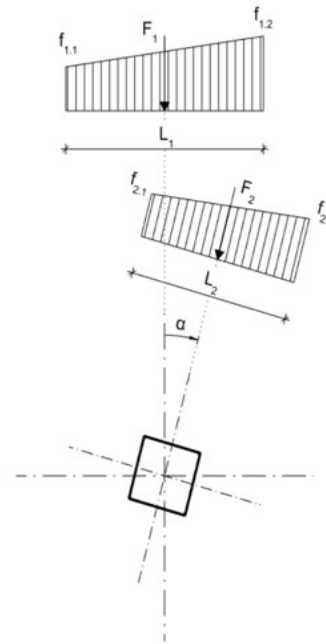


Posouzení MSP

- stěnová vaznice (paždík)

Posouzení vaznice - dvoosý ohyb MSP	
Zadání:	Výpočet:
Průřez	JÁ 140x70/5,0
$\alpha$	80°
Průřezové charakteristiky:	
$I_y$	488 *10 <sup>4</sup> mm <sup>3</sup>
$I_z$	163 *10 <sup>4</sup> mm <sup>3</sup>
Materiál:	
$f_y$	235 Mpa
E	210 Gpa
Délka nosníku:	l = 5,2 m
Zatížení	
$f_{1,1}$	0,7 kN/m <sup>2</sup>
$f_{1,2}$	0,7 kN/m <sup>2</sup>
L1	0,5 m
$f_{2,1}$	-1,86 kN/m <sup>2</sup>
$f_{2,2}$	-1,86 kN/m <sup>2</sup>
Zatížení	
$L_2$	1,00 m
$F_1$	0,35 kN/m
$F_2$	-1,86 kN/m
$F_{zL}$	-1,80 kN/m
$F_{yL}$	0,34 kN/m
Vnitřní síly	
$M_{y,Ed}$	6,08 kNm
$M_{z,Ed}$	1,17 kNm
Únosnost	
$M_{y,Rd}$	114,68 kNm
$M_{z,Rd}$	38,31 kNm
POSOUZENÍ	
$\delta_y$	9,586603352 mm
$\delta_z$	-16,71468 mm
$\delta_{tot}$	19,2687179 mm
$\delta_{lim.1/250}$	20,8 mm

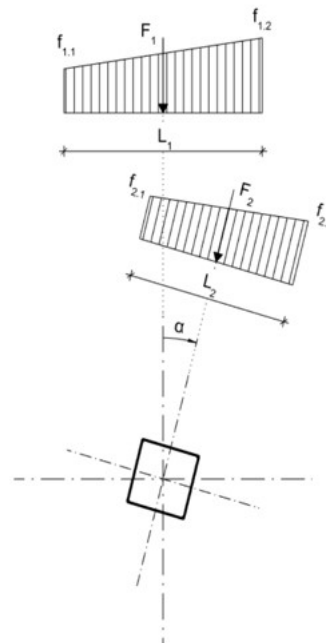
Rozhodující kombinace: vítr (maximální sání + sněh)



- střešní vaznice

Posouzení vaznice - dvoosý ohyb MSP	
Zadání:	Výpočet:
Průřez	JÁ 90x50/4,0
$\alpha$	16,29°
Průřezové charakteristiky:	
$I_y$	89,1 *10 <sup>4</sup> mm <sup>3</sup>
$I_z$	41,9 *10 <sup>4</sup> mm <sup>3</sup>
Materiál:	
$f_y$	235 Mpa
E	210 Gpa
Délka nosníku:	l = 3,25 m
Zatížení	
$f_{1,1}$	1,04 kN/m <sup>2</sup>
$f_{1,2}$	1,2 kN/m <sup>2</sup>
L1	1 m
$f_{2,1}$	0 kN/m <sup>2</sup>
$f_{2,2}$	0 kN/m <sup>2</sup>
Zatížení	
$L_2$	1,00 m
$F_1$	1,12 kN/m
$F_2$	0 kN/m
$F_{zL}$	1,08 kN/m
$F_{yL}$	0,31 kN/m
Vnitřní síly	
$M_{y,Ed}$	1,42 kNm
$M_{z,Ed}$	0,41 kNm
Únosnost	
$M_{y,Rd}$	20,94 kNm
$M_{z,Rd}$	9,85 kNm
POSOUZENÍ	
$\delta_y$	5,186669029 mm
$\delta_z$	8,346387536 mm
$\delta_{tot}$	9,826684106 mm
$\delta_{lim.1/250}$	13 mm

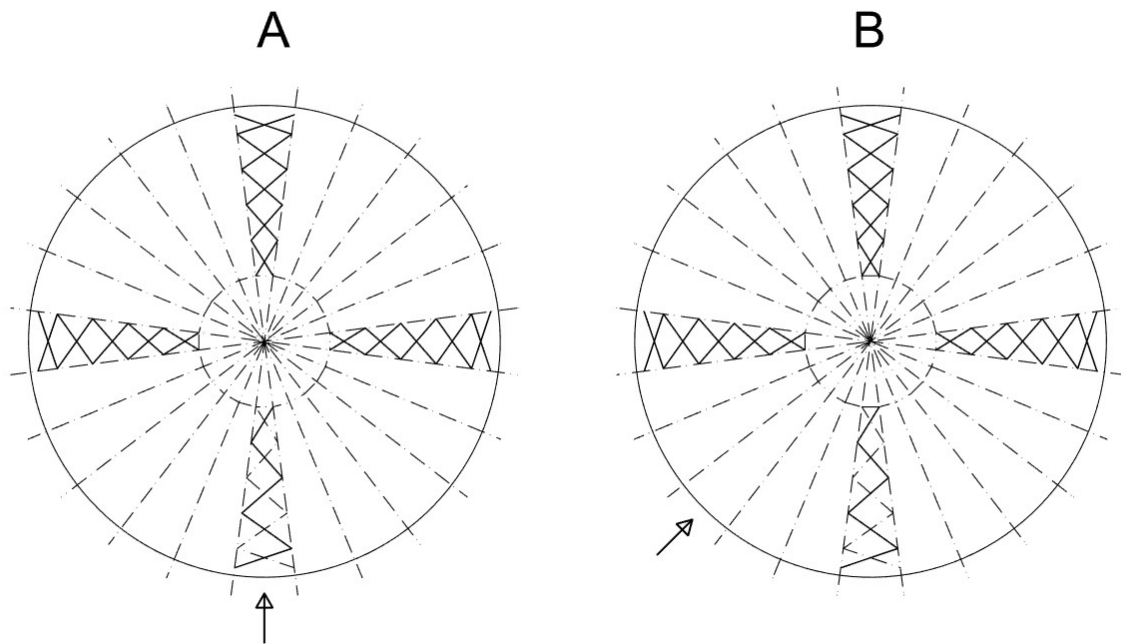
Rozhodující kombinace: vítr (maximální sání + sněh)



## 2.1.2 Vodorovná tuhost konstrukce a rozhodující směr zatížení

Statické schéma řezu konstrukce je navrženo jako kyvná vazba s uvolněným stupněm volnosti ve vodorovném směru. Vodorovná tuhost (zavětrování) je zajištěna systémem čtyř navzájem kolmých ztužidel. Předpokládá se s roznosem vodorovného zatížení do ztužidel přes vrcholový prsteneček.

Klíčovým problémem při tvorbě globálního výpočetního modelu a zadávání zatížení se stala volba rozhodujícího směru zatížení pro globální analýzu konstrukce. Podnětem pro diskusi je zejména úvaha, zda konstrukce hůře vzdoruje vodorovnému zatížení ve směru kolmém na dvojici ztužidel (A) nebo ve směru šikmo na ztužidla (B), kdy zatížení přenáší ztužidla sice o menším průměrném rozpětí, ale za předpokladu rovnoměrného roznosu zatížení spolupůsobí veškerá ztužidla (viz obr. 15).

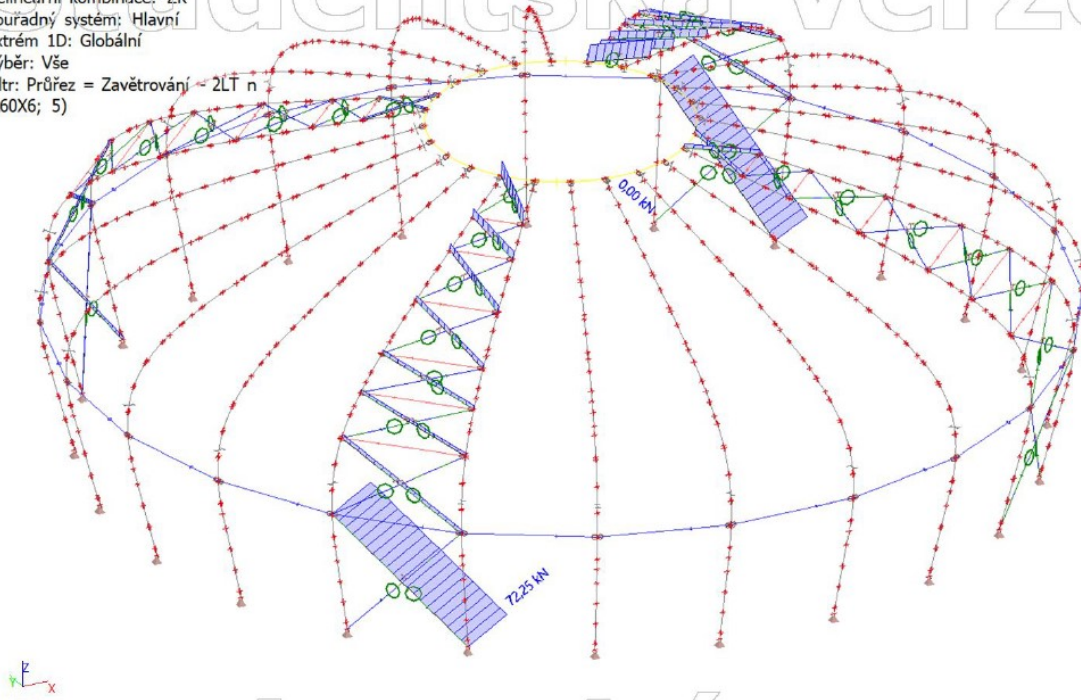


obr. 15: Vyšetřované směry vodorovného zatížení

Pro ověření bylo do sestaveného modelu s předběžně odhadnutými dimenzemi prvků zaneseno zkušební liniové zatížení na tlačném prstenci ve dvou vyšetřovaných směrech (5 kN/m). V následné analýze byly zjištěny normálové síly na prvcích ztužidel (viz obr. 16 a 17). Z výsledků je patrné, že oba směry zatížení mají na konstrukci podobný účinek. Konečné rozhodnutí o rozhodujícím směru se tedy provede až pro konkrétní zatížení, které je spočteno výše. Úprava dimenzí prvků dle konkrétních návrhů se pak provede na modelu s určeným rozhodujícím zatížením. Výsledné normálové síly pro oba směry od vypočtených zatížení je možné vidět na obrázcích 18 a 19.

## 1. 1D vnitřní síly; N

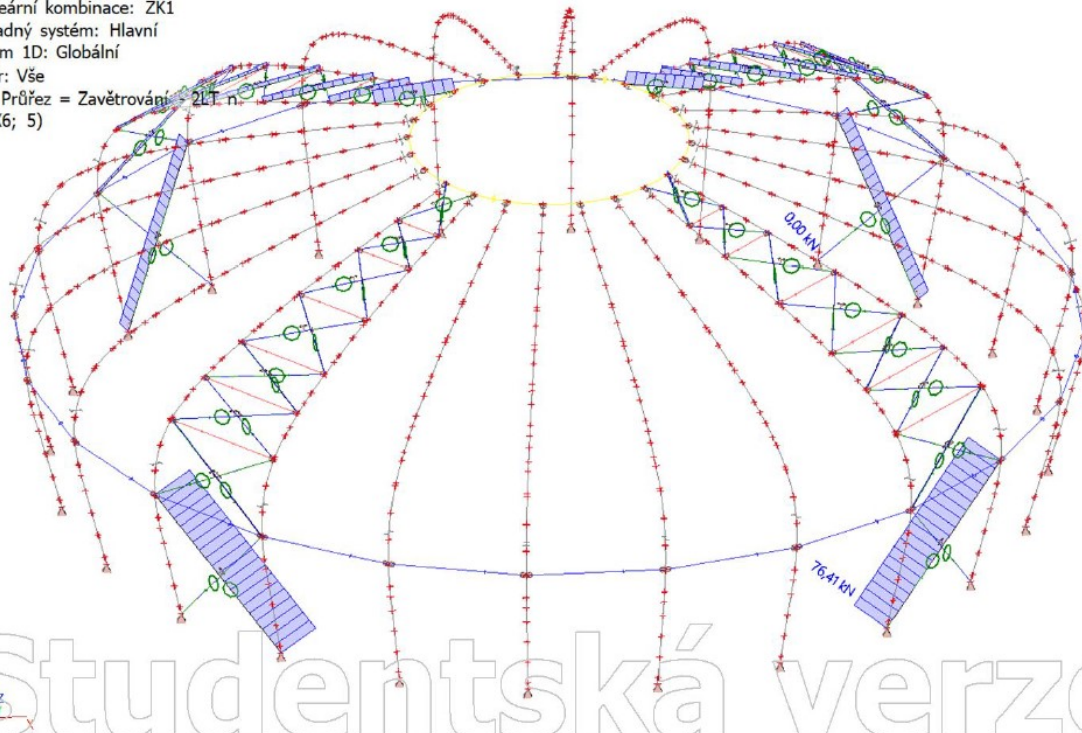
Hodnoty: **N**  
Nelineární výpočet  
Nelineární kombinace: ZK  
Souřadný systém: Hlavní  
Extrém 1D: Globální  
Výběr: Vše  
Filtr: Průřez = Zavětrování - 2LT n  
(L60X6; 5)



obr. 16: Normálové síly na ztužidlech pro směr zatížení kolmo na ztužidla - odhadnuté zatížení (A)

## 2. 1D vnitřní síly; N

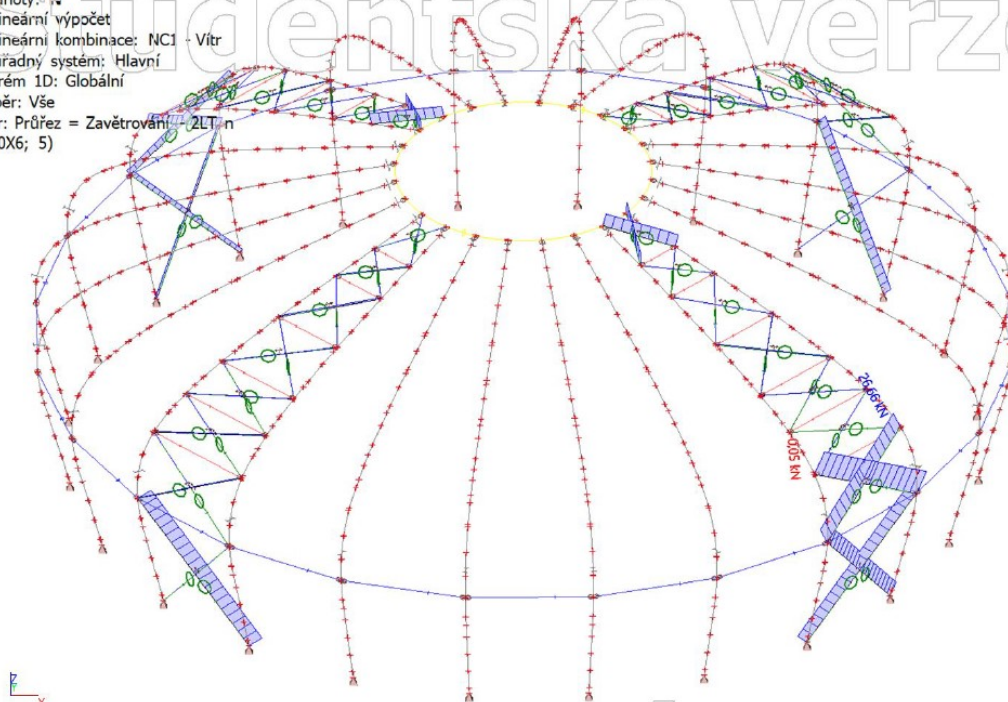
Hodnoty: **N**  
Nelineární výpočet  
Nelineární kombinace: ZK1  
Souřadný systém: Hlavní  
Extrém 1D: Globální  
Výběr: Vše  
Filtr: Průřez = Zavětrování - 2LT n  
(L60X6; 5)



obr. 17: Normálové síly na ztužidlech pro směr zatížení šikmo ke ztužidlům - odhadnuté zatížení (B)

### 1. 1D vnitřní síly; N

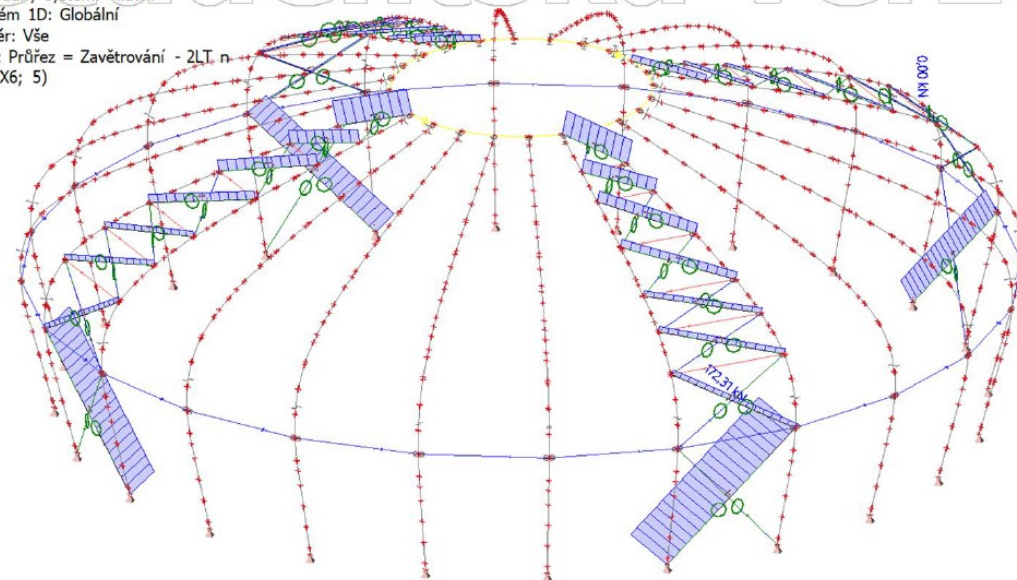
Hodnoty: N  
Nelineární výpočet  
Nelineární kombinace: NC1 - Vitr  
Souradný systém: Hlavní  
Extrém 1D: Globální  
Výběr: Vše  
Filtr: Průřez = Zavětrování - 2LT.n  
(L60X6; 5)



obr. 18: Normálové síly na ztužidlech pro směr zatížení kolmo na ztužidla - vypočtené zatížení (B)

### 3. 1D vnitřní síly; N

Hodnoty: N  
Nelineární výpočet  
Nelineární kombinace: NC1 MSÚ - Vitr  
Souradný systém: Hlavní  
Extrém 1D: Globální  
Výběr: Vše  
Filtr: Průřez = Zavětrování - 2LT.n  
(L60X6; 5)



obr. 19: Normálové síly na ztužidlech pro směr zatížení šikmo ke ztužidlům - vypočtené zatížení (B)

Závěr k rozhodujícímu směru zatížení:

Z výše uvedených výsledků bylo zjištěno, že rozhodujícím směrem vodorovného zatížení pro návrh je směr šikmo ke ztužidlům (varianta B). S ohledem na tento směr budou aplikována i ostatní zatížení tak, aby bylo dosaženo jejich nejméně příznivých kombinací. Tyto kombinace budou popsány dále.

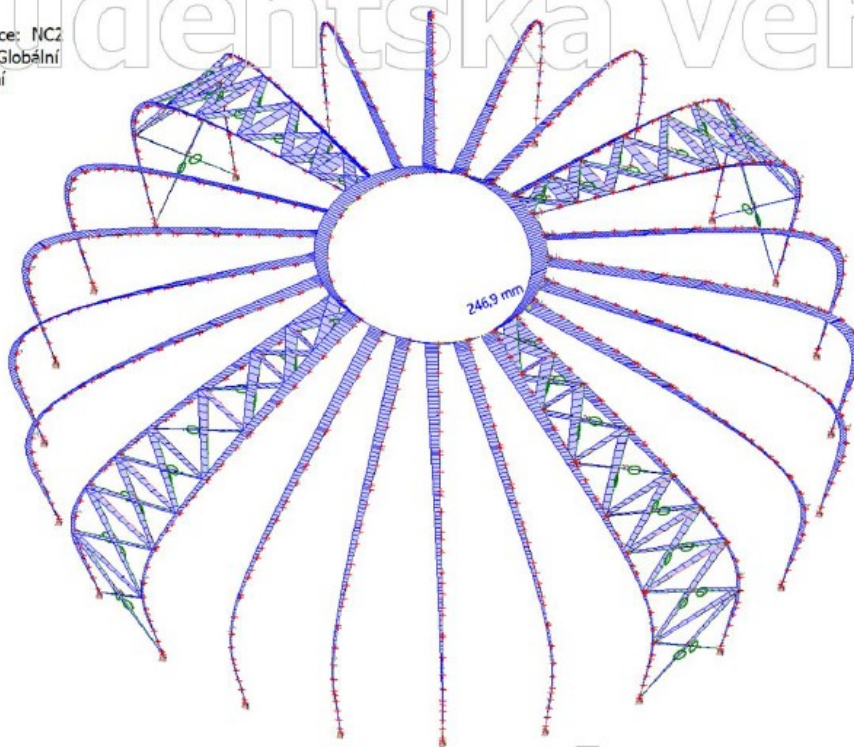
V rámci návrhu řešení zavětrování objektu byla dále řešena také varianta s doplněným středovým taženým prstencem. Varianta spočívá ve využití vaznic v jedné výškové úrovni k vytvoření taženého prstence. Na obrázcích níže jsou zobrazeny výsledky celkových deformací od odhadnutého vodorovného zatížení na vrcholový prstenc (5 kN/m) pro variantu se středovým prstencem a pro variantu, kdy jsou vždy alespoň na jedné vaznici v rámci stejné výškové úrovně na jednom ze dvou styčníků uvolněny normálové posuny a je tak zabráněno vzniku taženého prstence.

Pozn.:

Pro model bez taženého prstence jsou prstence vaznic přerušeny tak, aby nadále docházelo alespoň k jednostrannému příčnému podepření nosníků vazeb. V opačném případě by v modelu vznikala singularita, jelikož by nebylo u nosníků zabráněno jejich otáčení kolem osy vedené mezi konci nosníku. Tento fakt by pro tuto variantu bylo nutné zohlednit při návrhu detailů uložení vaznic. Ostatně i pro druhou variantu s taženým prstencem bude nutné navrhnout detaily s kluzným připojením v normálovém směru tak, aby tažený prstenc vznikl pouze v požadovaném (předpokládaném) místě.

### 1. 1D deformace; U<sub>total</sub>

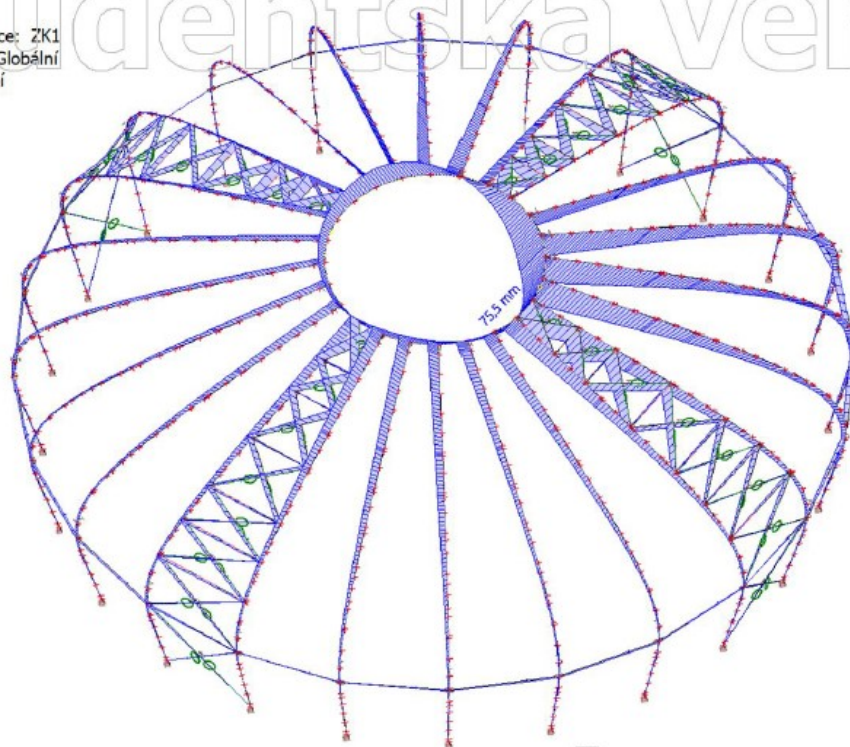
Hodnoty: U<sub>total</sub>  
Nelineární výpočet  
Nelineární kombinace: NCZ  
Souřadný systém: Globální  
Extrem 1D: Globální  
Výběr: Vše



obr. 20: Celková deformace od odhadnutého vodorovného zatížení - varianta bez středového prstence

## 1. 1D deformace; U\_total

Hodnoty:  $U_{total}$   
Nelineární výpočet  
Nelineární kombinace: ZK1  
Souřadný systém: Globální  
Extrém 1D: Globální  
Výběr: Vše



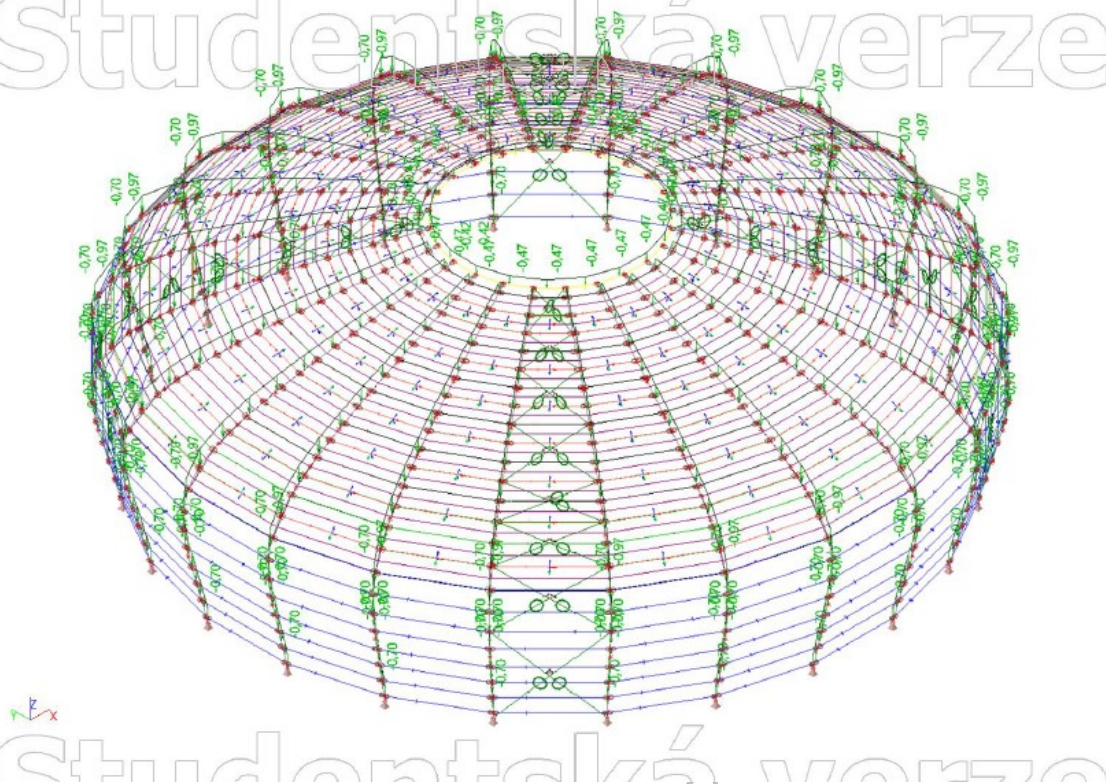
obr. 21: Celková deformace od odhadnutého vodorovného zatížení - varianta se středovým prstencem

Z vypočtených deformací pro obě varianty je patrné, že středový tažený prsteneček velkou mírou napomáhá celkovému ztužení konstrukce (zejména pak omezení svislých deformací). V návrhu se tedy bude uvažovat s variantou s taženým středovým prstencem.

## 2.2 Zatížení aplikovaná v globálním modelu

Na následujících obrázcích jsou zobrazena aplikovaná zatížení dle vypočtených parametrů v kapitole 1. Pro nesymetrický zatěžovací stav zatížení sněhem (trojúhelník) byla poloha více zatížené poloviny zvolena na návětrné straně objektu tak, aby kombinace zatížení větrem a sněhem vyvolala nejnepříznivější namáhání konstrukce. Průběh zatížení byl aproximován rovnoměrnými zatíženími na menších plochách tak, aby se jeho průběh co nejvíce blížil předpokladům dle norem. Zatížení vlastní tíhou je automaticky počítáno softwarem.

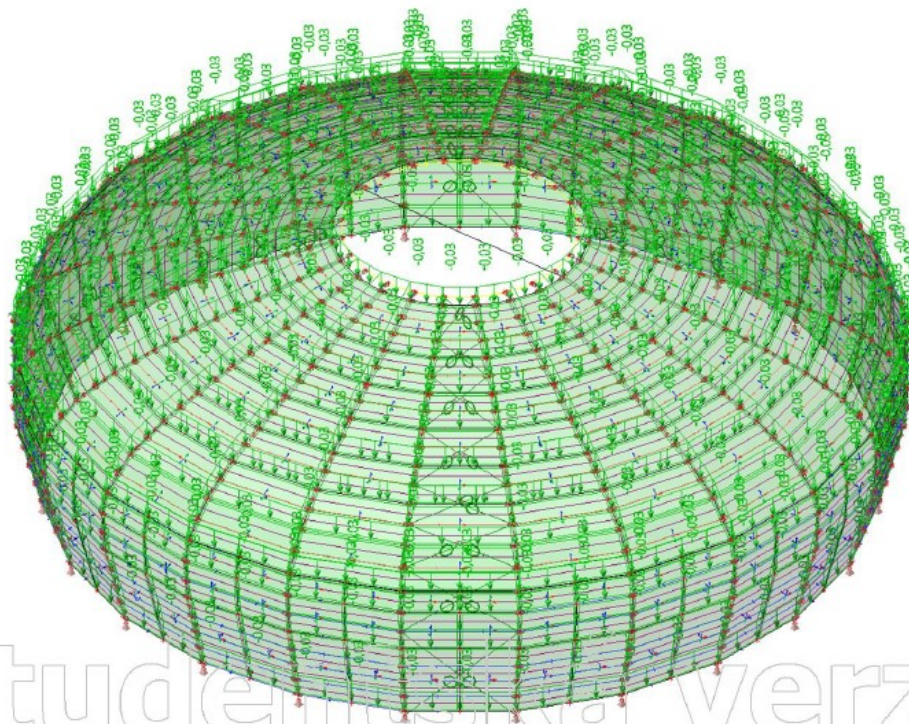
### 1. ZS2 / Hodnota pro výpočet / Hodnota



obr. 22: ZS2 - liniové zatížení od vnějšího obvodového pláště

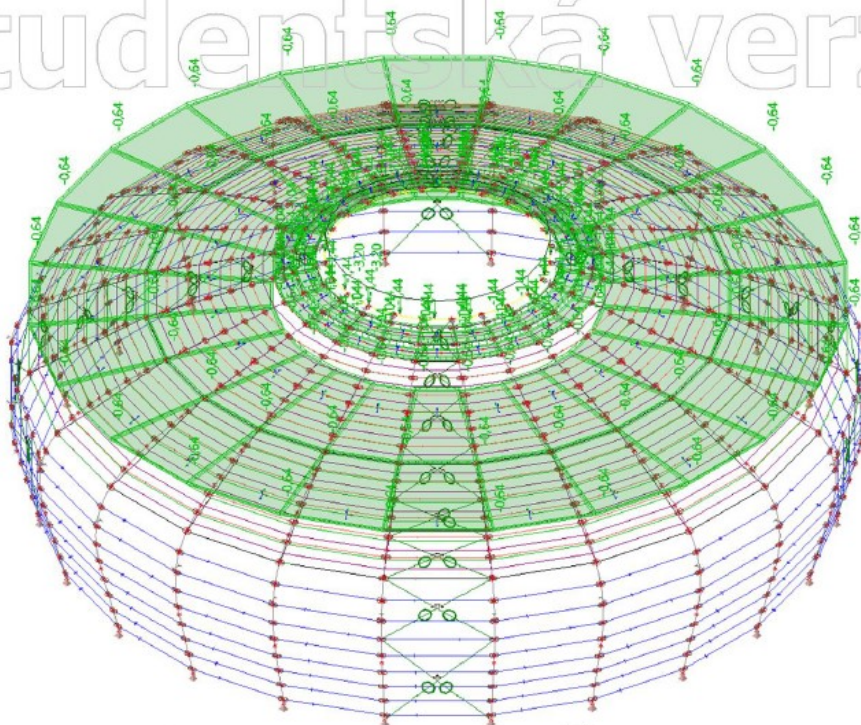


**2. ZS3 / Hodnota pro výpočet / Hodnota**



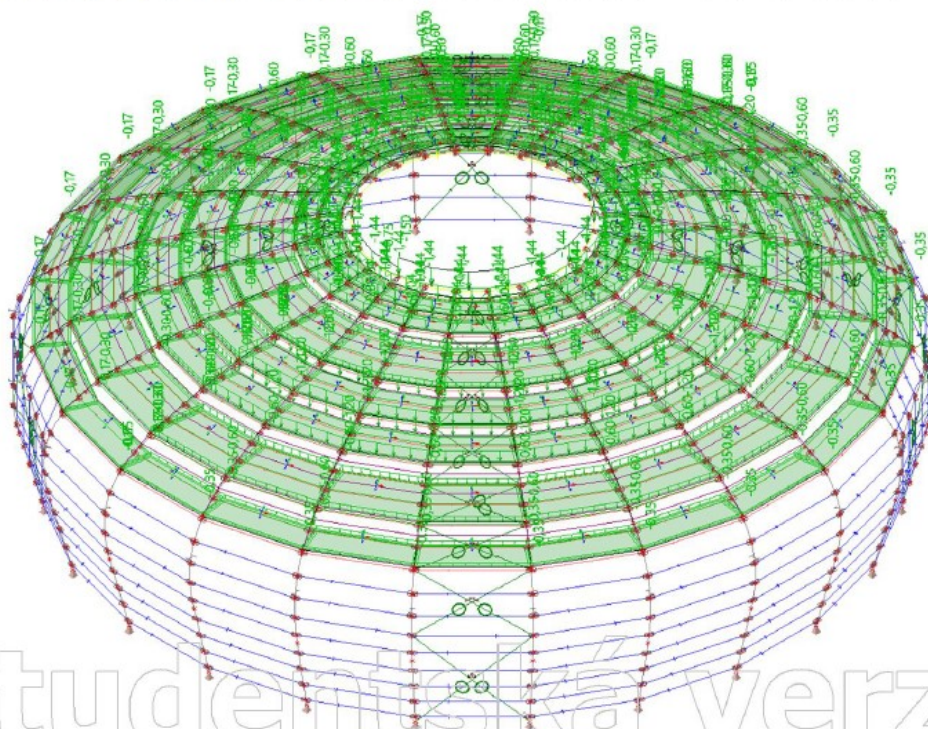
obr. 23: ZS3 - zatížení od skladby vnitřního obvodového pláště

**3. ZS4 / Hodnota pro výpočet / Hodnota**



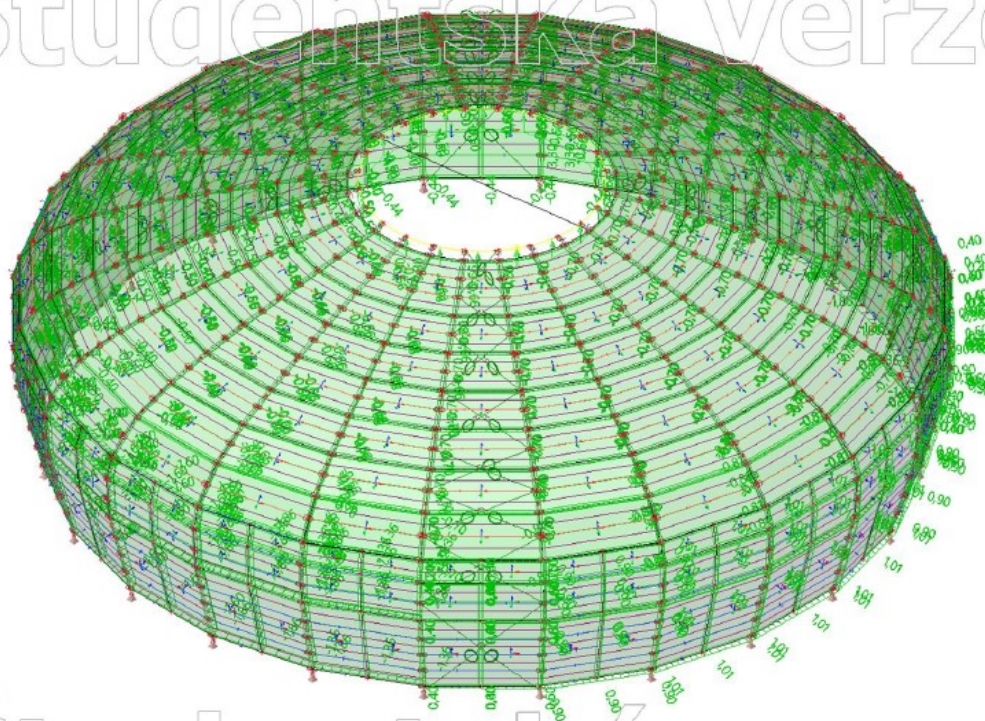
obr. 24: ZS4 - zatížení sněhem - rovnoměrné + návěj

4. ZS5 / Hodnota pro výpočet / Hodnota



obr. 25: ZS5 - zatížení sněhem - trojúhelník + návěš

5. ZS6 / Hodnota pro výpočet / Hodnota



obr. 26: ZS6 - zatížení větrem

## 2.3 Seznam zatěžovacích stavů a kombinací zatěžovacích stavů

ID	Název	typ
ZS1	vlastní tíha	stálé
ZS2	liniové zatížení od vnějšího obv. pl.	stálé
ZS3	skladba vnitřního obv. pl.	stálé
ZS4	Sníh - rovnoměrný + návěj	proměnné
ZS5	Sníh - trojúhelník + návěj	proměnné
ZS6	Vítr	proměnné

obr. 28: Seznam zatěžovacích stavů

ID	typ	Název	STALÉ ZS						PROMĚNNÉ ZS									
			Zat. Stav	souč. zat.	Zat. Stav	souč. zat.	Zat. Stav	souč. zat.	Zat. Stav	souč. zat.	komb. Souč.	Zat. Stav	souč. zat.	komb. Souč.	Zat. Stav	souč. zat.	komb. Souč.	
NC1	MSÚ - 6.10	Sníh - rovnoměrný (samotný)	ZS1	1,35	ZS2	1,35	ZS3	1,35	ZS4	1,5	1	-	-	-	-	-	-	-
NC2	MSÚ - 6.10	Sníh - rovnoměrný + vítr	ZS1	1,35	ZS2	1,35	ZS3	1,35	ZS4	1,5	1	-	-	ZS6	1,5	0,6	-	-
NC3	MSÚ - 6.10	Sníh - trojúhelník (samotný)	ZS1	1,35	ZS2	1,35	ZS3	1,35	-	-	-	ZS5	1,5	1	-	-	-	-
NC4	MSÚ - 6.10	Sníh - trojúhelník + vítr	ZS1	1,35	ZS2	1,35	ZS3	1,35	-	-	-	ZS5	1,5	1	ZS6	1,5	0,6	-
NC5	MSÚ - 6.10	Vítr + sníh (rovnoměrný)	ZS1	1,35	ZS2	1,35	ZS3	1,35	ZS4	1,5	0,5	-	-	ZS6	1,5	1	-	-
NC6	MSÚ - 6.10	Vítr + sníh (trojúhelník)	ZS1	1,35	ZS2	1,35	ZS3	1,35	-	-	-	ZS5	1,5	0,5	ZS6	1,5	1	-
NC7	MSÚ - 6.10	Vítr + min stálé	ZS1	1	-	-	ZS3	1	-	-	-	-	-	ZS6	1,5	1	-	
NC8	MSP - char.	Sníh - rovnoměrný (samotný)	ZS1	1	ZS2	1	ZS3	1	ZS4	1	1	-	-	-	-	-	-	
NC9	MSP - char.	Sníh - rovnoměrný + vítr	ZS1	1	ZS2	1	ZS3	1	ZS4	1	1	-	-	ZS6	1	0,6	-	
NC10	MSP - char.	Sníh - trojúhelník (samotný)	ZS1	1	ZS2	1	ZS3	1	-	-	-	ZS5	1	1	-	-	-	
NC11	MSP - char.	Sníh - trojúhelník + vítr	ZS1	1	ZS2	1	ZS3	1	-	-	-	ZS5	1	1	ZS6	1	0,6	
NC12	MSP - char.	Vítr + sníh (rovnoměrný)	ZS1	1	ZS2	1	ZS3	1	ZS4	1	0,5	-	-	ZS6	1	1	-	
NC13	MSP - char.	Vítr + sníh (trojúhelník)	ZS1	1	ZS2	1	ZS3	1	-	-	-	ZS5	1	0,5	ZS6	1	1	
NC14	MSP - char.	vitr + min stálé	ZS1	1	-	-	ZS3	1	-	-	-	-	-	ZS6	1	1	-	

obr. 29: Seznam kombinací zatěžovacích stavů

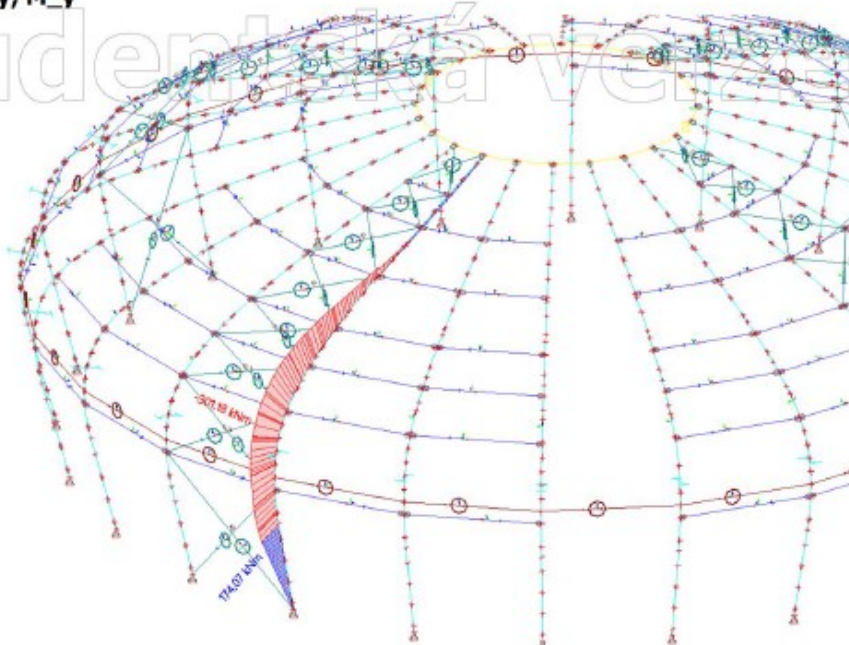
## 2.3 Globální analýza konstrukce

### 2.3.1 Vliv přetvořené geometrie konstrukce (vliv II. řádu)

Globální analýza konstrukce se bude uvažovat se zahrnutím vlivu II. řádu zejména z důvodu komplikované stabilitní analýzy hlavních nosníků (určení vzpěrných délek pro vybočení v tlaku). Více o této problematice bude popsáno níže při návrhu dimenze hlavních nosníků. Na obrázcích níže je zobrazen průběh ohybových momentů pro stejnou kombinaci zatížení (sníh - rovnoměrný s návějí) při výpočtu bez a s vlivem II. řádu.

#### 1. 1D vnitřní síly; M<sub>y</sub>

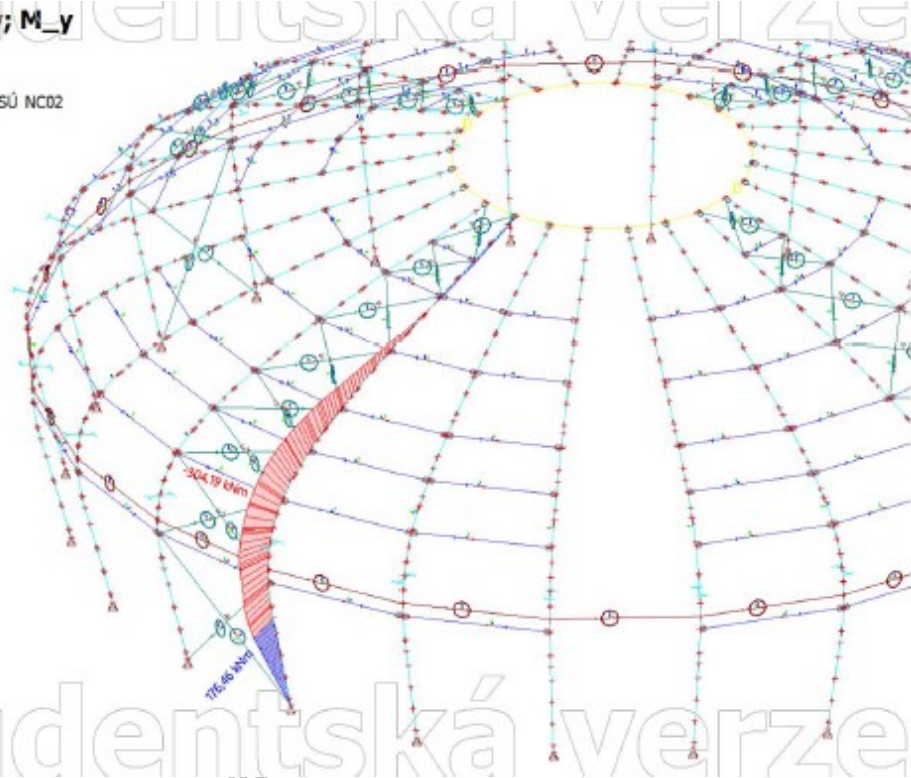
Hodnoty: M<sub>y</sub>  
Lineární výpočet  
Kombinace: MSÚ CD1  
Souřadný systém: Hlavní  
Extrém 1D: Globální  
Výběr: B45



obr. 30: Průběh ohybového momentu na nosniku bez vlivu II. řádu

## 2. 1D vnitřní síly; M<sub>y</sub>

Hodnoty: M<sub>y</sub>  
Nelineární výpočet  
Nelineární kombinace: +MSÚ NC02  
Souřadný systém: Hlavní  
Extrém 1D: Globální  
Výběr: B45



obr. 31: Průběh ohybového momentu na nosníku s vlivem II. řádu

### 2.3.2 Imperfekce pro globální analýzu

Účinek imperfekcí v analýze se dle normy ČSN EN 1993-1-1 zahrne pomocí ekvivalentní imperfekce ve tvaru počátečního náklonu,

který se stanoví ze vzorce:

$$\phi = \phi_0 \cdot \alpha_h \cdot \alpha_m$$

kde

$$\phi_0 := \frac{1}{200}$$

základní hodnota náklonu

$$h := 8.4 \text{ m} \quad \alpha_h := \frac{2}{\sqrt{h}} \cdot m^{\frac{1}{2}} = 0.69$$

redukční součinitel v závislosti na výšce sloupů  $h$

$$m := 2 \quad \alpha_m := \sqrt{0.5 \cdot \left(1 + \frac{1}{m}\right)} = 0.866$$

redukční součinitel pro počet sloupů v řadě

pak

$$\phi := \phi_0 \cdot \alpha_h \cdot \alpha_m = 0.003$$

Vypočtený náklon bude zadán v rozhodujícím směru vodorovného zatížení, který byl určen výše. V globálním modelu tento směr odpovídá směru osy  $y$ .

### 2.3.3 Návrh taženého prstence

Jak bylo popsáno výše, pro celkové ztužení konstrukce a omezení svislých deformací bude v modelu uvažován tažený prstenec. Ten se navrhne z tyčových táhel. Výše bylo v textu i na obrázcích popsáno, jak obecně tento prstenec napomáhá konstrukci při přenosu vnějších zatížení. V následujícím textu bude rozebrán návrh dimenze táhel a jejich předpětí, které se využije ke kompenzaci průhybů od vlastní tíhy konstrukce a k redistribuci ohybových momentů na hlavních nosnících.

V prvním kroku bude navržena dimenze táhla. Táhlo je uvažováno tyčové kruhového průřezu. V následující tabulce jsou vypsány výsledné průhyby pro kombinaci MSP - sníh rovnoměrný a maximální napětí v táhlech pro obálku kombinací MSÚ pro různé průměry táhel od 10 do 150mm:

průměr táhla	D10	D20	D40	D60	D100	D120	D150
deformace $u_z$ [mm]	49,4	32,4	27,5	22,6	15,7	13,6	11,5
Max. napětí v táhle [MPa]	363,3	252,1	138,3	89,5	46,4	35,3	24,8

obr. 32: Výsledné průhyby pro různé průměry táhel

Průměry táhel 10 a 20 mm se ukázaly jako neefektivní, vznikají v nich velká napětí a vzhledem k jejich malé normálové tuhosti jen velmi málo omezují svislé deformace konstrukce. Zároveň pro tyto průměry v prstenci vznikají pro některé kombinace s vodorovným zatížením tlaková namáhání, která by bylo nutné eliminovat dodatečným předpětím táhel. Tato napětí jsou ale poměrně velká. S takovými průměry by tedy konstrukci pravděpodobně nebylo vůbec možné nadimenzovat. Jako nejefektivnější se ukazuje volba průměru táhla 40 a 60 mm. Pro tyto průměry je značně omezena svislá deformace a zároveň v táhlech vznikají přiměřená napětí s dostatečnou rezervou pro aplikaci předpětí. Větší průměry, jak lze vidět v tabulce, dále omezují svislý průhyb, ale vzhledem k jejich nízkému využití z hlediska únosnosti jsou patrně spíše neekonomické.

Závěr:

Pro návrh bude zvolen průměr táhla  $D=60$  mm. Tento průměr se jeví jako nejekonomičtější vzhledem k velikosti maximálního napětí, které v něm vzniká a zároveň již samo o sobě (bez předpětí) značně napomáhá k omezení svislých průhybů.

V druhém kroku bude zvolena předpínací síla v táhle. V následující tabulce jsou vypsány výsledné průhyby od vlastní tíhy konstrukce pro různé velikosti předpínacích sil:

předpínací síla [kN]	73,6	128,48	150,3	185,22
svislá deformace $u_z$ [mm]	-8,9	-4,4	-2,8	0,7

obr. 33: Výsledné průhyby pro různé průměry táhel

Okrajovými podmínkami pro volbu předpínací síly jsou omezení průhybu od vlastní tíhy a dále realizační limity pro předpínání. Výrobci předpínaných konstrukcí uvádí, že ručně pomocí řetězových klíčů lze běžně předpínat v hodnotách cca do 15 tun (EXCON, a.s. 2010 [4]). Navržené předpětí v táhlech tedy bude odpovídat hodnotě 150,3 kN.

### 3. NÁVRH A POSOUZENÍ PRVKŮ

#### 3.1 Hlavní nosník

Zvolená třída oceli:

$$f_y := 235 \text{ MPa} \quad \gamma_{M0} := 1.0 \quad \gamma_{M1} := 1.0$$

V následující kapitole bude proveden a popsán návrh a posudek hlavního nosníku vazby. Nосník je navržen jako celosvařovaný proměnného průřezu symetrického tvaru I. Šířka pásnice byla navržena tak, aby odpovídala třídě 3 pro část průřezu pouze v tlaku. Tedy:

zvolená tloušťka pásnice:  $t_f := 15 \text{ mm}$

kritérium pro třídu 3:  $\frac{c}{t_f} < 14 \varepsilon$

kde

$$\varepsilon := 1.0 \quad \text{pro třídu oceli S235}$$

pak

$$c := t_f \cdot 14 \cdot \varepsilon = 210 \text{ mm}$$

to by odpovídalo maximální šířce pásnice

$$b_{max} := 2 \cdot c = 420 \text{ mm}$$

**Navržená šířka pásnice:**

$$b := 400 \text{ mm}$$

Pro optimalizaci průřezu pak bude využívána jeho výška (šířka i tloušťka pásnice jsou konstantní). V prvním kroku volíme proměnnou výšku, kdy na koncích bude výška průřezu 550 mm a přibližně v místě největšího ohybového momentu, které zároveň částečně působí jako rámový roh (vzhledem ke tvaru zakřivení střednice), bude zvolena výška 1000 mm. Tloušťka stojiny bude konstantní - 8 mm. Tedy:

$$h_{min} := 550 \text{ mm}$$

$$h_{max} := 1000 \text{ mm}$$

$$t_w := 8 \text{ mm}$$

Klíčovým úskalím při posuzování je hledání rozhodujícího průřezu, které je komplikované již u nosníků konstantních průřezů s podobným průběhem vnitřních sil. V případě proměnného průřezu se toto hledání komplikuje o další proměnnou. Vzhledem ke všem proměnným, mezi které můžeme zahrnout již zmíněný průběh vnitřních sil a proměnnou výšku průřezu, ale dále také fakt, že pro různé výšky průřezu se bude lišit třída stojiny a tedy i postup posouzení průřezu (stanovení efektivních ploch), bude v tomto posudku konzervativně sečteno využití ve dvou rozdílných

průřezech s maximálním využitím od normálové síly a od ohybového momentu. V souladu s normou ČSN EN 1993-1-1 se efektivní plocha stanoví pro průřez pouze v tlaku a průřezový modul se stanoví pro průřez pouze v ohybu. Prostá únosnost se posoudí dle vztahu 6.44 normy pro průřezy třídy 4:

$$\frac{N_{Ed}}{A_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{W_{eff,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{W_{eff,z} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} < 1.0$$

Vzhledem k malé velikosti ohybového momentu  $M_z$  se jeho vliv v posudku zanedbá. Jelikož je průřez symetrický, při zohlednění lokálního boulení pouze od osové síly nedojde k posunu těžiště a tedy ani ke vzniku přídavného momentu  $\Delta M_{y,Ed}$ . Finální vztah pro posouzení prosté únosnosti tedy bude ve tvaru:

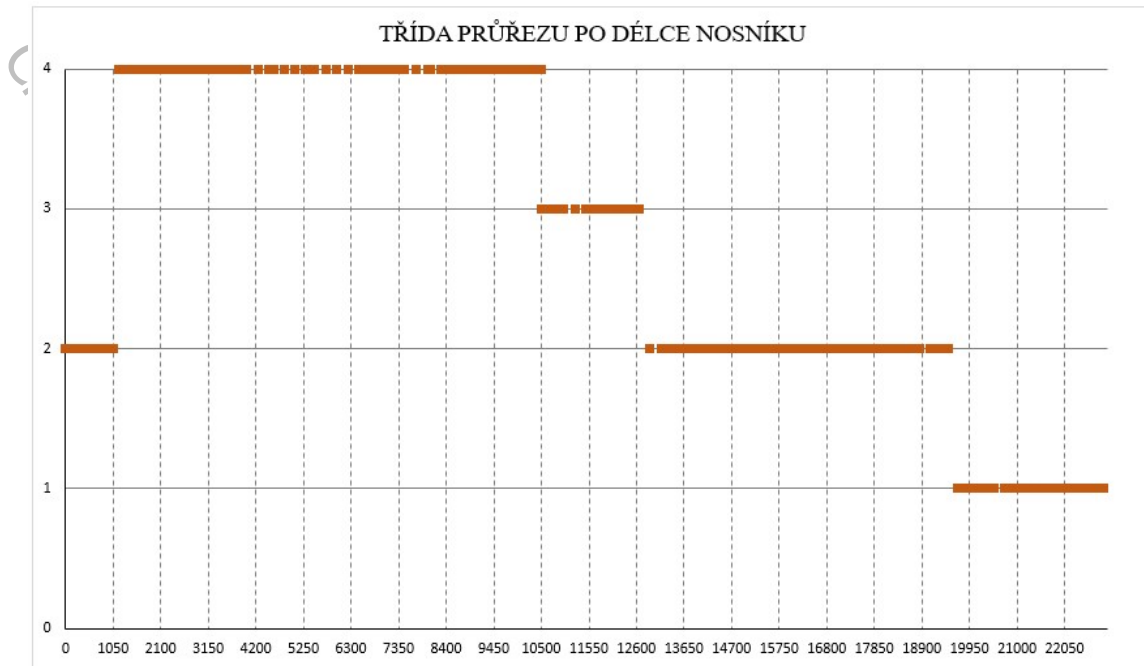
$$(1) \quad \frac{N_{Ed}}{A_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} < 1.0$$

Jak bylo řečeno a odůvodněno výše, posudek se provede pro největší poměr  $N_{Ed}/A_{eff}$  a největší poměr  $M_{y,Ed}/W_{eff,y}$ . Budou tedy konzervativně sčítána největší využití od jednotlivých vnitřních sil ve dvou různých průřezech. V prvním kroku posudku byl ve výpočetním modelu určen nejzatíženější nosník. Globální extrém normálové síly a ohybového momentu se ukázal být na stejném nosníku a ten tedy byl označen za nejzatíženější - rozhodující pro návrh. V následující tabulce jsou zobrazeny výsledky kombinací na daném nosníku s globálními extrémy jednotlivých vnitřních sil s uvedenými pořadnicemi průřezů (dx).

Jméno	dx [mm]	Stav	N [kN]	Vy [kN]	Vz [kN]	Mx [kNm]	My [kNm]	Mz [kNm]
B22	0	<b>MSÚ NC3</b>	<b>-148,51</b>	1,1	32,5	0	0	0
B22	5987,111-	MSÚ NC5	-11,47	33,36	20,16	-1,04	55,65	8,48
B22	6486,785-	MSÚ NC6	-18,53	-11,06	-29,73	0,11	11,5	5,81
B22	5987,111-	MSÚ NC6	-15,17	40,62	16,14	-1,03	27,25	11,14
B22	6226,035-	MSÚ NC1	-97,82	20,08	-69,95	-0,91	-106,44	2,81
B22	11914,838-	<b>MSÚ NC3</b>	<b>-94,33</b>	-3,03	40,92	0,16	<b>-143,76</b>	0,13
B22	5733,146-	MSÚ NC6	-16,6	40,53	15,41	-1,69	23,39	0,59
B22	7486,407+	MSÚ NC4	-81,96	-7,15	-20,2	0,91	-153,9	1,15
B22	8485,592-	<b>MSÚ NC3</b>	<b>-122,13</b>	-6,37	-2,91	0,43	<b>-247,58</b>	-2,89
B22	4002,620-	<b>MSÚ NC3</b>	<b>-137,04</b>	1,08	30,21	0,03	<b>124,27</b>	4,36
B22	5487,219-	MSÚ NC6	-69,54	-4,89	25,48	-1,39	19,58	-9,54
B22	5987,111+	MSÚ NC6	-16,2	-10,92	-31,47	-0,57	27,24	11,18

obr. 35: Tabulka globálních extrémů vnitřních sil na rozhodujícím nosníku

Z tabulky je patrné, že v nosníku vyvolává kombinace MSÚ NC3 největší vnitřní síly a bude proto pro návrh rozhodující. V dalším kroku byly z výpočetního modelu vyextrahovány výsledky z jednotlivých řezů nosníku, aby mohly pro jednotlivé řezy být určeny odpovídající třídy průřezu pro dané kombinace tlaku a ohybu. Proměnný průřez nosníku byl do výpočetního modelu zadán pomocí 4 polí, pro které byly určeny okrajové velikosti průřezu. V jednotlivých polích jsou pak konkrétní průřezy s danou pořadnicí určovány pomocí lineární interpolace mezi zadanými krajními průřezy. Toho bylo využito při určování výšky průřezu pro jednotlivé pořadnice (řezy), pro které byly určeny výsledné vnitřní síly. Jelikož jsou tloušťky pásnice a stojiny a šířka pásnice po délce prutu konstantní, plocha a moment setrvačnosti jsou funkcí výšky průřezu. V závislosti na výšce tedy byly určeny průřezové charakteristiky potřebné pro zatřídění průřezů třídy 3 a 4. Výsledky zatřídění průřezů jsou reprezentovány na grafu níže.



obr. 36: Graf zobrazující třídy průřezů po délce nosníku

Pro průřezy třídy 4 byla dále určena efektivní plocha průřezu pro průřez namáhaný pouze tlakem. Dále byl stanoven hledaný poměr  $N_{Ed}/A_{eff}$ . Tímto výpočtem bylo zjištěno, že maximální poměr  $N_{Ed}/A_{eff}$  odpovídá průřezu s pořadnicí  $dx = 1180.35 \text{ mm}$ . Dále bude uveden rozepsaný výpočet zatřídění průřezu a určení efektivní plochy průřezu.

Působící normálová síla v průřezu

$$N_{Ed} := 145.55 \text{ kN}$$

Výška průřezu určená lineární interpolací

$$h_I := 614.15 \text{ mm}$$

Odpovídající výška stojiny

$$h_w := h_I - 2 \cdot t_f = 584.15 \text{ mm}$$

Výška stojiny mezi krčnými svary (zvolená výška svaru  $a_{w0} := 5 \text{ mm}$ )

$$c_w := h_w - 2 \cdot a_{w0} = 574.15 \text{ mm}$$

Posun plastické neutrální osy vlivem normálové síly

$$z := \frac{N_{Ed}}{t_w \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} = 77.42 \text{ mm}$$



$$\alpha c_w := \frac{c_w + z}{2} = 325.8 \text{ mm}$$

$$\alpha := \frac{\alpha c_w}{c_w} = 0.567 > 0,5$$

Podmínka pro stojinu třídy 1

$$S235 \quad \varepsilon = 1 \quad \frac{c_w}{t_w} < \frac{396 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1}$$

$$\frac{c_w}{t_w} = 71.769 > \frac{396 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1} = 62.103$$

stojina **není** třídy 1

Podmínka pro stojinu třídy 2

$$\frac{c_w}{t_w} < \frac{456 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1}$$

$$\frac{c_w}{t_w} = 71.769 > \frac{456 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1} = 71.513$$

stojina **není** třídy 2

Podmínka pro stojinu třídy 3

ohybový moment v průřezu

$$M_{y.Ed} := 37.78 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

průřezové charakteristiky

$$A_I := 16673.2 \text{ mm}^2 \quad I_y := 1210064301 \text{ mm}^4$$

napětí v krajních vláknech stojiny

$$\sigma_c := -\frac{N_{Ed}}{A_I} - \frac{M_{y.Ed}}{I_y} \cdot \frac{c_w}{2} = -17.692 \text{ MPa}$$

$$\sigma_t := -\frac{N_{Ed}}{A_I} + \frac{M_{y.Ed}}{I_y} \cdot \frac{c_w}{2} = 0.233 \text{ MPa}$$

$$\psi := \frac{\sigma_t}{\sigma_c} = -0.013 > -1,0$$

podmínka

$$\frac{c_w}{t_w} < \frac{42 \cdot \varepsilon}{0.67 + 0.33 \cdot \psi}$$

$$\frac{c_w}{t_w} = 71.769 > \frac{42 \cdot \varepsilon}{0.67 + 0.33 \cdot \psi} = 63.096$$

stojina **není** třídy 3

Závěr

stojina **je** třídy 4

Účinný průřez (průřez pouze v tlaku):

$$\psi := 1$$

$$k_\sigma := 4$$

$$\lambda'_p := \frac{\frac{c_w}{t_w}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} = 1.264 > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \psi} = 0.673$$

$$\rho := \frac{\lambda'_p - 0.055 \cdot (3 + \psi)}{\lambda'^2_p} = 0.654$$

$$b_{eff} := \rho \cdot c_w = 375.282 \text{ mm}$$

$$b_{e1} := 0.5 \cdot b_{eff} = 187.641 \text{ mm}$$

$$b_{e2} := 0.5 \cdot b_{eff} = 187.641 \text{ mm}$$

$$A_{eff} := 2 \cdot b \cdot t_f + b_{e1} \cdot t_w + b_{e2} \cdot t_w = 15002.258 \text{ mm}^2$$

Obdobně bude zatříděn průřez s největším poměrem  $M_{y,Ed} / W_{eff,y}$ , kterému odpovídá pořadnice  $dx = 8966.38 \text{ mm}$ .

Působící normálová síla v průřezu

$$N_{Ed} := 116.23 \text{ kN}$$

Výška průřezu určená lineární interpolací

$$h_2 := 930.08 \text{ mm}$$

Odpovídající výška stojiny

$$h_{w2} := h_2 - 2 \cdot t_f = 900.08 \text{ mm}$$

Výška stojiny mezi krčnými svary (zvolená výška svaru  $a_{w0} := 5 \text{ mm}$ )

$$c_{w2} := h_{w2} - 2 \cdot a_{w0} = 890.08 \text{ mm}$$

Posun plastické neutrální osy vlivem normálové síly

$$z := \frac{N_{Ed}}{t_w \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} = 61.824 \text{ mm}$$

$$\alpha c_{w2} := \frac{c_{w2} + z}{2} = 476 \text{ mm}$$

$$\alpha := \frac{\alpha c_{w2}}{c_{w2}} = 0.535 > 0,5$$

Podmínka pro stojinu třídy 1

$$S235 \quad \varepsilon = 1$$

$$\frac{c_{w2}}{t_w} < \frac{396 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1}$$

$$\frac{c_{w2}}{t_w} = 111.26 > \frac{396 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1} = 66.538$$

stojina **není** třídy 1

Podmínka pro stojinu třídy 2

$$\frac{c_w}{t_w} < \frac{456 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1}$$

$$\frac{c_{w2}}{t_w} = 111.26 > \frac{456 \cdot \varepsilon}{13 \alpha - 1} = 76.62$$

stojina **není** třídy 2

Podmínka pro stojinu třídy 3

ohybový moment v průřezu

$$M_{y.Ed} := 242.78 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

průřezové charakteristiky

$$A_2 := 19200.6 \text{ mm}^2 \quad I_y := 2998459317 \text{ mm}^4$$

napětí v krajních vláknech stojiny

$$\sigma_c := -\frac{N_{Ed}}{A_2} - \frac{M_{y.Ed}}{I_y} \cdot \frac{c_{w2}}{2} = -42.088 \text{ MPa}$$

$$\sigma_t := -\frac{N_{Ed}}{A_2} + \frac{M_{y.Ed}}{I_y} \cdot \frac{c_{w2}}{2} = 29.981 \text{ MPa}$$

$$\psi := \frac{\sigma_t}{\sigma_c} = -0.712 > -1,0$$

podmínka

$$\frac{c_{w2}}{t_w} < \frac{42 \cdot \varepsilon}{0.67 + 0.33 \cdot \psi}$$

$$\frac{c_{w2}}{t_w} = 111.26 > \frac{42 \cdot \varepsilon}{0.67 + 0.33 \cdot \psi} = 96.568$$

stojina **není** třídy 3

Závěr

stojina je třídy 4

Účinný průřez (pouze ohyb):

první krok iterace

$$b_{t0} := \frac{c_{w2}}{2} = 445.04 \text{ mm} \quad b_{c0} := c_{w2} - b_{t0} = 445.04 \text{ mm}$$

$$\psi_0 := \frac{-b_{t0}}{b_{c0}} = -1$$

$$k_{\sigma} := 7.81 - 6.29 \psi_0 + 9.78 \psi_0^2 = 23.9$$

$$\lambda_{\rho} := \frac{c_{w2}}{28.4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma}}} = 0.802 < 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \psi_0} = 0.874$$

$$\rho := 1.0$$

stojina pro průřez jen v ohybu neboují (iterace není nutná)

$$b_{eff0} := b_{e0} \cdot \rho = 445.04 \text{ mm} \quad I_{eff,y} := I_y = 2998459317 \text{ mm}^4$$

$$W_{eff,y} := \frac{I_{eff,y}}{0.5 \cdot h_2} = 6447744.962 \text{ mm}^3$$

Návrhové vnitřní síly

$$N_{Ed} := 145.55 \text{ kN}$$

$$M_{y,Ed} := 242.78 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Návrhové průřezové charakteristiky

$$A_{eff} = 15002.258 \text{ mm}^2$$

$$W_{eff,y} = 6447744.962 \text{ mm}^3$$

Posouzení prosté únosnosti

$$\frac{N_{Ed}}{A_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} = 0.202$$

**VYHOVUJE**

V dalším kroku posudku bude posouzena vzpěrná únosnost průřezu pomocí obecné metody pro vzpěr z roviny a klopení konstrukčních částí podle výrazu:

$$(2) \quad \frac{N_{Ed}}{\chi \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} + \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{MI}}} < 1.0$$

Vliv interakce tlaku a ohybu je zahrnut v analýze druhým řádem. Výsledný součinitel  $\chi$  je součinitel vzpěrnosti v tlaku pro vzpěr z roviny, který bude stanoven pomocí numerického modelu.

Členy  $N_{Rk}$  a  $M_{y,Rk}$  se stejně jako v předchozím kroku určí pro účinné průřezové charakteristiky:

$$N_{Rk} := A_{eff} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 3525.531 \text{ kN} \qquad M_{y,Rk} := W_{eff,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 1515.22 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Součinitele vzpěrnosti:

Komplikovaným bodem posudku se ukázalo být určování součinitelů vzpěrnosti (resp. vzpěrných délek a kritických sil) pro nosník se zakřivenou střednicí. V případě součinitelů  $\chi_z$  a  $\chi_{LT}$  se pro jejich stanovení využije numerický model, ze kterého se stanoví kritické síly. Hlavní komplikací zůstává stanovení součinitele  $\chi_y$ . V prvním kroku bude ověřen vliv prutových imperfekcí na průběh ohybového momentu. Bude-li tento vliv zanedbatelný, můžeme prohlásit, že vliv vzpěru je zahrnut v analýze II. řádem a součinitel  $\chi_y$  lze tedy uvažovat roven 1,0.

Nejprve bude určena imperfekce ve tvaru počátečního prohnutí prutu  $e_0/L$  z tabulky

Křivka vzpěrné pevnosti podle tabulky 6.1	pružnostní analýza	plasticitní analýza
	$e_0/L$	
a <sub>0</sub>	1/350	1/300
a	1/300	1/250
<b>b</b>	<b>1/250</b>	1/200
c	1/200	1/150
d	1/150	1/100

obr. 37: Tabulka počátečních imperfekcí na prutu pro různé křivky vzpěrnosti

Průřez je svařovaný tvar I, kterému odpovídá křivka vzpěrnosti **b**.

$$L := 23 \text{ m} \qquad e_0 := \frac{L}{250} = 92 \text{ mm}$$

Výsledný moment uprostřed délky nosníku

$$M_{Ed,0.5L} := 160.8 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Výsledná normálová síla uprostřed délky nosníku

$$N_{Ed,0.5L} := 96.52 \text{ kN}$$

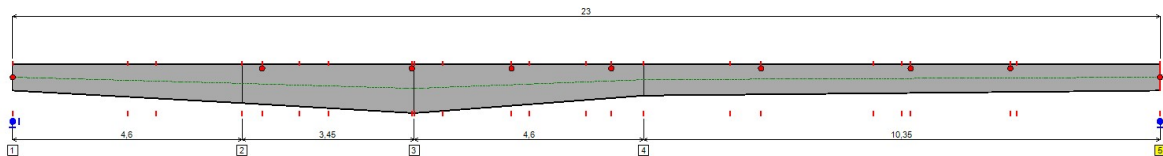
Příspěvek k momentu od vlivu imperfekcí

$$\Delta M_{y,Ed0} := e_0 \cdot N_{Ed,0.5L} = 8.88 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\frac{\Delta M_{y,Ed0}}{M_{Ed,0.5L}} = 0.055$$

Příspěvek k momentu od vlivu imperfekcí činí 5% k původnímu momentu. Tento vliv bude zanedbán z výše zmíněných důvodů a průřez bude navržen s dostatečnou rezervou, která tento vliv pokryje. Ve výpočtu tedy bude uvažováno s  $\chi_y := 1.0$

Dále budou pomocí numerického modelu určeny kritické vnitřní síly  $N_{cr}$  a  $M_{cr}$  pro stanovení součinitelů vzpěrnosti  $\chi_z$  a  $\chi_{LT}$ . Numerický model bude využit i pro stanovení  $\chi_z$ , jelikož tak lze zohlednit výstřednost podpor, které nosník podpírají v příčném směru a budou umístěny při horním povrchu nosníku. V softwaru bude zadán nosník jako přímý o celkové délce zakřiveného nosníku (viz obrázek níže). Dále budou zadány vnitřní síly a příčné podpory.



obr. 38: Zadaná geometrie nosníku pro numerické stanovení kritických sil

Results

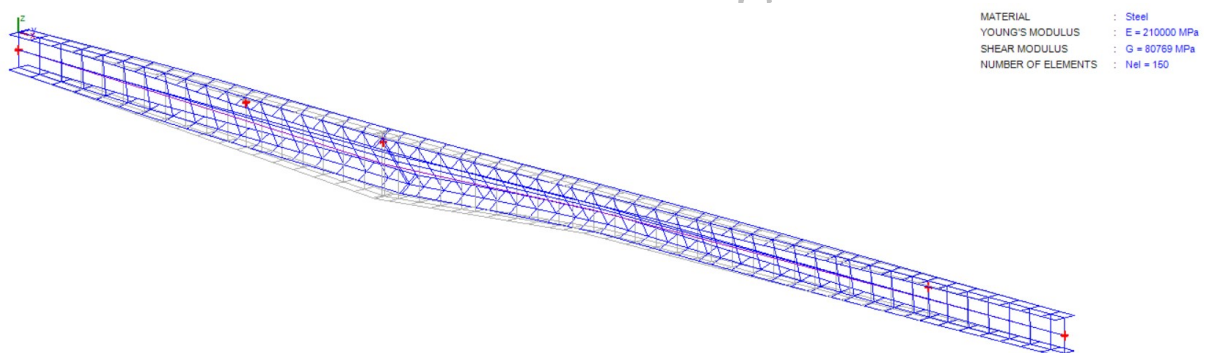
LTB Modes

Number of modes  Block a diagram  M Blocked  N Blocked

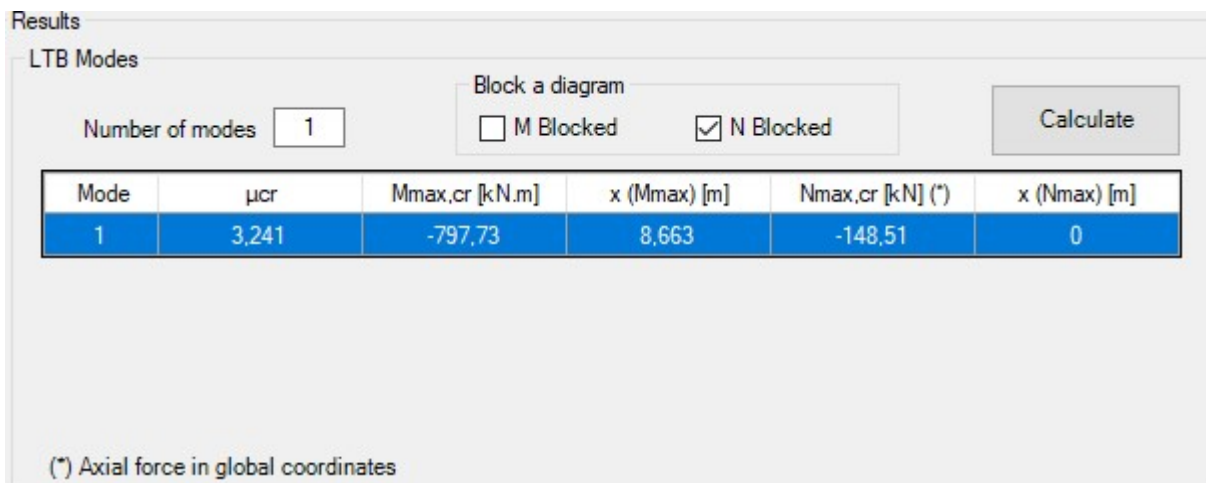
Mode	$\mu_{cr}$	$M_{max,cr}$ [kN.m]	x (Mmax) [m]	$N_{max,cr}$ [kN] (*)	x (Nmax) [m]
1	16.13	-246.16	8.663	-2395.6	0

(\*) Axial force in global coordinates

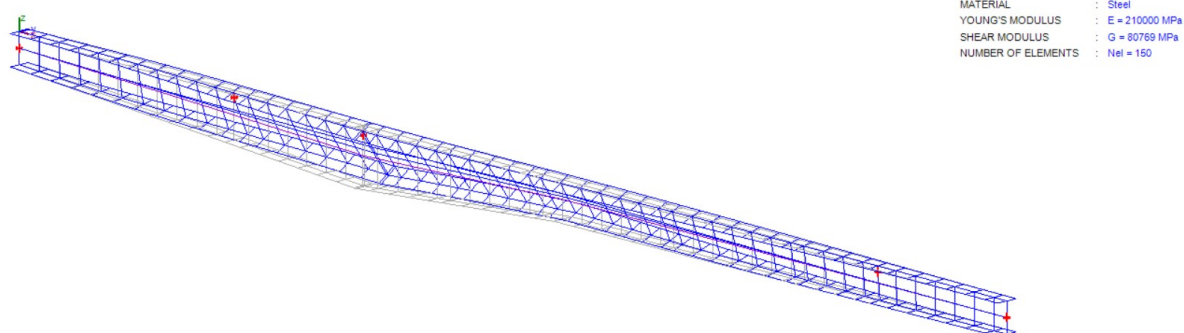
obr. 39: Výsledek numerické analýzy pro prostorové vybočení od normálové síly (stanovení  $N_{cr}$ )



obr. 40: Tvar prostorového vybočení vlivem normálové síly



obr. 41: Výsledek numerické analýzy pro prostorové vybočení od ohybového momentu (stanovení  $M_{cr}$ )



obr. 42: Tvar prostorového vybočení vlivem ohybového momentu

Z výše uvedených výsledků nebudou použity přímo hodnoty kritických sil, ale součinitele  $\mu_{cr}$ , kterými se přenásobí návrhová zatížení pro získání kritických sil v požadovaných průřezech (celý protokol výpočtu viz příloha 1 a 2). Výsledné hodnoty  $\mu_{cr}$  tedy jsou:

$$\mu_{cr,N} := 16.13 \quad \text{pro kritickou normálovou sílu } N_{cr}$$

$$\mu_{cr,M} := 3.24 \quad \text{pro kritický ohybový moment } M_{cr}$$

součinitel  $\chi_z$

křivka vzpěrnosti a součinitel imperfekce

$$\text{svařovaný průřez} \Rightarrow t_f < 40 \text{ mm} \Rightarrow \text{vybočení } k \text{ z-z} \Rightarrow \text{křivka c}$$

$$\alpha := 0.49$$



poměrná štíhlost

$$N_{cr} := N_{Ed} \cdot \mu_{cr,N} = 2347.722 \text{ kN}$$

$$\lambda'_z := \sqrt{\frac{A_{eff} \cdot f_y}{N_{cr}}} = 1.225 > 0,2$$

součinitel vzpěrnosti

$$\phi := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_z - 0.2) + \lambda'^2_z) = 1.502$$

$$\chi_z := \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 + \lambda'^2_z}} = 0.291 < 1,0$$

součinitel  $\chi_{LT}$

křivka vzpěrnosti a součinitel imperfekce

$$\text{svarovaný průřez} \Rightarrow \frac{h_2}{b} = 2.325 > 2,0 \Rightarrow \text{křivka d}$$

$$\alpha_{LT} := 0.76$$

poměrná štíhlost

$$M_{cr} := M_{y,Ed} \cdot \mu_{cr,M} = 786.607 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\lambda'_{LT} := \sqrt{\frac{W_{eff,y} \cdot f_y}{M_{cr}}} = 1.388 > 0,2$$

součinitel vzpěrnosti

$$\phi_{LT} := 0.5 \cdot (1 + \alpha_{LT} \cdot (\lambda'_{LT} - 0.2) + \lambda'^2_{LT}) = 1.915$$

$$\chi_{LT} := \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 + \lambda'^2_{LT}}} = 0.234 < 1,0$$

Posouzení vzpěrné únosnosti:

$$\chi := \chi_z = 0.291$$

$$(2) \quad \frac{N_{Ed}}{\chi \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} + \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{MI}}} = 0.828 < 1,0 \quad \text{VYHOVUJE}$$

Posouzení MSP:

Průhyb na nosníku bez vlivu globálních posunů se omezí hodnotou  $L/250$

$$L := 23000 \text{ mm} \quad \delta_{lim} := \frac{L}{250} = 92 \text{ mm} \quad > \quad \delta := 9.9 \text{ mm}$$

**VYHOVUJE**

Created with PTC Mathcad Express. See [www.mathcad.com](http://www.mathcad.com) for more information.

### 3.2 Tlačený prstenec

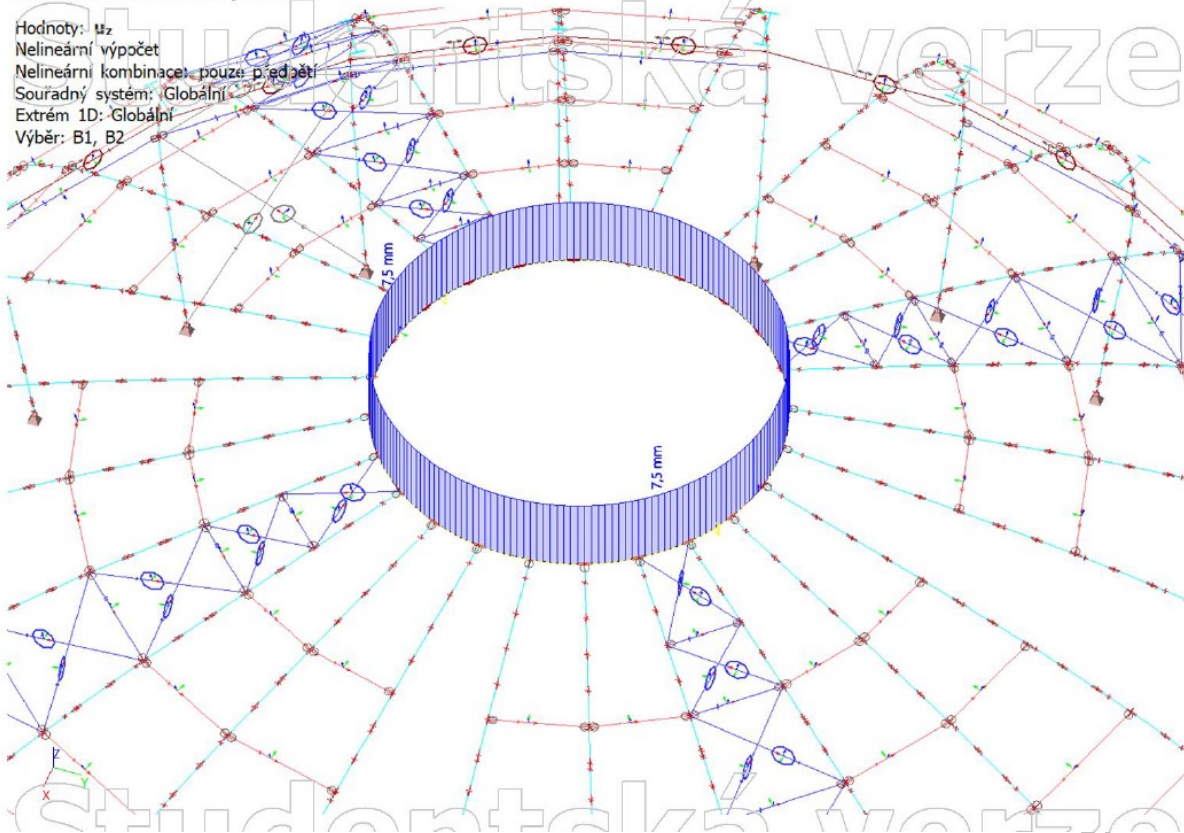
Tlačený prstenec bude navržen jako uzavřený průřez (svařenec) ze dvou profilů UPE. Pro správné posouzení je stěžejní zejména určení součinitele vzpěrnosti při vybočení kolmo k ose y. Tlačený prstenec se pro vybočení kolmo k ose y uvažuje jako nosník na pružných podporách. Pro stanovení součinitele vzpěrnosti nejprve musíme stanovit štíhlost. Tu vypočteme pomocí následujícího vzorce:

$$\lambda'_{y'} = \sqrt{\frac{f_y}{\frac{\gamma_{M0}}{\sigma_{cr,s}}}}$$

Kde  $\sigma_{cr,s}$  je kritické napětí při ztrátě stability závislé na tuhosti pružných podpor. Tuhost podpor se stanoví z výpočetního modelu. Na tlačený prstenec bude zadáno jednotkové svislé liniové zatížení (1 kN/m). Pro toto zatížení je pak potřeba stanovit svislý posun pro určení tuhosti. Výpočet je zkomplikovaný vzhledem k tomu, že v modelu je aplikováno předpětí táhly. Svislý posun od jednotkové síly se tedy musí stanovit jako rozdíl mezi svislým posunem pouze od předpětí a svislým posunem od předpětí a jednotkového zatížení. Výsledné posuny jsou zobrazeny na obrázcích níže.

#### NÁVRH: svařenec dvou profilů UPE 270

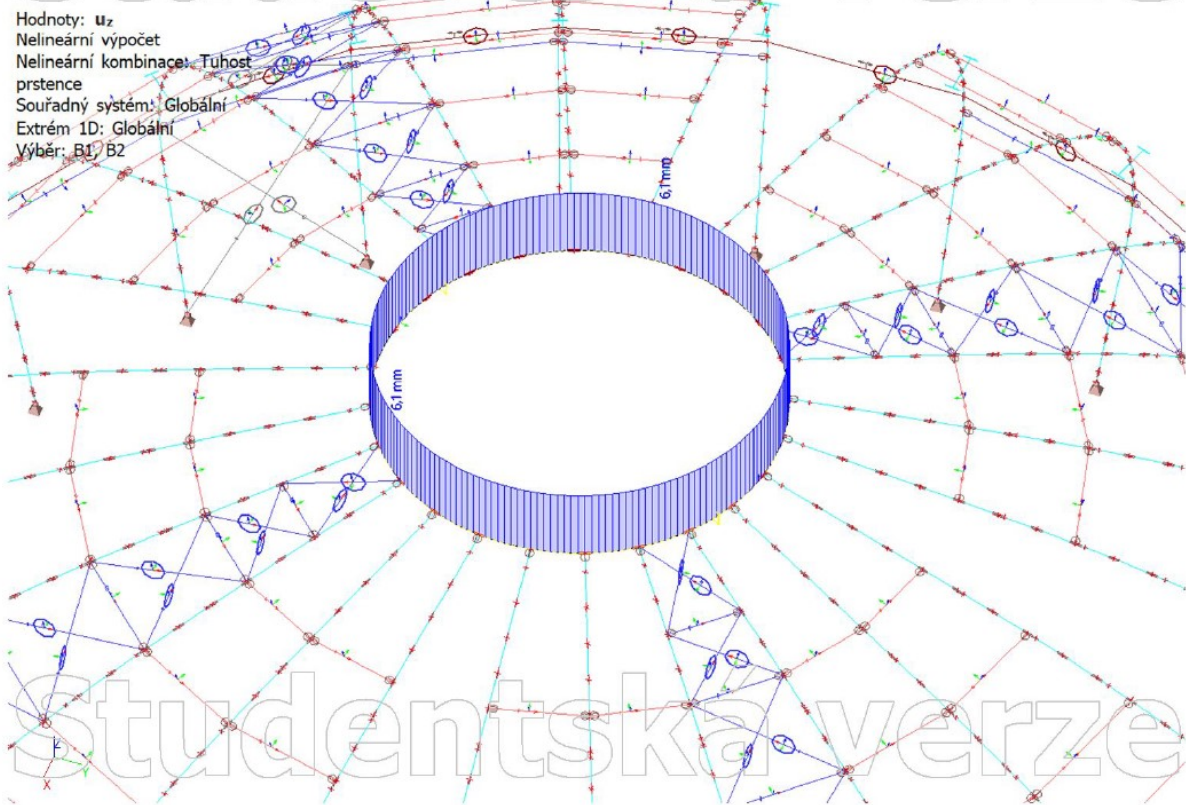
##### 1. 1D deformace; $u_z$



obr. 43: Svislý posun pouze od předpětí

$$u_{z,\text{předp}} := 7.5 \text{ mm}$$

## 2. 1D deformace; $u_z$



obr. 44: Svislý posun od jednotkového zatížení a předpětí

$$u_{z,jedn} := 6.1 \text{ mm}$$

Výsledný svislý posun od jednotkového zatížení:

$$\delta := u_{z,předp} - u_{z,jedn} = 1.4 \text{ mm}$$

Výsledná tuhost liniové podpory tlačенého prstence se tedy určí ze vztahu:

$$K := \frac{1 \frac{\text{kN}}{\text{m}}}{\delta} = 714.286 \frac{\text{N}}{\text{mm}} \cdot \frac{1}{\text{m}}$$

Kritické napětí se určí ze vztahu:

$$\sigma_{cr.s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_y}}{A}$$

2x UPE 270

$$A := 8968 \text{ mm}^2$$

$$E := 210 \text{ GPa}$$

$$I_y := 10510 \cdot 10^4 \text{ mm}^4$$

$$\sigma_{cr.s} := \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_y}}{A} = 885.485 \text{ MPa}$$

Dále se stanoví poměrná štíhlost  $\lambda'_y$ :

$$\lambda'_y := \sqrt{\frac{f_y}{\frac{\gamma_{M0}}{\sigma_{cr.s}}}} = 0.515$$

a součinitel imperfekce:

$$b := 190 \text{ mm} \quad t_f := 13.5 \text{ mm} \quad h := 270 \text{ mm} \quad t_w := 7.5 \text{ mm}$$

$$\frac{b}{t_f} = 14.074 < 30 \quad \Rightarrow \quad \text{křivka c} \quad \Rightarrow \quad \alpha := 0.49$$

součinitel vzpěrnosti  $\chi_y$

$$\phi := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_y - 0.2) + \lambda'^2_y) = 0.71$$

$$\chi_y := \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda'^2_y}} = 0.834$$

Dále se stanoví součinitel vzpěrnosti pro vybočení kolmo k ose z. Pro výpočet bude uvažováno se vzpěrou délkou, která bude rovna vzdálenosti dvou sousedních styčniců tláčeného prstence a hlavního nosníku. Tedy:

$$L_{cr.z} := \frac{31880 \text{ mm}}{24} = 1328 \text{ mm}$$

UPE 270

$$y_s := 28.9 \text{ mm} \quad b := 95 \text{ mm}$$

$$A_{UPE} := 4484 \text{ mm}^2 \quad I_{z,UPE} := 401 \cdot 10^4 \text{ mm}^4$$

2x UPE 270

$$I_z := 2 \cdot I_{z,UPE} + 2 \cdot A_{UPE} \cdot (b - y_s)^2 = 47203075.28 \text{ mm}^4$$

$$N_{cr.z} := \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I_z}{L_{cr.z}^2} = 55446.6 \text{ kN}$$

poměrná štíhlost  $\lambda'_z$

$$\lambda'_z := \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr,z}}} = 0.195$$

součinitel vzpěrnosti  $\chi_z$

$$\phi := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_z - 0.2) + \lambda'^2_z) = 0.518$$

$$\chi_z := \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda'^2_z}} = 1.003 > 1.0 \Rightarrow \chi_z := 1.0$$

Posouzení vzpěrné únosnosti

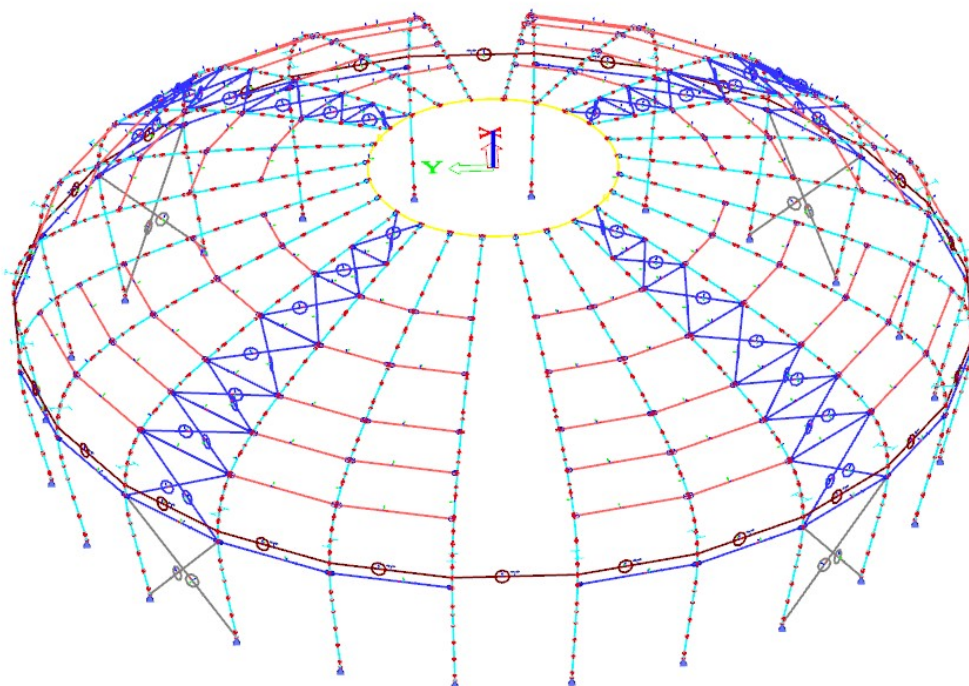
$$\chi := \min(\chi_y, \chi_z) = 0.834$$

$$N_{b,Rd} := \frac{\chi \cdot A \cdot f_y}{\gamma_{MI}} = 1758.64 \text{ kN} > N_{Ed} := 295.8 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

Tento návrh tlačeneho prstence je velmi konzervativní. Dimenzi prstence by však bylo možné řádně optimalizovat až po návrhu konstrukce lucerny a zavedení příslušných skutečných zatížení vyplývajících z tohoto návrhu. Konstrukce lucerny nebude v této práci řešena, a proto bude návrh ponechán v současné podobě jako předběžný.

### 3.3 Návrh prvků ztužidel

Prvky ztužidel budou navrženy z uzavřených profilů. Svislice ztužidla budou navazovat na vaznice a jejich dimenze budou shodné s vaznicemi, které jsou navrženy pro stěny (uzavřené obdélníkové profily). Diagonály ztužidel budou navrženy z trubek tak, aby bylo možné počítat s jejich schopností přenášet tlakové namáhání. Z výsledků globální analýzy vyplývá, že velikost normálové síly se skokově mění mezi polem v téměř svislé rovině (na obrázku diagonály označeny šedě) a polem, kde ztužidlo přechází do střešní roviny (na obrázku tmavě modře). Z tohoto důvodu se na obrázku šedě označené diagonály navrhnou větší dimenze než diagonály označené tmavě modře.



obr. 45: výpočetní model s barevným rozlišením dle průřezů

Pro přehlednost textu budou diagonály, které jsou na obrázku zbarveny šedě označovány jako stěnové a tmavě modré jako střešní.

*pozn.: Na obrázku jsou stejnou barvou označeny stěnové vaznice a střešní diagonály. Jedná se o omezení softwaru s limitovanou škálou barev pro rozlišení profilů. Diagonály a vaznice nejsou navrženy ze stejných profilů.*

#### Stěnové diagonály

Uvažujeme, že diagonály se ve svém průřezu nemíjí. Aby se prvky míjely se dá zpravidla dosáhnout spíše u tyčových prvků malých průměrů, u kterých není předpoklad přenosu tlakové síly, jelikož stačí pouze jejich malé vyosení z roviny, aby se v křížení diagonály minuly. Výhodou tohoto řešení by bylo snížení počtu detailů. U trubkových diagonál využijeme jejich umístění v jedné rovině. Za předpokladu správného návrhu detailu jejich křížení tak, aby styčnick spolehlivě přenášel veškeré tahové i tlakové síly z jednotlivých polovin diagonál, lze uvažovat, že pro případ, kdy ve stejném poli je jedna diagonála tlačena a druhá tažena, tažená diagonála stabilizuje diagonálu tlačenu a zkracuje tak její vzpěrnou délku podle vztahu:

$$L_{cr1} = L \cdot \sqrt{1 - 0.75 \cdot \left| \frac{N_t}{N_c} \right|}$$

Ze vztahu je patrné, že nejmenší poměr tahové a tlakové síly povede k největší vzpěrné délce tlačeního prutu. Nutně by však v takovém případě nemusela tato kombinace vést k nejnepríznivějšímu výsledku. V následující tabulce jsou vypsané výsledné normálové síly v diagonálách pro rozhodující pole ztužidla:

KOMBINACE	N <sub>c</sub> [kN]	N <sub>t</sub> [kN]	N <sub>t</sub> /N <sub>c</sub>   [-]	L <sub>cr</sub> mm
MSÚ NC1	-7,72	-1,53	0	7350
MSÚ NC2	-53,48	47,5	0,89	4246,9
MSÚ NC3	-46,14	35,62	0,77	4769,0
MSÚ NC4	-90,13	82,91	0,92	4092,8
MSÚ NC5	-77,99	76,22	0,98	3798,0
MSÚ NC6	-95,4	93,03	0,98	3809,5
MSÚ NC7	-72,85	74,75	1,03	3528,3

obr. 46: tabulka výsledků normálových sil a výsledných vzpěrných délek pro jednotlivé kombinace

kde délka ztužidla  $L := 7350 \text{ mm}$

Zvýrazněny jsou kombinace, které budou posuzovány. Pro kombinaci MSÚ NC6 v diagonále vychází největší tlaková síla, pro kombinaci MSÚ NC4 je tato síla sice nižší, ale výsledná vzpěrná délka je větší. V dalším kroku bude popsáno posouzení diagonály.

MSÚ NC6

$$N_{t1} := 93.03 \text{ kN}$$

$$N_{c1} := -95.4 \text{ kN}$$

$$N_{Ed1} := |N_{c1}| = 95.4 \text{ kN}$$

MSÚ NC4

$$N_{t2} := 82.91 \text{ kN}$$

$$N_{c2} := -90.13 \text{ kN}$$

$$N_{Ed2} := |N_{c2}| = 90.13 \text{ kN}$$

**NÁVRH: TR 101,6x4,0**

$$A := 1.226 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$I := 1.4628 \cdot 10^{-6} \text{ m}^4$$

$$E := 210 \text{ GPa} \quad f_y := 235 \text{ MPa}$$

$$L_{cr1} := L \cdot \sqrt{1 - 0.75 \cdot \left| \frac{N_{t1}}{N_{c1}} \right|} = 3.809 \text{ m}$$

$$L_{cr2} := L \cdot \sqrt{1 - 0.75 \cdot \left| \frac{N_{t2}}{N_{c2}} \right|} = 4.093 \text{ m}$$

$$N_{cr1} := \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I}{L_{cr1}^2} = 208.916 \text{ kN}$$

$$N_{cr2} := \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I}{L_{cr2}^2} = 180.99 \text{ kN}$$



$$\lambda'_1 := \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr1}}} = 1.174$$

$$\lambda'_2 := \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr2}}} = 1.262$$

křivka vzpěrnosti

duť průřezy => tvarované za studena => **křivka c** =>  $\alpha := 0.49$

$$\phi_1 := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_1 - 0.2) + \lambda'^2_1) = 1.428$$

$$\phi_2 := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_2 - 0.2) + \lambda'^2_2) = 1.556$$

$$\chi_1 := \frac{1}{\phi_1 + \sqrt{\phi_1^2 - \lambda'^2_1}} = 0.446$$

$$\chi_2 := \frac{1}{\phi_2 + \sqrt{\phi_2^2 - \lambda'^2_2}} = 0.405$$

$$N_{b,Rd1} := \chi_1 \cdot \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = 128.554 \text{ kN}$$

$$N_{b,Rd2} := \chi_2 \cdot \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = 116.797 \text{ kN}$$

$$\frac{N_{Ed1}}{N_{b,Rd1}} = 0.742 < 1,0$$

**VYHOVUJE**

$$\frac{N_{Ed2}}{N_{b,Rd2}} = 0.772 < 1,0$$

**VYHOVUJE**

### Střešní diagonály

Obdobným způsobem se posoudí diagonály střešní. V následujících tabulkách jsou vypsány výsledky normálových sil pro diagonálu o délce  $L = 5770 \text{ mm}$  v poli, které navazuje na stěnové diagonály a diagonálu o délce  $L = 2980 \text{ mm}$  v poli nejbližší středu kruhového půdorysu.

KOMBINACE	N_c [kN]	N_t [kN]	N_t/N_c  [-]	L_cr mm
MSÚ NC1	-2,5	-0,81	0,00	5770
MSÚ NC2	-2,48	-0,33	0,00	5770
MSÚ NC3	-7,45	6,63	0,89	3327,4
MSÚ NC4	-5,14	4,53	0,88	3359,5
MSÚ NC5	-3,39	1,45	0,43	4755,3
MSÚ NC6	-0,85	0,06	0,07	5615,2
MSÚ NC7	-2,86	2,29	0,80	3646,9

obr. 47: tabulka výsledků normálových sil a výsledných vzpěrných délek pro jednotlivé kombinace diagonály o délce  $L = 5770 \text{ mm}$

KOMBINACE	N <sub>c</sub> [kN]	N <sub>t</sub> [kN]	N <sub>t</sub> /N <sub>c</sub>   [-]	L <sub>cr</sub> mm
MSÚ NC1	-5,74	-4,82	0	2980
MSÚ NC2	-15,05	8,73	0,58	2239,9
MSÚ NC3	-14,44	4,99	0,35	2564,9
MSÚ NC4	-23,31	18,15	0,78	1922,1
MSÚ NC5	-18,49	17,94	0,97	1555,1
MSÚ NC6	-22,38	22,45	1,00	1483,0
MSÚ NC7	-15,66	19,16	1,00	1490

obr. 48: tabulka výsledků normálových sil a výsledných vzpěrných délek pro jednotlivé kombinace diagonály o délce  $L = 2980$  mm

Vzhledem k malým normálovým silám působícím v delší diagonále se posouzení provede pouze pro diagonálu kratší. Posuzované kombinace budou MSÚ NC3 a MSÚ NC4:

$$L := 2980 \text{ mm}$$

MSÚ NC3

$$N_{t1} := 4.99 \text{ kN}$$

$$N_{c1} := -14.44 \text{ kN}$$

$$N_{Ed1} := |N_{c1}| = 14.44 \text{ kN}$$

MSÚ NC4

$$N_{t2} := 18.15 \text{ kN}$$

$$N_{c2} := -23.31 \text{ kN}$$

$$N_{Ed2} := |N_{c2}| = 23.31 \text{ kN}$$

**NÁVRH: TR 76,1x3,0**

$$A := 6.89 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$$

$$I := 4.61 \cdot 10^{-7} \text{ m}^4$$

$$E := 210 \text{ GPa} \quad f_y := 235 \text{ MPa}$$

$$L_{cr1} := L \cdot \sqrt{1 - 0.75 \cdot \left| \frac{N_{t1}}{N_{c1}} \right|} = 2.565 \text{ m}$$

$$L_{cr2} := L \cdot \sqrt{1 - 0.75 \cdot \left| \frac{N_{t2}}{N_{c2}} \right|} = 1.922 \text{ m}$$

$$\lambda'_1 := \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr1}}} = 1.056$$

$$N_{cr1} := \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I}{L_{cr1}^2} = 145.235 \text{ kN}$$

$$N_{cr2} := \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I}{L_{cr2}^2} = 258.625 \text{ kN}$$

$$\lambda'_2 := \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr2}}} = 0.791$$

křivka vzpěrnosti

duté průřezy => tvarované za studena => **křivka c** =>  $\alpha := 0.49$

$$\phi_1 := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_1 - 0.2) + \lambda'^2_1) = 1.267$$

$$\phi_2 := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_2 - 0.2) + \lambda'^2_2) = 0.958$$

$$\chi_1 := \frac{1}{\phi_1 + \sqrt{\phi_1^2 - \lambda'^2_1}} = 0.508$$

$$\chi_2 := \frac{1}{\phi_2 + \sqrt{\phi_2^2 - \lambda'^2_2}} = 0.668$$

$$N_{b,Rd1} := \chi_1 \cdot \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = 82.29 \text{ kN}$$

$$N_{b,Rd2} := \chi_2 \cdot \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = 108.104 \text{ kN}$$

$$\frac{N_{Ed1}}{N_{b,Rd1}} = 0.175 < 1,0$$

VYHOVUJE

$$\frac{N_{Ed2}}{N_{b,Rd2}} = 0.216 < 1,0$$

VYHOVUJE

### Svislice

Svislice ztužidel jsou prvky namáhané kombinací tlakové síly a ohybového momentu. Je tedy nutné prvek posoudit na vzpěrnou únosnost s vlivem interakce normálové síly a ohybu. Průřez je zároveň navržen jako uzavřený obdélníkový profil a jako takový není náchylný ke ztrátě stability klopením. Součinitel vzpěrnosti klopením tedy bude uvažován  $\chi_{LT} := 1.0$ .

$$L := 4440 \text{ mm}$$

$$N_{Ed} := 5.84 \text{ kN}$$

$$M_{y,Ed} := 2.29 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{z,Ed} := 1.52 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

NÁVRH: JÄ 140x70x5,0

třída průřezu 1

$$A := 1.936 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$I_y := 4.7148 \cdot 10^{-6} \text{ m}^4$$

$$I_z := 1.587 \cdot 10^{-6} \text{ m}^4$$

$$W_{pl,y} := 8.505 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$$

$$W_{pl,z} := 5.231 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$$

$$E := 210 \text{ GPa}$$

$$f_y := 235 \text{ MPa}$$

součinitele vzpěrnosti

součinitel  $\chi_y$

$$L_{cr,y} := L = 4440 \text{ mm}$$

$$N_{cr,y} := \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I_y}{L_{cr,y}^2} = 495.697 \text{ kN}$$

$$\lambda'_y := \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr,y}}} = 0.958$$

duté průřezy => tvarované za studena => křivka c =>  $\alpha := 0.49$

$$\phi_y := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_y - 0.2) + \lambda'^2_y) = 1.145$$

$$\chi_y := \frac{1}{\phi_y + \sqrt{\phi_y^2 - \lambda'^2_y}} = 0.565$$

součinitel  $\chi_z$

$$L_{cr,z} := L = 4440 \text{ mm}$$

$$N_{cr,z} := \pi^2 \cdot \frac{E \cdot I_z}{L_{cr,z}^2} = 166.851 \text{ kN}$$

$$\lambda'_z := \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr,z}}} = 1.651$$

duté průřezy => tvarované za studena => **křivka c** =>  $\alpha := 0.49$

$$\phi_z := 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda'_z - 0.2) + \lambda'^2_z) = 2.219$$

$$\chi_z := \frac{1}{\phi_z + \sqrt{\phi_z^2 - \lambda'^2_z}} = 0.27$$

Prvek bude posouzen dle následujících vztahů normy:

*prostá únosnost*

$$(1) \quad \frac{N_{Ed}}{A \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{y,Ed}}{W_{pl,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{z,Ed}}{W_{pl,z} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} < 1.0$$

*vzpěrná únosnost*

$$(2) \quad \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yz} \cdot \frac{M_{z,Ed}}{\frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} < 1.0$$

$$(3) \quad \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zz} \cdot \frac{M_{z,Ed}}{\frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} < 1.0$$

$$N_{Rk} := A \cdot f_y = 454.96 \text{ kN} \quad M_{y,Rk} := W_{pl,y} \cdot f_y = 19.987 \text{ kN} \cdot \text{m} \quad M_{z,Rk} := W_{pl,z} \cdot f_y = 12.293 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Interakční součinitele se stanoví dle přílohy B normy ČSN EN 1993-1-1 (metoda 2) pro průřezy, které nejsou náchylné ke zkroucení.

Interakční součinitele

$$k_{yy} = C_{my} \cdot \left( 1 + (\lambda'_y - 0.2) \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right) < C_{my} \cdot \left( 1 + 0.8 \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right)$$

$$k_{zz} = C_{mz} \cdot \left( 1 + (\lambda'_z - 0.2) \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right) < C_{mz} \cdot \left( 1 + 0.8 \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right)$$

$$k_{yz} = 0.6 k_{zz}$$

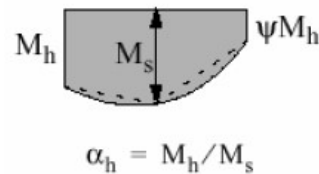
$$k_{zy} = 0.6 k_{yy}$$

součinitele ekvivalentního momentu

součinitel  $C_{my}$

schéma průběhu ohybového momentu

$$\alpha_h := 0$$

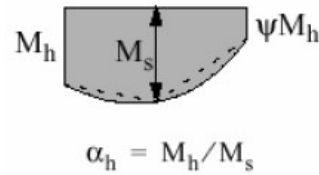


rovnorné zatížení =>  $C_{my} := 0.95 + 0.05 \alpha_h = 0.95$

součinitel  $C_{mz}$

schéma průběhu ohybového momentu

$$\alpha_h := 0$$



rovnorné zatížení =>  $C_{mz} := 0.95 + 0.05 \alpha_h = 0.95$

$$k_{yy1} := C_{my} \cdot \left( 1 + (\lambda'_y - 0.2) \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right) = 0.966$$

$$k_{zz1} := C_{mz} \cdot \left( 1 + (\lambda'_z - 0.2) \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right) = 1.016$$

$$k_{yy2} := C_{my} \cdot \left( 1 + 0.8 \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right) = 0.967$$

$$k_{zz2} := C_{mz} \cdot \left( 1 + 0.8 \cdot \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{MI}}} \right) = 0.986$$

$$k_{yy} := \min(k_{yy1}, k_{yy2}) = 0.966$$

$$k_{zz} := \min(k_{zz1}, k_{zz2}) = 0.986$$

$$k_{yz} := 0.6 \quad k_{zz} = 0.592$$

$$k_{zy} := 0.6 \quad k_{yy} = 0.58$$

Posouzení

$$(1) \quad \frac{N_{Ed}}{A \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{y,Ed}}{W_{pl,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{z,Ed}}{W_{pl,z} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}} = 0.251 < 1,0 \quad \text{VYHOVUJE}$$

$$(2) \quad \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{yz} \cdot \frac{M_{z,Ed}}{\frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} = 0.207 < 1,0 \quad \text{VYHOVUJE}$$

$$(3) \quad \frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot \frac{N_{Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot \frac{M_{y,Rk}}{\gamma_{M1}}} + k_{zz} \cdot \frac{M_{z,Ed}}{\frac{M_{z,Rk}}{\gamma_{M1}}} = 0.236 < 1,0 \quad \text{VYHOVUJE}$$

### 3.4 Návrh vaznic

Předběžný návrh vaznic již byl proveden v rámci kapitoly 2. V této kapitole se provede posudek vaznic pro vnitřní síly a deformace získané globální analýzy modelu. Posuzována bude prostá únosnost v pro šikmý ohyb pro MSÚ a pro MSP bude posuzován průhyb s limitním průhybem stanoveným dle normy jako  $L/250$ .

Pro posouzení šikmého ohybu dle normy platí:

$$\left( \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \right)^\alpha + \left( \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \right)^\beta < 1$$

kde pro pravoúhlé duté průřezy bez vlivu osové síly platí

$$\alpha := 1.66$$

$$\beta := \alpha = 1.66$$

*Střešní vaznice*

**NÁVRH: JÄ90x50x4**

třída průřezu 1

$$W_{pl,y} := 2.882 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$$

$$M_{y,Rd} := W_{pl,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 6.773 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$W_{pl,z} := 1.909 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$$

$$M_{z,Rd} := W_{pl,z} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 4.486 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

**MSÚ**

$$M_{y,Ed} := 3.21 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

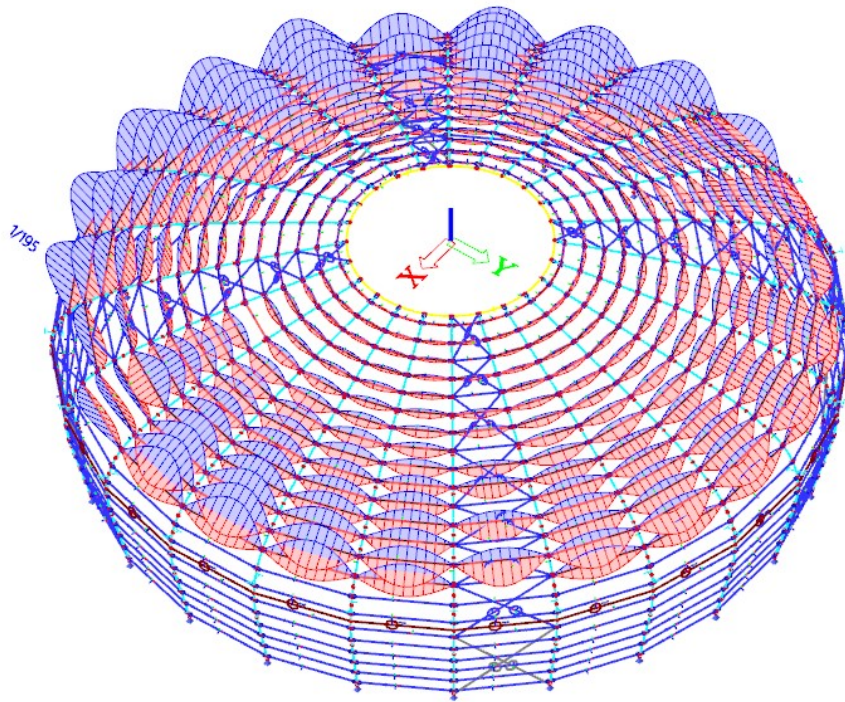
$$M_{z,Ed} := 1.68 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\left( \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \right)^\alpha + \left( \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \right)^\beta = 0.485 < 1,0$$

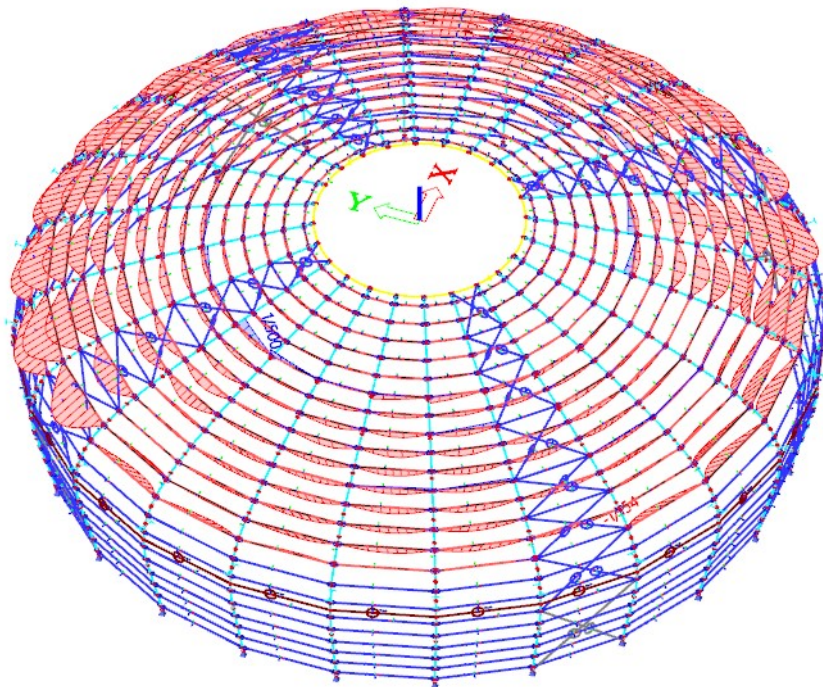
**VYHOVUJE**

## MSP

Pro posouzení MSP jsou na obrázcích níže zobrazeny relativní deformace (poměry k délce prvku) v jednotlivých směrech lokálních osových systémů prvků.



obr. 49: Výsledky relativní deformace  $u_{z,rel}$



obr. 50: Výsledky relativní deformace  $u_{y,rel}$

Z výsledků je patrné, že navržená střešní vaznice **nevychoví** na mezní stav použitelnosti. V dalším kroku se tedy upraví jejich dimenze. Zároveň se sjednotí dimenze střešních a stěnových vaznic.

### NÁVRH: JÄ140x70x5

třída průřezu 1

$$W_{pl,y} := 8.505 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$$

$$M_{y,Rd} := W_{pl,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 19.987 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$W_{pl,z} := 5.231 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$$

$$M_{z,Rd} := W_{pl,z} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 12.293 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$I_y := 4.7148 \cdot 10^{-6} \text{ m}^4$$

$$I_z := 1.5871 \cdot 10^{-6} \text{ m}^4$$

### MSÚ

$$M_{y,Ed} := 9.69 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{z,Ed} := 1.84 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\left( \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \right)^\alpha + \left( \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \right)^\beta = 0.343 < 1,0$$

**VYHOVUJE**

### MSP

V předchozím posudku MSP byly využity výsledky deformací pro jednotlivé směry lokálních souřadných os, průhyb prvků však bude posuzován pro průhyb celkový (vektorový součet těchto průhybů). Dle normy se má stanovit průhyb vůči spojnici jeho podpor (nejvýše 1/250 jeho rozpětí). V tomto kroku stanovíme průhyby postupně tak, že pro největší momenty k jednotlivým osám od kombinací MSP stanovíme odpovídající liniová zatížení a pro ně následně průhyby v jednotlivých směrech, které budou posléze sečteny. Pro zjednodušení hledání rozhodujícího nosníku výpočet provedeme pro globální maxima jednotlivých momentů  $M_{y,char}$  a  $M_{z,char}$ .

$$L := 5040 \text{ mm}$$

$$M_{y,char} := 6.5 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{z,char} := 1.25 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M = \frac{1}{8} f \cdot L^2 \quad \Rightarrow \quad f = \frac{8 \cdot M}{L^2}$$

$$f_{z,char} := \frac{8 \cdot M_{y,char}}{L^2} = 2.047 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$f_{y,char} := \frac{8 \cdot M_{z,char}}{L^2} = 0.394 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$\delta_{max,z} := \frac{5}{384} \cdot \frac{f_{z,char} \cdot L^4}{E \cdot I_y} = 17.371 \text{ mm}$$

$$\delta_{max,y} := \frac{5}{384} \cdot \frac{f_{y,char} \cdot L^4}{E \cdot I_z} = 9.924 \text{ mm}$$

$$\delta_{max,celk} := \sqrt{\delta_{max,z}^2 + \delta_{max,y}^2} = 20.006 \text{ mm}$$

$$\delta_{max,celk} = 20.006 \text{ mm} < \delta_{lim} := \frac{L}{250} = 20.16 \text{ mm}$$

**VYHOVUJE**



### 3.5 Posouzení táhla

Stanovení dimenze táhel bylo popsáno v kapitole 2.3.3. V této kapitole bude táhlo posouzeno na mezní stav únosnosti.

#### NÁVRH: tyčové táhlo D=60mm

$$N_{Ed} := 358.61 \text{ kN} \quad D := 60 \text{ mm}$$

$$A := \pi \cdot \frac{D^2}{4} = 2827.433 \text{ mm}^2$$

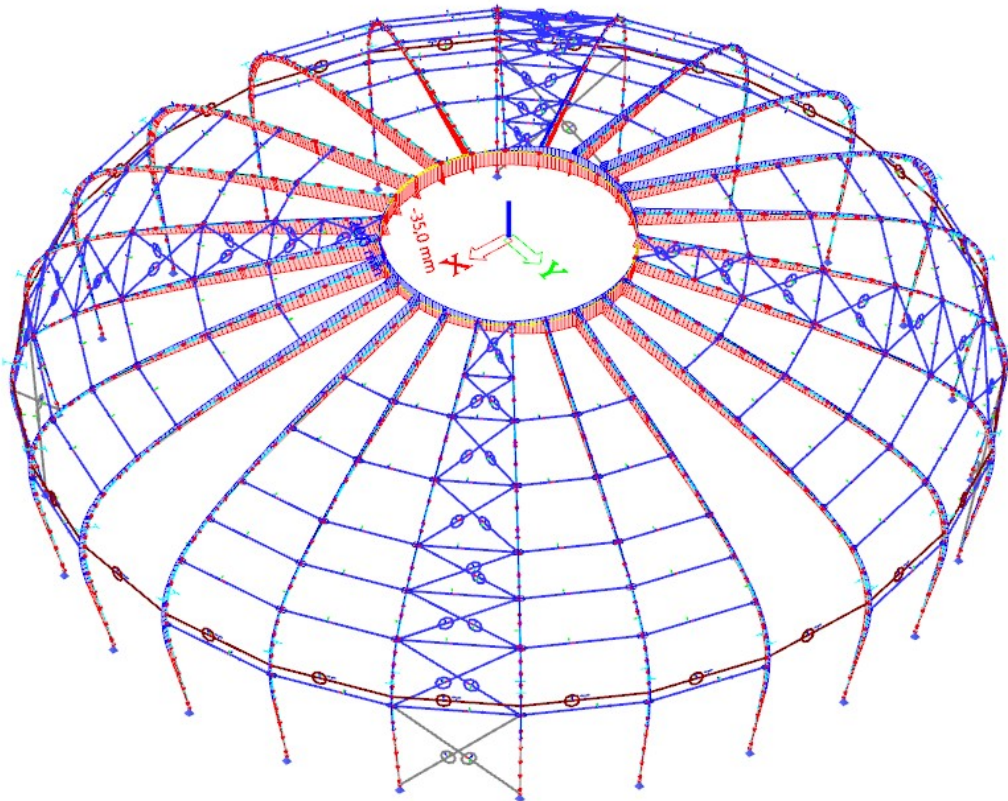
$$N_{Rd} := \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = 664.447 \text{ kN} > N_{Ed} := 358.61 \text{ kN}$$

$$\text{využití} := \frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} = 0.54$$

**VYHOVUJE**

### 3.6 Posouzení celkového průhybu - MSP

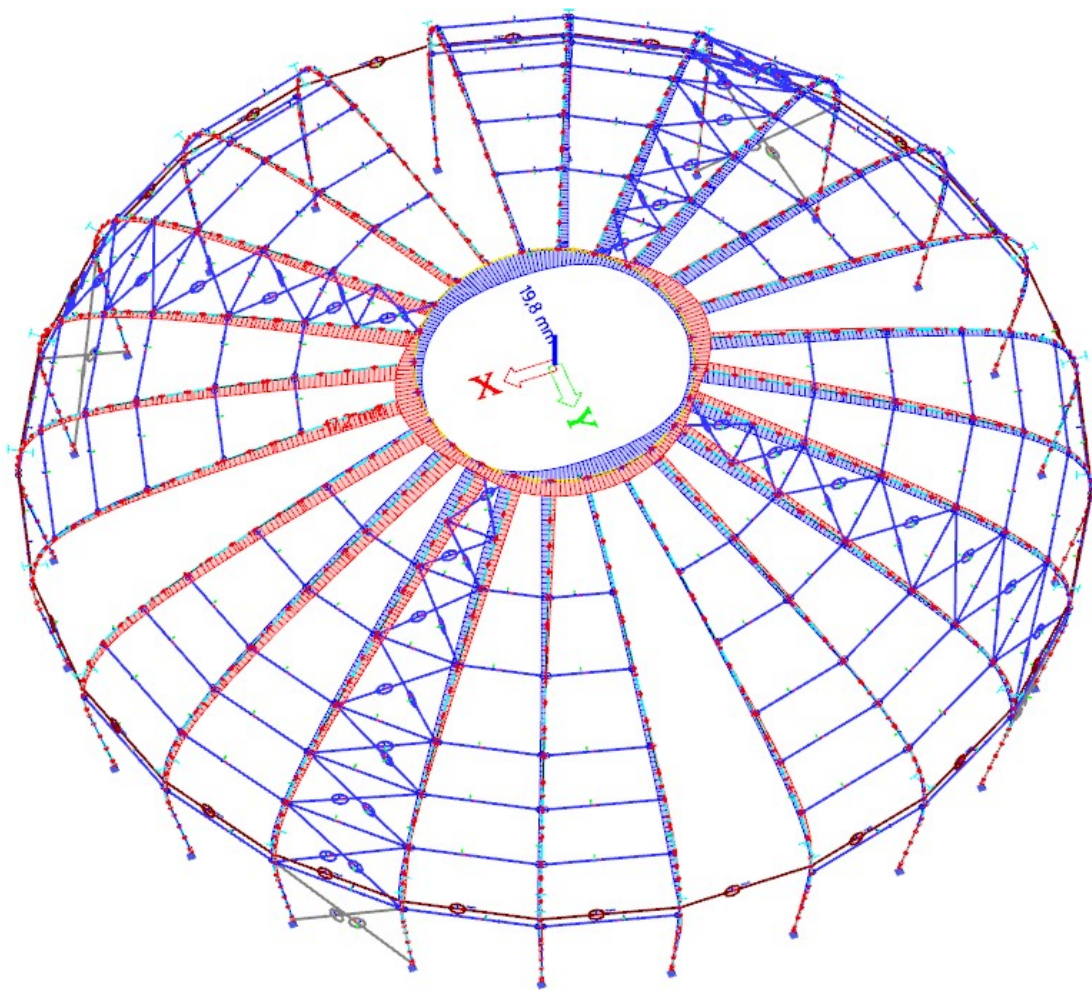
Po návrhu veškerých prvků se ještě posoudí svislý a vodorovný průhyb konstrukce podle požadavků stanovených v normě ČSN EN 1993-1-1.



obr. 51: Svislé průhyby na konstrukci pro obálku kombinací MSP

$$\delta_{lim} := \frac{39000 \text{ mm}}{250} = 156 \text{ mm} > \delta := 35 \text{ mm}$$

**VYHOVUJE**



obr. 52: Vodorovné průhyby na konstrukci pro obálku kombinací MSP

$$\delta_{lim} := \frac{13000 \text{ mm}}{150} = 86.667 \text{ mm} > \delta := 19.8 \text{ mm}$$

VYHOVUJE

www.mathcad.com for more information.

## 4. NÁVRH A POSOUZENÍ DETAILŮ

### 4.1 Přípoj hlavního nosníku na tlačný prsteneček

Jak již bylo popsáno, nosníky hlavních vazeb budou v hlavě i v patě uloženy kloubově. Pro zajištění volnosti styčnicku v pootočení se navrhnu čepové spoje dle normy ČSN EN 1993-1-8. Dle normy mají být pro posouzení čepového spoje splněny následující podmínky:

Únosnost čepu ve střihu

dle vztahu 
$$F_{v,Rd} = 0.6 \cdot A \cdot \frac{f_{up}}{\gamma_{M2}} > F_{v,Ed}$$

Únosnost plechu a čepu v otláčení

dle vztahu 
$$F_{b,Rd} = 1.5 \cdot t \cdot d \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} > F_{b,Ed}$$

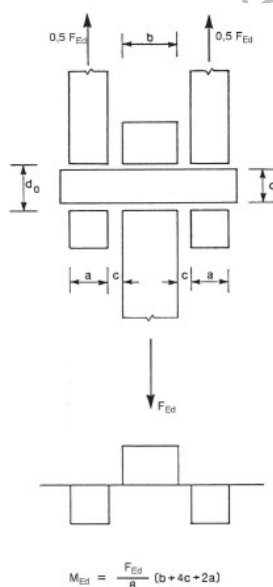
Únosnost čepu v ohybu

dle vztahu 
$$M_{Rd} = 1.5 \cdot W_{el} \cdot \frac{f_{yp}}{\gamma_{M0}} > M_{Ed}$$

Únosnost čepu při kombinaci střihu a ohybu

dle vztahu 
$$\left(\frac{M_{Ed}}{M_{Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}}\right)^2 < 1.0$$

Čep je zatížen normálovou a posouvající silou na konci nosníku. Výslednice těchto sil je zatěžovací síla  $F_{Ed}$  podle následujícího schématu z normy.



Obrázek 3.11 – Ohybový moment v čepu

obr. 53: Schéma zatížení čepu dle normy [6]

Globální analýzou konstrukce byly zjištěny velikosti normálové a posouvající síly od kombinace zatížení MSÚ NC5:

$$N_{Ed} := 120.4 \text{ kN} \quad V_{Ed} := 13.39 \text{ kN}$$

Z normálové síly se stanoví výslednice (výsledné zatížení čepu):

$$F_{Ed} := \sqrt{N_{Ed}^2 + V_{Ed}^2} = 121.14 \text{ kN}$$

V dalším kroku budou navrženy klíčové rozměry čepu pro návrh. Tedy:

---

#### NÁVRH:

---

*průměr a třída oceli čepu*

$$d := 32 \text{ mm} \quad f_{yp} := 355 \text{ MPa} \quad f_{up} := 490 \text{ MPa}$$

*tloušťka vnějších dvou plechů*

$$a := 10 \text{ mm}$$

*tloušťka vnitřního plechu*

$$b := 20 \text{ mm}$$

*mezera mezi plechy*

$$c := 5 \text{ mm}$$

---

Na základě navržených rozměrů se stanoví návrhový ohybový moment podle vztahu uvedeného pod schématem. Tedy:

$$M_{Ed} := \frac{F_{Ed}}{8} \cdot (b + 4 \cdot c + 2 \cdot a) = 0.909 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

V dalším kroku bude posouzena únosnost čepů na základě výše uvedených vztahů. Pro doplnění bude ještě navržena třída oceli plechů styčnicku. Třída oceli plechů i čepu bude zvolena oproti nosným prvkům vyšší (S355). V případě nosné konstrukce je pro návrh rozhodující mezní stav použitelnosti (průhyb) a kvalitnější ocelí by se tak nedosáhlo ekonomičtějšího návrhu. V případě spojů je však rozhodující jejich únosnost. Zároveň můžeme říci, že nehrozí záměna prvků různé třídy oceli, což je při kombinování více tříd hlavním rizikem.

*třída oceli plechů styčnicku*

$$f_y := 355 \text{ MPa} \quad f_u := 490 \text{ MPa}$$

Dle normy ČSN EN 1993-1-1 se pro únosnost průřezu při porušení oslabeného průřezu uvažuje součinitel:

$$\gamma_{M2} := 1.25$$

Únosnost čepu ve stříhu

$$A := \pi \cdot \frac{d^2}{4} = 804.248 \text{ mm}^2$$

$$F_{v,Rd} := 0.6 \cdot A \cdot \frac{f_{up}}{\gamma_{M2}} = 189.159 \text{ kN} > F_{Ed} = 121.142 \text{ kN}$$

VYHOVUJE

Únosnost plechu a čepu v otláčení

$$t := a = 10 \text{ mm}$$

$$F_{b,Rd} := 1.5 \cdot t \cdot d \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 170.4 \text{ kN} > \frac{F_{Ed}}{2} = 60.571 \text{ kN}$$

VYHOVUJE

Únosnost čepu v ohybu

$$W_{el} := \frac{\pi \cdot d^3}{32} = 3216.991 \text{ mm}^3$$

$$M_{Rd} := 1.5 \cdot W_{el} \cdot \frac{f_{yp}}{\gamma_{M0}} = 1.713 \text{ kN} \cdot \text{m} > M_{Ed} = 0.909 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

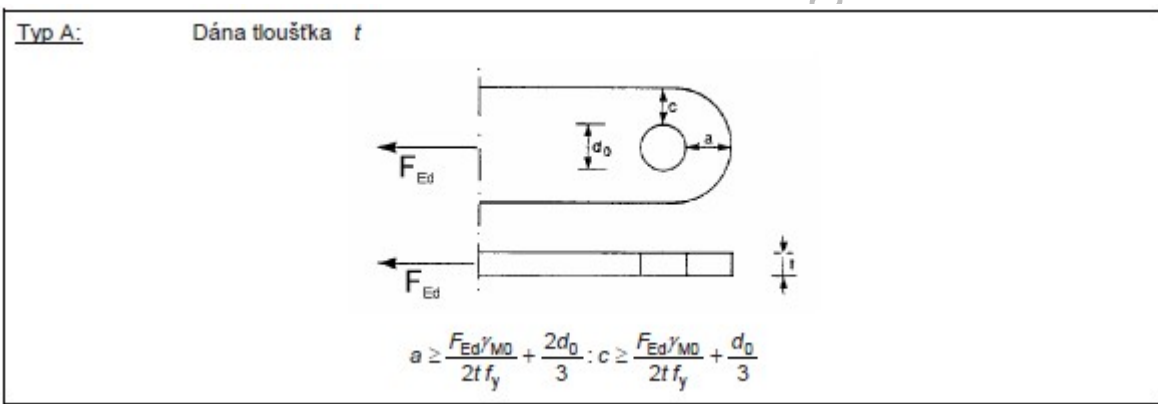
VYHOVUJE

Únosnost čepu při kombinaci stříhu a ohybu

$$\left( \frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} \right)^2 + \left( \frac{F_{Ed}}{F_{v,Rd}} \right)^2 = 0.691 < 1,0$$

VYHOVUJE

V posledním kroku se stanoví minimální rozměry jednotlivých plechů na základě následujícího schématu z normy.



obr. 54: Schéma pro stanovení minimálních rozměrů plechu při známé tloušťce dle normy [6]

Rozměry se určí zvlášť pro plech tloušťky 10 mm a pro plech tloušťky 20 mm.

plech tl. 10 mm

$$t := 10 \text{ mm} \quad d_0 := d + 2 \text{ mm} = 34 \text{ mm}$$

$$a_{min} := \frac{\frac{F_{Ed}}{2} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{2 \cdot d_0}{3} = 31 \text{ mm}$$

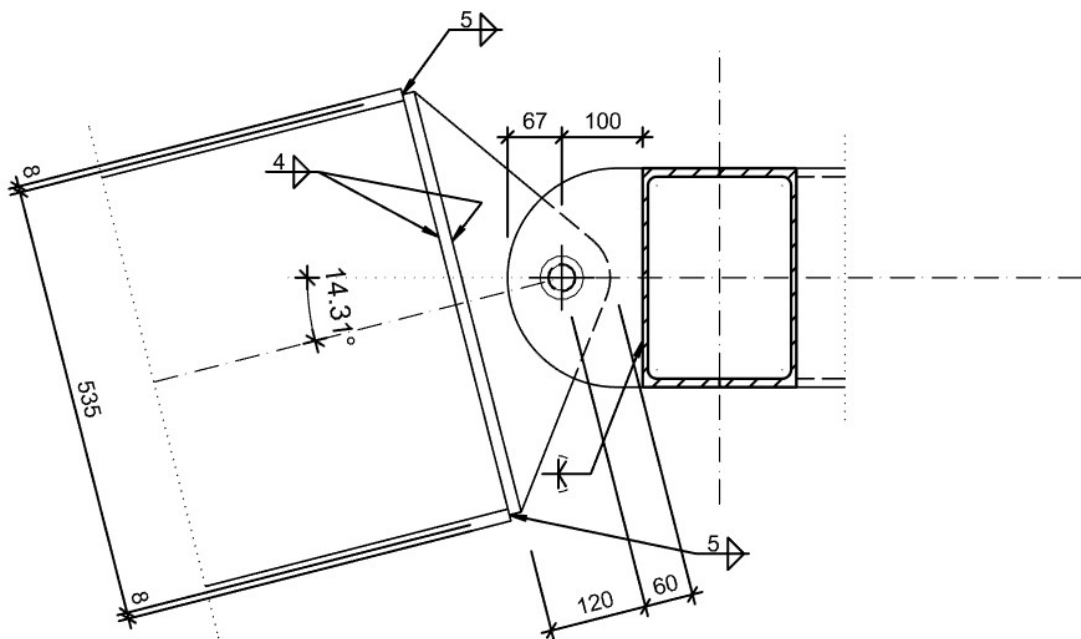
$$c_{min} := \frac{\frac{F_{Ed}}{2} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{d_0}{3} = 20 \text{ mm}$$

plech tl. 20 mm

$$t := 20 \text{ mm} \quad d_0 := d + 2 \text{ mm} = 34 \text{ mm}$$

$$a_{min} := \frac{\frac{F_{Ed}}{2} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{2 \cdot d_0}{3} = 31 \text{ mm}$$

$$c_{min} := \frac{\frac{F_{Ed}}{2} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{d_0}{3} = 20 \text{ mm}$$



obr. 55: Navržená geometrie čepového spoje

Na obrázku výše je zobrazena navržená geometrie styčnicku. V posledním kroku se posoudí navržený svar plechu k nosníku. Svar plechů, které budou přivařeny k tlačnému prstenci, se provedou jako tupé oboustranné půl V svary s plným provařením. Únosnost tupých svarů tedy nebude posuzována. Uvažuje se, že únosnost tupého svaru je rovna únosnosti svařovaného plechu.

Svare budou posuzovány dle normy ČSN EN 1993-1-8. Dle normy musí koutový svar splňovat následující podmínky:

$$\left(\sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2)\right)^{0.5} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \quad \sigma_{kol} < \frac{0.9 f_u}{\gamma_{M2}}$$

Třída oceli se uvažuje dle třídy oceli plechů, tedy S355.

Síla vyvozujiící kolmá napětí je rovna normálové síle na konci nosníku, tedy:

$$F_{kol.Ed} := N_{Ed} = 120.4 \text{ kN}$$

Síla vyvozujiící rovnoběžné napětí  $\tau_{ll}$  je rovna posouvající síle na konci nosníku, tedy:

$$F_{ll.Ed} := V_{Ed} = 13.39 \text{ kN}$$

Ohybový moment od rovnoběžné síly:

$$e := 230 \text{ mm} \quad M_{Ed} := F_{ll.Ed} \cdot e = 3.08 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Navržený svar je oboustranný a jeho parametry jsou:

#### NÁVRH:

$$L := 535 \text{ mm} \quad a := 4 \text{ mm} \quad n := 2$$

$$W_w := n \cdot \frac{1}{6} \cdot a \cdot L^2 = 381633.333 \text{ mm}^3$$

Na základě těchto parametrů stanovíme napětí:

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a \cdot n} = 3.129 \text{ MPa} \quad \tau_{kol} = \sigma_{kol} = \frac{\sigma_w}{\sqrt{2}}$$

$$\sigma_w := \frac{F_{kol.Ed}}{a \cdot L \cdot n} + \frac{M_{Ed}}{W_w} = 36.201 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := \frac{\sigma_w}{\sqrt{2}} = 25.598 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{kol} := \tau_{kol} = 25.598 \text{ MPa}$$

Korelační součinitel se určí podle třídy oceli z tabulky 4.1 normy

$$\beta_w := 0.9$$

Posouzení:

$$\left(\sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2)\right)^{0.5} = 51.481 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 435.556 \text{ MPa} \quad \text{VYHOVUJE}$$

$$\sigma_{kol} = 25.598 \text{ MPa} < \frac{0.9 f_u}{\gamma_{M2}} = 352.8 \text{ MPa} \quad \text{VYHOVUJE}$$

#### 4.2 Kotvení hlavní vazby do betonové patky

Pro kotvení budou posouzeny následující kritéria návrhu:

- únosnost čepového spoje
- únosnost svari plechů čepového spoje
- únosnost jednotlivých komponent kotvení
- přenos vodorovných sil v kotvení

##### únosnost čepového spoje

Vnitřní síly pro návrh:

$$N_{Ed} := 116.46 \text{ kN} \quad V_{Ed} := 30.99 \text{ kN}$$

Výslednice vnitřních sil pro posouzení čepového přípoje:

$$F_{Ed} := \sqrt{N_{Ed}^2 + V_{Ed}^2} = 120.51 \text{ kN}$$

#### NÁVRH:

průměr a třída oceli čepu

$$d := 32 \text{ mm} \quad f_{yp} := 355 \text{ MPa} \quad f_{up} := 490 \text{ MPa}$$

tloušťka vnějších dvou plechů

$$a := 10 \text{ mm}$$

tloušťka vnitřního plechu

$$b := 20 \text{ mm}$$

mezera mezi plechy

$$c := 5 \text{ mm}$$



Návrhový ohybový moment pro posouzení čepu:

$$M_{Ed} := \frac{F_{Ed}}{8} \cdot (b + 4 \cdot c + 2 \cdot a) = 0.904 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Posouzení čepového spoje:

Únosnost čepu ve střihu

$$A := \pi \cdot \frac{d^2}{4} = 804.248 \text{ mm}^2$$

$$F_{v,Rd} := 0.6 \cdot A \cdot \frac{f_{up}}{\gamma_{M2}} = 189.159 \text{ kN} > F_{Ed} = 120.513 \text{ kN}$$

**VYHOVUJE**

Únosnost plechu a čepu v otláčení

$$t := a = 10 \text{ mm}$$

$$F_{b,Rd} := 1.5 \cdot t \cdot d \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 170.4 \text{ kN} > \frac{F_{Ed}}{2} = 60.256 \text{ kN}$$

**VYHOVUJE**

Únosnost čepu v ohybu

$$W_{el} := \frac{\pi \cdot d^3}{32} = 3216.991 \text{ mm}^3$$

$$M_{Rd} := 1.5 \cdot W_{el} \cdot \frac{f_{yp}}{\gamma_{M0}} = 1.713 \text{ kN} \cdot \text{m} > M_{Ed} = 0.904 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

**VYHOVUJE**

Únosnost čepu při kombinaci střihu a ohybu

$$\left( \frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} \right)^2 + \left( \frac{F_{Ed}}{F_{v,Rd}} \right)^2 = 0.684 < 1,0$$

**VYHOVUJE**

Minimální rozměry plechů

plech tl. 10 mm

$$t := 10 \text{ mm}$$

$$d_0 := d + 2 \text{ mm} = 34 \text{ mm}$$

$$a_{min} := \frac{\frac{F_{Ed}}{2} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{2 \cdot d_0}{3} = 31 \text{ mm}$$

$$c_{min} := \frac{\frac{F_{Ed}}{2} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{d_0}{3} = 20 \text{ mm}$$

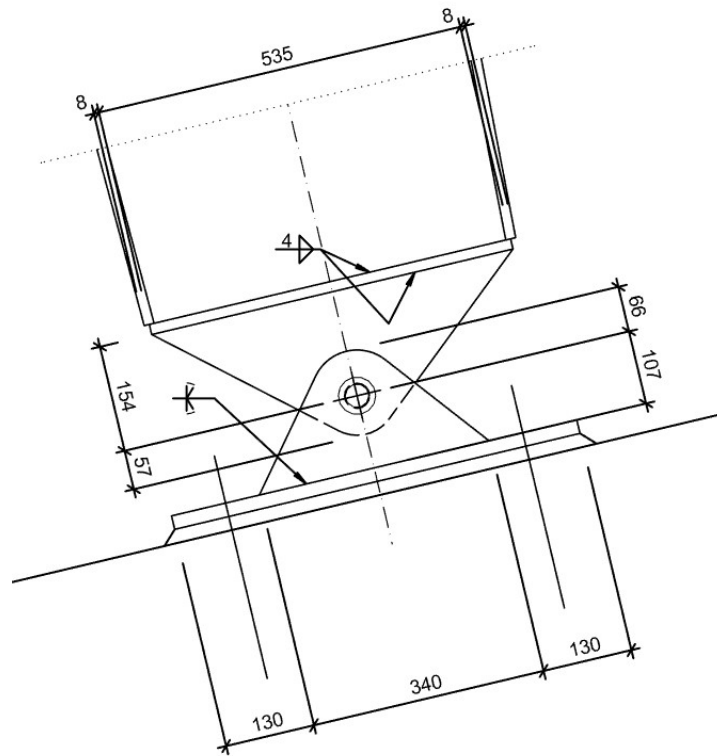
plech tl. 20 mm

$$t := 20 \text{ mm} \quad d_0 := d + 2 \text{ mm} = 34 \text{ mm}$$

$$a_{min} := \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{2 \cdot d_0}{3} = 31 \text{ mm}$$

$$c_{min} := \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{d_0}{3} = 20 \text{ mm}$$

finální geometrie kotvení



obr. 56: Navržená geometrie kotvení hlavní vazby

únosnost svaru

$$F_{kol.Ed} := N_{Ed} = 116.46 \text{ kN} \quad F_{ll.Ed} := V_{Ed} = 30.99 \text{ kN}$$

$$e := 154 \text{ mm} \quad M_{Ed} := F_{ll.Ed} \cdot e = 4.772 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

NÁVRH:

$$L := 535 \text{ mm} \quad a := 4 \text{ mm} \quad n := 2$$

$$W_w := n \cdot \frac{1}{6} \cdot a \cdot L^2 = 381633.3 \text{ mm}^3$$

Napětí ve svaru

$$\tau_{II} := \frac{F_{II.Ed}}{L \cdot a \cdot n} = 7.241 \text{ MPa} \quad \tau_{kol} = \sigma_{kol} = \frac{\sigma_w}{\sqrt{2}}$$

$$\sigma_w := \frac{F_{kol.Ed}}{a \cdot L \cdot n} + \frac{M_{Ed}}{W_w} = 39.716 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := \frac{\sigma_w}{\sqrt{2}} = 28.083 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{kol} := \tau_{kol} = 28.083 \text{ MPa}$$

$$\left( \sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{II}^2) \right)^{0.5} = 57.549 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 435.556 \text{ MPa} \quad \text{VYHOVUJE}$$

$$\sigma_{kol} = 28.083 \text{ MPa} < \frac{0.9 f_u}{\gamma_{M2}} = 352.8 \text{ MPa} \quad \text{VYHOVUJE}$$

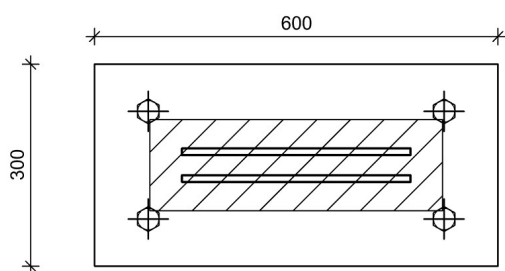
únosnost komponent kotvení

MSÚ NC3  $N_{Ed,1} := 116.46 \text{ kN}$   $V_{Ed,1} := 30.99 \text{ kN}$

MSÚ NC5  $N_{Ed,2} := 33.48 \text{ kN}$   $V_{Ed,2} := 36.53 \text{ kN}$

V prvním kroku se stanoví výsledné průběhy napětí s vlivem momentu od posouvající síly v čepovém spoji. Stanoví se maximální tlakové napětí pro první kombinaci normálové a posouvající síly, pro které bude posouzena únosnost betonu v koncentrovaném tlaku. Následně se stanoví napětí pro druhou kombinaci, pro kterou bude posouzena tahová únosnost kotev, pokud bude zjištěno, že pro tuto kombinaci v kotvách tah vzniká. Pro obě kombinace je uvedená návrhová normálová síla tlaková.

Pro navrženou tloušťku patního plechu se nejprve stanoví jeho účinná plocha:



obr. 57: Geometrie patního plechu

beton C25/30 XC2

ocel S355

$$f_{ck} := 25 \text{ MPa}$$

$$f_y := 355 \text{ MPa}$$

$$a_0 := 300 \text{ mm} \quad t_p := 20 \text{ mm}$$

$$b_0 := 600 \text{ mm}$$

$$h_{podlití} := 20 \text{ mm} < 0.2 \cdot a_0 = 60 \text{ mm}$$

rozměry betonové patky

$$h_c := 1000 \text{ mm} \quad a_c := 1500 \text{ mm}$$

$$b_c := 1500 \text{ mm}$$

$$a_1 := \min(3 \cdot a_0, a_0 + h_c, a_c) = 900 \text{ mm}$$

$$b_1 := \min(3 \cdot b_0, b_0 + h_c, b_c) = 1500 \text{ mm}$$

součinitel koncentrace napětí

$$k_j := \sqrt{\frac{a_1 \cdot b_1}{a_0 \cdot b_0}} = 2.739$$

návrhová pevnost betonu v koncentrovaném tlaku

$$\gamma_c := 1.5 \quad f_{jd} := \frac{\frac{2}{3} \cdot k_j \cdot f_{ck}}{\gamma_c} = 30.429 \text{ MPa}$$

účinná šířka patní desky

$$c := t_p \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\frac{\gamma_{M0}}{3 \cdot f_{jd}}}} = 39.44 \text{ mm}$$

$$a_{eff} := 128 \text{ mm}$$

$$b_{eff} := 418 \text{ mm}$$

ohybové momenty od excentricity čepu

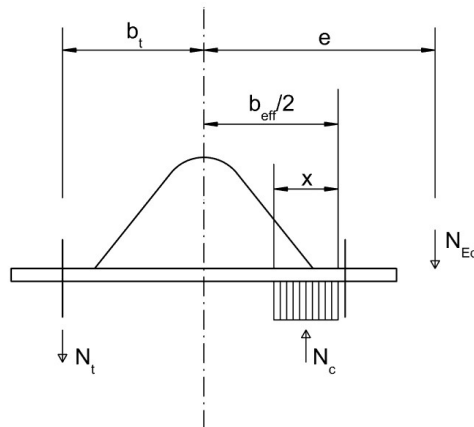
$$e_{čepu} := 107 \text{ mm}$$

$$\text{MSÚ NC3} \quad M_{Ed.1} := V_{Ed.1} \cdot e_{čepu} = 3.316 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$\text{MSÚ NC5} \quad M_{Ed.2} := V_{Ed.2} \cdot e_{čepu} = 3.909 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Účinek momentu se vyjádří excentricitou normálové síly, která se spočte následovně:

$$e_1 := \frac{M_{Ed.1}}{N_{Ed.1}} = 28.473 \text{ mm} \quad e_2 := \frac{M_{Ed.2}}{N_{Ed.2}} = 116.748 \text{ mm}$$



obr. 58: Schéma pro stanovení momentové podmínky

Z momentové podmínky k působišti kotev v tahu (nebo menším tlaku) se určí šířka tlačené části  $x$ :

kde

$$r_t := 220 \text{ mm} \quad \text{vzdálenost kotev od osy prvku}$$

pro první kombinaci sestavíme rovnici

$$N_{Ed.1} \cdot (e_1 + r_t) = N_c \cdot \left( r_t + \frac{b_{eff}}{2} - \frac{x_1}{2} \right)$$

a platí že

$$N_c = a_{eff} \cdot x_1 \cdot f_{jd}$$

úpravou dostaneme kvadratickou rovnici v základním tvaru

$$\frac{1}{2} \cdot x_1^2 - x_1 \cdot \left( r_t + \frac{b_{eff}}{2} \right) + \frac{N_{Ed.1} \cdot (e_1 + r_t)}{a_{eff} \cdot f_{jd}} = 0$$

z rovnice dostaneme

$$x_1 := 17.68 \text{ mm}$$

$$N_c := a_{eff} \cdot x_1 \cdot f_{jd} = 68.862 \text{ kN}$$

Jelikož v kotvách nevzniká tah ( $N_c < N_{Ed}$ ), posoudí se pouze zda je efektivní plocha pro roznoš tlaku betonem dostatečná pro přenesení dané tlakové síly. A jelikož je  $a_{eff}$  konstantní posudek se provede následovně:

$$x := \frac{N_{Ed.1}}{a_{eff} \cdot f_{jd}} = 29.901 \text{ mm} < b_{eff} = 418 \text{ mm} \quad \text{VYHOVUJE}$$

obdobně pro druhou kombinaci dostaneme

$$N_{Ed.2} \cdot (e_2 + r_t) = N_c \cdot \left( r_t + \frac{b_0}{2} - \frac{x_2}{2} \right)$$

$$N_c = a_{eff} \cdot x_2 \cdot f_{jd} \quad x_2 := 6.8 \text{ mm}$$

$$N_c := a_{eff} \cdot x_2 \cdot f_{jd} = 26.485 \text{ kN}$$

Tedy tlak v kotvě také nevzniká ( $N_c < N_{Ed}$ )

$$x := \frac{N_{Ed.2}}{a_{eff} \cdot f_{jd}} = 8.596 \text{ mm} < b_{eff} = 418 \text{ mm} \quad \text{VYHOVUJE}$$

Dimenze kotev se navrhne konstrukčně

**NÁVRH: kotva předem zabetonovaná 4xM20**

### **přenos vodorovných sil v kotvení**

Přenos vodorovných sil bude posuzován pro kombinace MSÚ NC5, pro kterou vzniká v kotvení nejmenší normálová síla, a tedy i nejmenší tření mezi patním plechem a betonem. V prvním kroku bude zjištěno, zda toto tření je dostatečné pro přenos vodorovné síly. Součinitel tření se při tom uvažuje  $\mu := 0.2$ .

$$V_{Rd}' := \mu \cdot N_{Ed.2} = 6.696 \text{ kN} < V_{Ed.2} = 36.53 \text{ kN}$$

Tření nedokáže samo o sobě přenést vodorovnou sílu v kotvení. Z tohoto důvodu se navrhne smyková zarážka.

### **NÁVRH: HEB 100**

průřez třídy 1

$$A_{vz} := 904 \text{ mm}^2 \quad b := 100 \text{ mm} \quad f_y := 235 \text{ MPa} \quad W_{ply} := 104.2 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$$

Vypočteme minimální délku zarážky na kontaktu s betonovou patkou podle vztahu:

$$h_{min} := \max \left( \frac{V_{Ed.2}}{b \cdot \frac{f_{ck}}{\gamma_c}}, 50 \text{ mm} \right) = 50 \text{ mm}$$

pak  $h_{zar} := 50 \text{ mm}$

výška podlití se uvažuje  $z := 20 \text{ mm}$

Návrhový moment se stanoví podle vztahu

$$M_{Ed} := V_{Ed.2} \cdot \left( z + \frac{h_{zar}}{2} \right) = 1.644 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Nejprve se zarážka posoudí na smyk:

$$V_{pl.Rd} := A_{vz} \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} = 122.652 \text{ kN} > V_{Ed.2} = 36.53 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

$$V_{pl.Rd} = 122.652 \text{ kN} > 2 \cdot V_{Ed.2} = 73.06 \text{ kN} \quad \text{nedochází k interakci M+V}$$

Následně se posoudí na ohyb bez vlivu interakce se smykem:

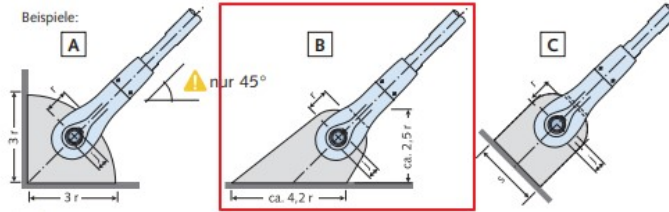
$$M_{pl.Rd} := W_{ply} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 24.487 \text{ kN} \cdot \text{m} > M_{Ed} = 1.644 \text{ kN} \cdot \text{m} \quad \text{VYHOVUJE}$$

### 4.3 Přípoj táhla na hlavní nosník

Přípoj táhla bude navržena dle požadavků výrobce systémových táhel. Čepový spoj tedy nebude posuzován. Pro přípoj se posoudí pouze svar plechu, který bude zatížen šikmo působící normálovou silou v táhlu.

#### Anschlussbleche

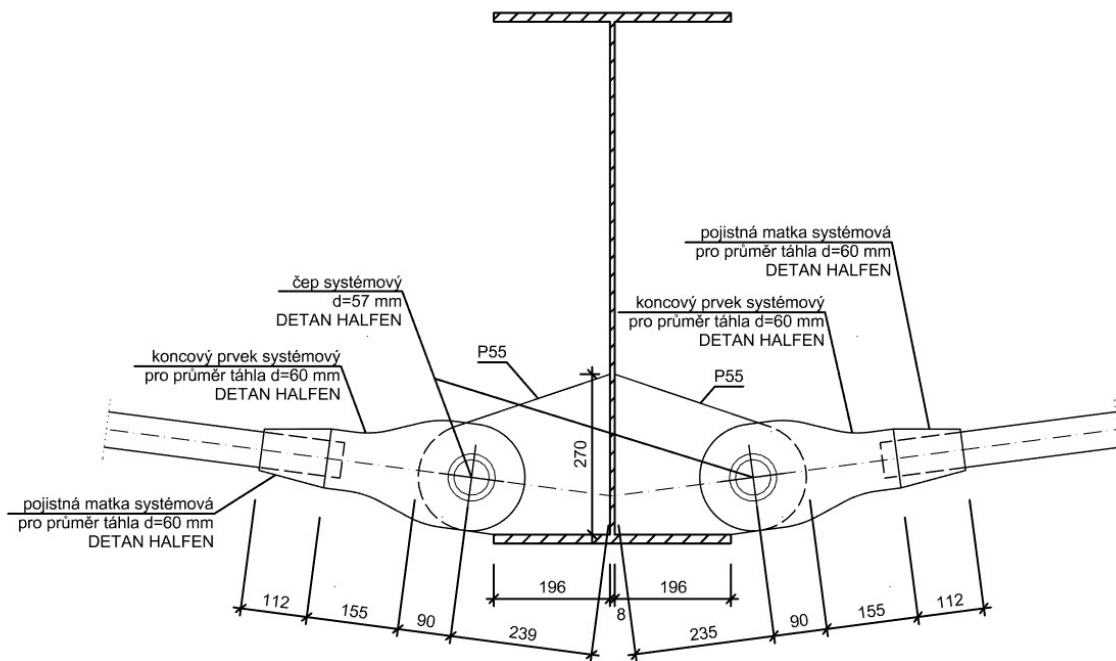
Bei Einhaltung der in der Tabelle angegebenen Abmessungen ist die Kräfteinleitung vom System in das Anschlussblech nachgewiesen. Die Bleche sind **nicht** im Lieferumfang enthalten.



**Hinweis:** A nur bei gleichzeitiger Verwendung der Kreisscheibe unter 45° montierbar, s. Seite 21.

Maße [mm]; Material - Mindestgüten für Ø 10 - 12: Stahl Festigkeitsklasse S235JR, für Ø 16 - 95: Stahl Festigkeitsklasse S355J2		10	12	16	20	24	27	30	36	42	48	52	56	60	76
System - Ø	$d_s$	10	12	16	20	24	27	30	36	42	48	52	56	60	76
Dicke Anschlussblech	b	8	10	15	18	20	22	25	30	35	40	45	50	55	65
Bohrung	Ø j	9,5	11,5	15,5	19,5	23,5	26,5	29,5	33,5	41	47	49	53	57	76
Lochposition	r	15	18	24	29	35	39	43	51	60	70	76	83	88	129
Mindestbreite	s	28	33	41	53	66	76	83	97	117	134	143	152	162	222

obr. 59: Požadavky výrobce systémových táhel na rozměry plechu pro čepový spoj [7]



obr. 60: Navržená geometrie připoje táhla

more information.

### Posouzení svaru

Konzervativně se posoudí, zda jsou jednotlivé části svary schopny přenést příslušné rovnoběžné síly, které se získají rozložením normálové síly v táhlu do dvou navzájem kolmých směrů.

směr x

**NÁVRH: svar koutový**       $L := 196 \text{ mm}$        $a_w := 5 \text{ mm}$        $n := 2$

$\alpha := 7.5 \text{ deg}$

síla v táhlu

$N_{Ed} := 358.61 \text{ kN}$

rozklad sil do příslušných směrů

$F_{ll.Ed.x} := \cos(\alpha) \cdot N_{Ed} = 355.542 \text{ kN}$

napětí ve svaru

$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed.x}}{L \cdot a_w \cdot n} = 181.399 \text{ MPa}$        $\tau_{kol} := 0 \text{ MPa}$        $\sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$

$(\sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2))^{0.5} = 314.192 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 435.556 \text{ MPa}$       **VYHOVUJE**

směr y

**NÁVRH: svar koutový**       $L := 270 \text{ mm}$        $a_w := 5 \text{ mm}$        $n := 2$

$\alpha := 7.5 \text{ deg}$

síla v táhlu

$N_{Ed} := 358.61 \text{ kN}$

rozklad sil do příslušných směrů

$F_{ll.Ed.y} := \sin(\alpha) \cdot N_{Ed} = 46.808 \text{ kN}$

napětí ve svaru

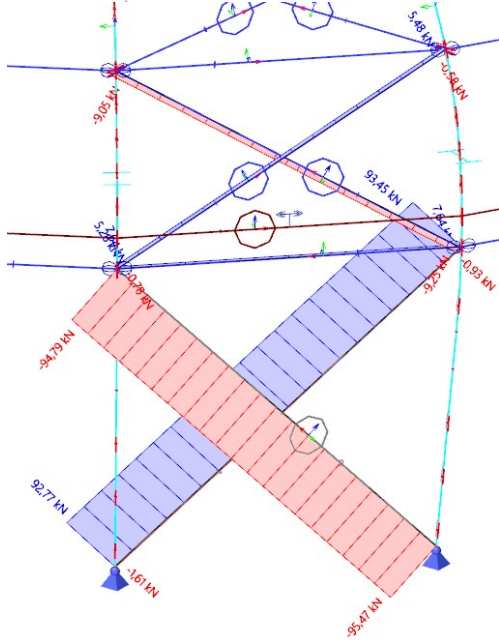
$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed.y}}{L \cdot a_w \cdot n} = 17.336 \text{ MPa}$        $\tau_{kol} := 0 \text{ MPa}$        $\sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$

$(\sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2))^{0.5} = 30.027 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 435.556 \text{ MPa}$       **VYHOVUJE**



#### 4.4 Přípoj prvků ztužidel v místě styku diagonála x diagonála x svislice

Pro přípoj dvou diagonál a svislice ztužidla na nosník budou nejprve navrženy počty šroubů, tloušťky plechů a délky podélných svarů plechů k prvkům ztužidla. V druhém kroku bude navržena geometrie. Na základě této geometrie budou vypočteny síly působící na svary styčnickových plechů a stojiny nosníku a pro ně budou svary posouzeny.



obr. 61: Rozhodující síly pro návrh detailu

diagonála stěnová

diagonála střešní

$$N_{Ed.1} := 94.79 \text{ kN}$$

$$N_{Ed.2} := 5.28 \text{ kN}$$

tloušťka plechu

- plech přivařený ke stojině nosníku

$$t_{p.nos} := 10 \text{ mm}$$

- plech stěnové diagonály

$$t_{p.stě.diag} := 10 \text{ mm}$$

- plech střešní diagonály

- plech svislice

$$t_{p.stř.diag} := 10 \text{ mm}$$

$$t_{p.svis} := 10 \text{ mm}$$

třída oceli plechů - S235

$$f_u := 360 \text{ MPa}$$

$$f_y := 235 \text{ MPa}$$

třída oceli šroubů - 8.8

$$f_{ub} := 800 \text{ MPa}$$

$$f_{yb} := 800 \cdot 0.8 \text{ MPa} = 640 \text{ MPa}$$

**přípoj stěnové diagonály**

**NÁVRH: 2x šroub M16**

$$d := 16 \text{ mm} \quad d_0 := 18 \text{ mm} \quad n := 2 \quad A_s := 157 \text{ mm}^2$$

Rozteče šroubů budou zvoleny doporučené běžné, tedy:

$$e_1 := 40 \text{ mm} \quad p_1 := 55 \text{ mm} \quad \text{pouze jedna řada šroubů} \Rightarrow e_2 := 0 \text{ mm} \quad p_2 := 0 \text{ mm}$$

posouzení plechu v otláčení

$$F_{b.Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t_{p.stě.diag}}{\gamma_{M2}}$$

$$k_1 := 2.5 \quad \alpha_d := \min\left(\frac{e_1}{3 d_0}, \frac{p_1}{3 d_0} - \frac{1}{4}\right) = 0.741 \quad \alpha_b := \min\left(\alpha_d, \frac{f_{ub}}{f_u}, 1\right) = 0.741$$

$$F_{b,Rd} := \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t_{p.st\check{e}.diag}}{\gamma_{M2}} = 85.333 \text{ kN} > \frac{N_{Ed.1}}{2} = 47.395 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

posouzení šroubu ve stříhu

$$\alpha_v := 0.6$$

$$F_{v,Rd} := \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = 60.288 \text{ kN} > \frac{N_{Ed.1}}{2} = 47.395 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

posouzení svaru plechu k diagonále

**NÁVRH: svar koutový**

$$a_w := 4 \text{ mm} \quad L := 100 \text{ mm} \quad n := 4$$

návrhová síla

$$F_{ll.Ed} := N_{Ed.1} = 94.79 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 59.244 \text{ MPa} \quad \beta_w := 0.8$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\left(\sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2)\right)^{0.5} = 102.613 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa} \quad \text{VYHOVUJE}$$

**přípoj střešní diagonály**

**NÁVRH: 2x šroub M16**

$$d := 16 \text{ mm} \quad d_0 := 18 \text{ mm} \quad n := 2 \quad A_s := 157 \text{ mm}^2$$

Rozteče šroubů budou zvoleny doporučené běžné, tedy:

$$e_1 := 40 \text{ mm} \quad p_1 := 55 \text{ mm} \quad \text{pouze jedna řada šroubů} \Rightarrow \quad e_2 := 0 \text{ mm} \quad p_2 := 0 \text{ mm}$$

posouzení plechu v otláčení

$$F_{b.Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t_{p.stě.diag}}{\gamma_{M2}}$$

$$k_1 := 2.5 \quad \alpha_d := \min\left(\frac{e_1}{3 d_0}, \frac{p_1}{3 d_0} - \frac{1}{4}\right) = 0.741 \quad \alpha_b := \min\left(\alpha_d, \frac{f_{ub}}{f_u}, 1\right) = 0.741$$

$$F_{b.Rd} := \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t_{p.stě.diag}}{\gamma_{M2}} = 85.333 \text{ kN} > \frac{N_{Ed.2}}{2} = 2.64 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

posouzení šroubu ve střihu

$$\alpha_v := 0.6$$

$$F_{v.Rd} := \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = 60.288 \text{ kN} > \frac{N_{Ed.2}}{2} = 2.64 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

posouzení svaru plechu k diagonále

**NÁVRH: svar koutový**

$$a_w := 4 \text{ mm} \quad L := 80 \text{ mm} \quad n := 4$$

návrhová síla

$$F_{ll.Ed} := N_{Ed.2} = 5.28 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 4.125 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa} \quad \sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\left(\sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2)\right)^{0.5} = 7.145 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa} \quad \text{VYHOVUJE}$$

přípoj svislice

### NÁVRH: 2x šroub M16

$$d := 16 \text{ mm} \quad d_0 := 18 \text{ mm} \quad n := 2 \quad A_s := 157 \text{ mm}^2$$

Rozteče šroubů budou zvoleny doporučené běžné, tedy:

$$e_1 := 40 \text{ mm} \quad p_1 := 55 \text{ mm} \quad \text{pouze jedna řada šroubů} \Rightarrow \quad e_2 := 0 \text{ mm} \quad p_2 := 0 \text{ mm}$$

Přípoj svislice je namáhán kombinací normálové a posouvající síly. Pro posouzení šroubovaného spoje se nejprve stanoví výslednice těchto sil

$$N_{Ed,3} := 7.66 \text{ kN} \quad V_{Ed,3} := 2.06 \text{ kN}$$

$$F_{Ed} := \sqrt{N_{Ed,3}^2 + V_{Ed,3}^2} = 7.932 \text{ kN}$$

posouzení plechu v otláčení

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t_{p.stě.diag}}{\gamma_{M2}}$$

$$k_1 := 2.5 \quad \alpha_d := \min\left(\frac{e_1}{3 d_0}, \frac{p_1}{3 d_0} - \frac{1}{4}\right) = 0.741 \quad \alpha_b := \min\left(\alpha_d, \frac{f_{ub}}{f_u}, 1\right) = 0.741$$

$$F_{b,Rd} := \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t_{p.stě.diag}}{\gamma_{M2}} = 85.333 \text{ kN} > \frac{F_{Ed}}{2} = 3.966 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

posouzení šroubu ve střihu

$$\alpha_v := 0.6$$

$$F_{v,Rd} := \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = 60.288 \text{ kN} > \frac{F_{Ed}}{2} = 3.966 \text{ kN} \quad \text{VYHOVUJE}$$

posouzení svaru plechu ke svislici

### NÁVRH: svar koutový

$$a_w := 4 \text{ mm} \quad L := 80 \text{ mm} \quad n := 4$$

návrhová síla

$$F_{II,Ed} := N_{Ed,3} = 7.66 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{II} := \frac{F_{II,Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 5.984 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa} \quad \sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

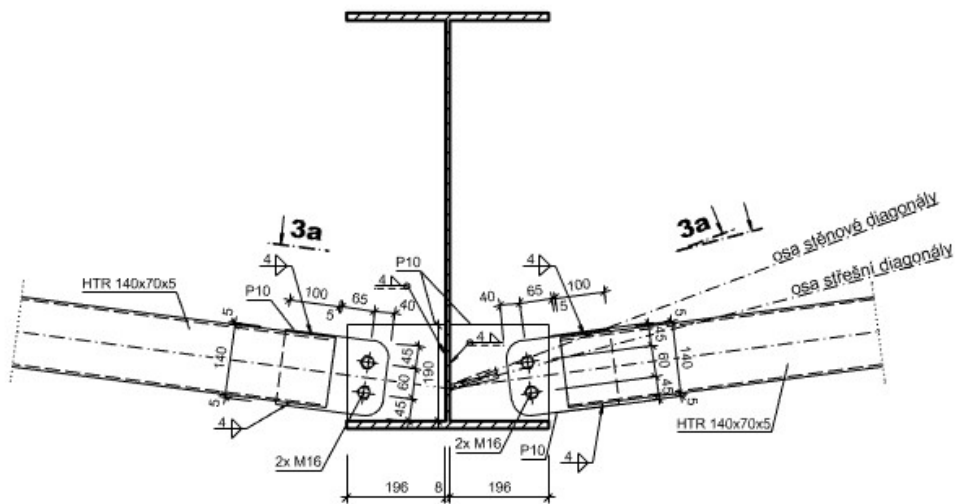
$$\left( \sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2) \right)^{0.5} = 10.365 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa} \quad \text{VYHOVUJE}$$

Svar svislice vyhoví s velkou rezervou pro zatížení pouze od normálové síly. Lze tedy předpokládat, že svar vyhoví i pro zatížení od zadané kombinace posouvající a normálové síly.

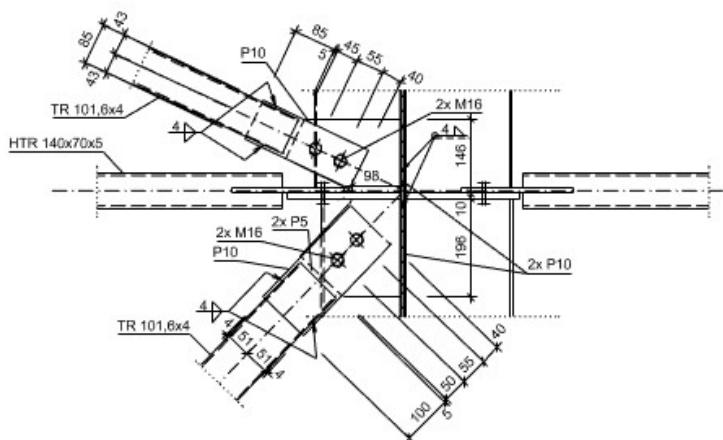
### návrh geometrie a posouzení zbávající svarů

#### DETAIL 3 (M1:10)

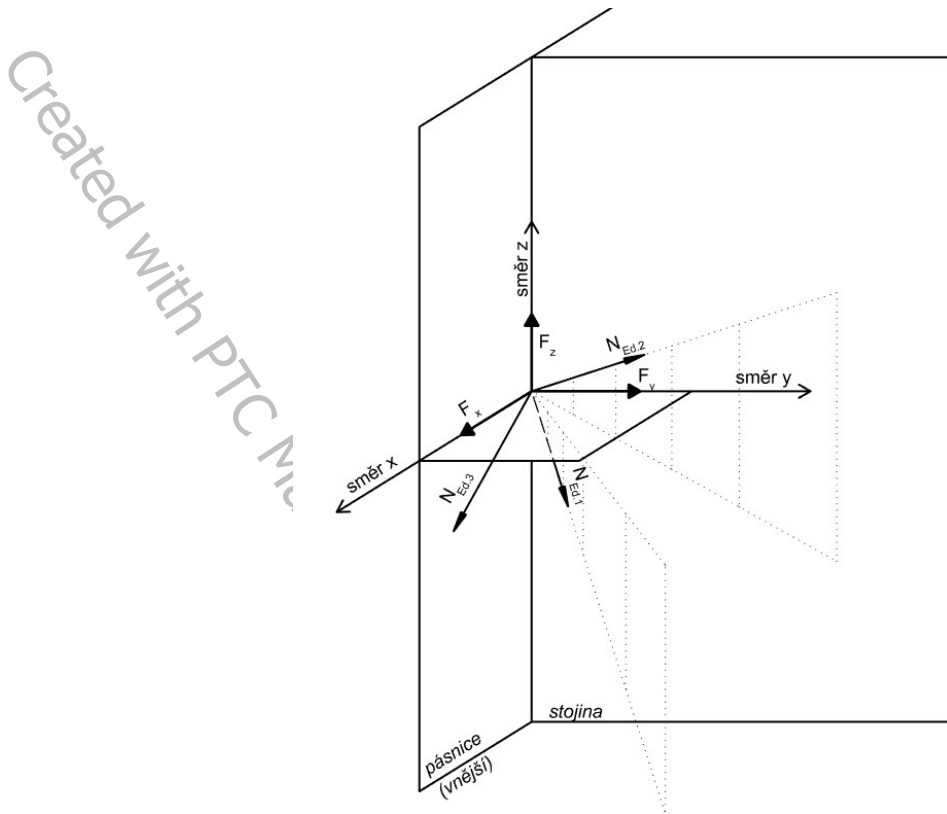
- styčník prvků ztužidla a hlavní vazby



#### ŘEZ 3a (M1:10)



obr. 62: Navržená geometrie detailu



obr. 63: Axonometrické schéma pro rozklad sil (prostorový svazek) do příslušných směrů

Zbylé svary se posoudí následovně. Svary plechu v odpovídajícího rovině  $xy$  na obrázku 63 se posoudí pro výslednici sil, která se určí pro prostorový paprsek dle schématu na obrázku 63, kde síla  $N_{Ed.1}$  je normálová síla ve svislici a  $N_{Ed.2}$  a  $N_{Ed.3}$  jsou normálové síly v diagonálách ztužidla. Rozkladem sil v diagonálách obdržíme síly působící ve směrech půdorysných průmětů (v rovině  $xy$ ) diagonál a svislé síly ve směru  $z$  dle schématu. Průmětné síly  $z$  diagonál se následně rozloží spolu s výslednicí sil svislice do směrů  $x$  a  $y$  dle schématu. Konzervativně se pak svary posoudí jednotlivě pouze pro rovnoběžná smyková napětí ve svarech od těchto sil. Svislé síly se sečtou (resp. odečtou) a posoudí se, zda celková délka svislých svarů přenese výslednou svislou sílu. V posledním kroku se ještě posoudí svary styčnickových plechů diagonál ke styčnickovému plechu svislice, pro sílu v rovině styčnickového plechu (rovina  $xy$  dle schématu) svislice vyvolávající rovnoběžná smyková napětí v těchto svarech.

rozklad sil do příslušných směrů

stěnová diagonála

$$L := 7352 \text{ mm} \quad dx := 4375 \text{ mm} \quad dy := 2559 \text{ mm} \quad dz := 5304 \text{ mm}$$

$$dp := \sqrt{dx^2 + dy^2} = 5068.442 \text{ mm}$$

$$\cos\alpha := \frac{dp}{L} = 0.689 \quad \sin\alpha := \frac{dz}{L} = 0.721$$

$$N_{Ed.1} = 94.79 \text{ kN}$$

$$F_{p.1} := \cos\alpha \cdot N_{Ed.1} = 65.348 \text{ kN}$$

$$F_{z.1} := \sin\alpha \cdot N_{Ed.1} = 68.385 \text{ kN}$$

$$\beta := 20.69 \text{ deg}$$

$$F_{x,1} := \cos(\beta) \cdot F_{p,1} = 61.133 \text{ kN}$$

$$F_{y,1} := \sin(\beta) \cdot F_{p,1} = 23.088 \text{ kN}$$

střešní diagonála

$$L := 5755 \text{ mm} \quad dx := 4081 \text{ mm} \quad dy := 2943 \text{ mm} \quad dz := 2818 \text{ mm}$$

$$dp := \sqrt{dx^2 + dy^2} = 5031.482 \text{ mm}$$

$$\cos\alpha := \frac{dp}{L} = 0.874$$

$$\sin\alpha := \frac{dz}{L} = 0.49$$

$$N_{Ed,2} = 5.28 \text{ kN}$$

$$F_{p,2} := \cos\alpha \cdot N_{Ed,2} = 4.616 \text{ kN}$$

$$F_{z,2} := \sin\alpha \cdot N_{Ed,2} = 2.585 \text{ kN}$$

$$\beta := 14.73 \text{ deg}$$

$$F_{x,2} := \cos(\beta) \cdot F_{p,2} = 4.464 \text{ kN}$$

$$F_{y,2} := \sin(\beta) \cdot F_{p,2} = 1.174 \text{ kN}$$

svislice

$$N_{Ed,3} = 7.66 \text{ kN}$$

$$V_{Ed,3} = 2.06 \text{ kN}$$

$$\beta := 7.5 \text{ deg}$$

$$F_{x,3} := \cos(\beta) \cdot N_{Ed,3} - \sin(\beta) \cdot V_{Ed,3} = 7.326 \text{ kN}$$

$$F_{y,3} := \sin(\beta) \cdot N_{Ed,3} + \cos(\beta) \cdot V_{Ed,3} = 3.042 \text{ kN}$$

výsledné síly pro posouzení svarů

$$F_x := F_{x,1} - F_{x,2} - F_{x,3} = 49.343 \text{ kN}$$

$$F_{p,1} = 65.348 \text{ kN}$$

$$F_y := F_{y,1} - F_{y,2} - F_{y,3} = 18.872 \text{ kN}$$

$$F_{p,2} = 4.616 \text{ kN}$$

$$F_z := F_{z,1} + F_{z,2} = 70.97 \text{ kN}$$

posouzení svaru styčnickového plechu svislice

směr x

**NÁVRH: svar koutový**

$$a_w := 4 \text{ mm}$$

$$L := 196 \text{ mm}$$

$$n := 2$$

návrhová síla

$$F_{ll,Ed} := F_x = 49.343 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 31.469 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa} \quad \sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\left( \sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2) \right)^{0.5} = 54.506 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa}$$

VYHOVUJE

směr y

**NÁVRH: svar koutový**

$$a_w := 4 \text{ mm} \quad L := 190 \text{ mm} \quad n := 2$$

návrhová síla

$$F_{ll.Ed} := F_y = 18.872 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 12.416 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa} \quad \sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\left( \sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2) \right)^{0.5} = 21.505 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa}$$

VYHOVUJE

posouzení svarů styčnickového plechu svislice

**NÁVRH: svar koutový**

$$a_w := 4 \text{ mm} \quad L := 250 \text{ mm} \quad n := 2$$

síla v táhlu

$$F_{ll.Ed} := F_z = 70.97 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 35.485 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa} \quad \sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\left( \sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2) \right)^{0.5} = 61.462 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa}$$

VYHOVUJE



posouzení svarů styčnickových plechů diagonál a svislice

stěnová vaznice

**NÁVRH: svar koutový**

$$a_w := 4 \text{ mm} \quad L := 96 \text{ mm} \quad n := 2$$

síla v táhlu

$$F_{ll.Ed} := F_{p.1} = 65.348 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 85.088 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa} \quad \sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\left( \sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2) \right)^{0.5} = 147.377 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa}$$

**VYHOVUJE**

střešní vaznice

**NÁVRH: svar koutový**

$$a_w := 4 \text{ mm} \quad L := 96 \text{ mm} \quad n := 2$$

síla v táhlu

$$F_{ll.Ed} := F_{p.2} = 4.616 \text{ kN}$$

napětí ve svaru

$$\tau_{ll} := \frac{F_{ll.Ed}}{L \cdot a_w \cdot n} = 6.011 \text{ MPa}$$

$$\tau_{kol} := 0 \text{ MPa} \quad \sigma_{kol} := 0 \text{ MPa}$$

$$\left( \sigma_{kol}^2 + 3 \cdot (\tau_{kol}^2 + \tau_{ll}^2) \right)^{0.5} = 10.411 \text{ MPa} < \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} = 360 \text{ MPa}$$

**VYHOVUJE**

## 5. ZDROJE

[1] TITAN - Multiplast s.r.o., Technické parametry polykarbonátových desek, 2023, Smržovka, Dostupné z: [www.titan-multiplast.cz](http://www.titan-multiplast.cz)

[2] ČSN EN 1991-1-3 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-3: Obecná zatížení - zatížení sněhem (ed. 2 - 2013)

[3] ČSN EN 1991-1-4 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-4: Obecná zatížení - zatížení větrem (ed. 2 - 2020)

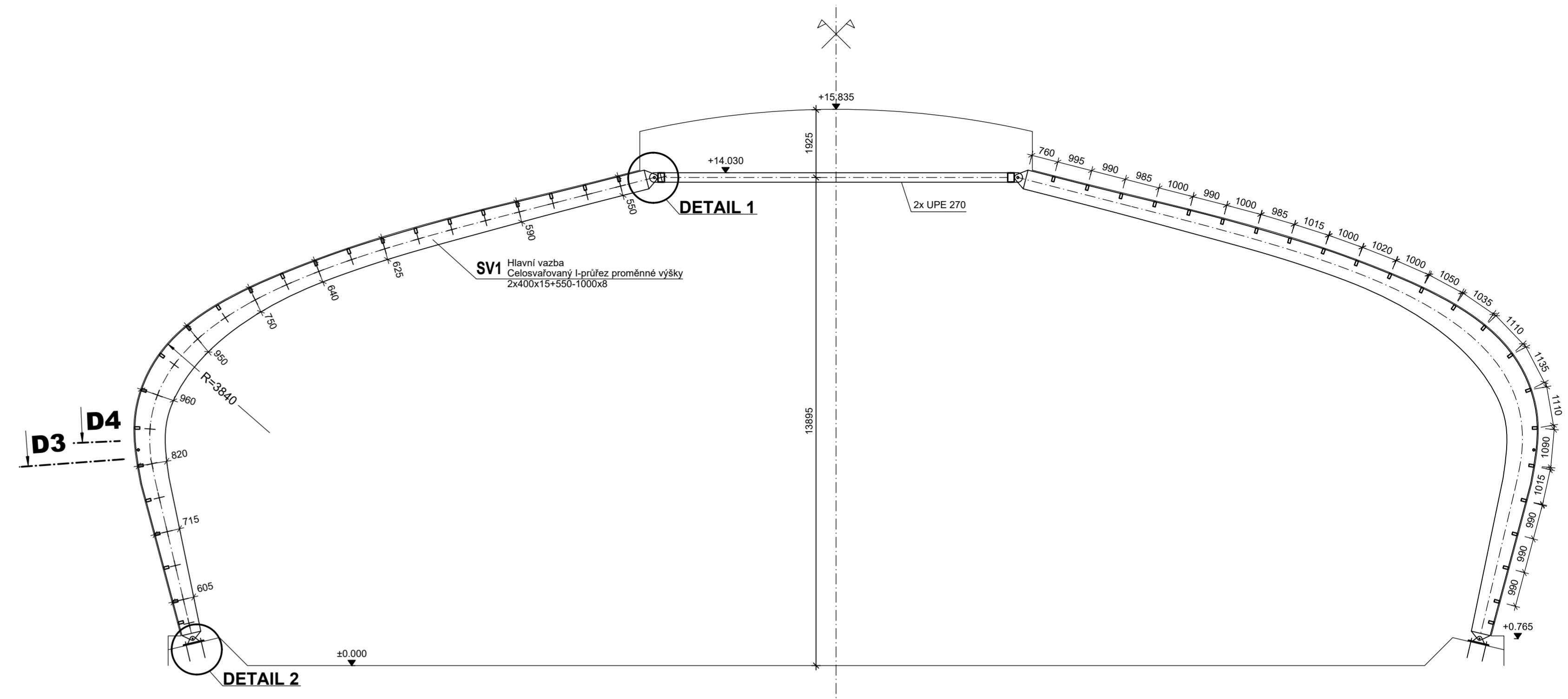
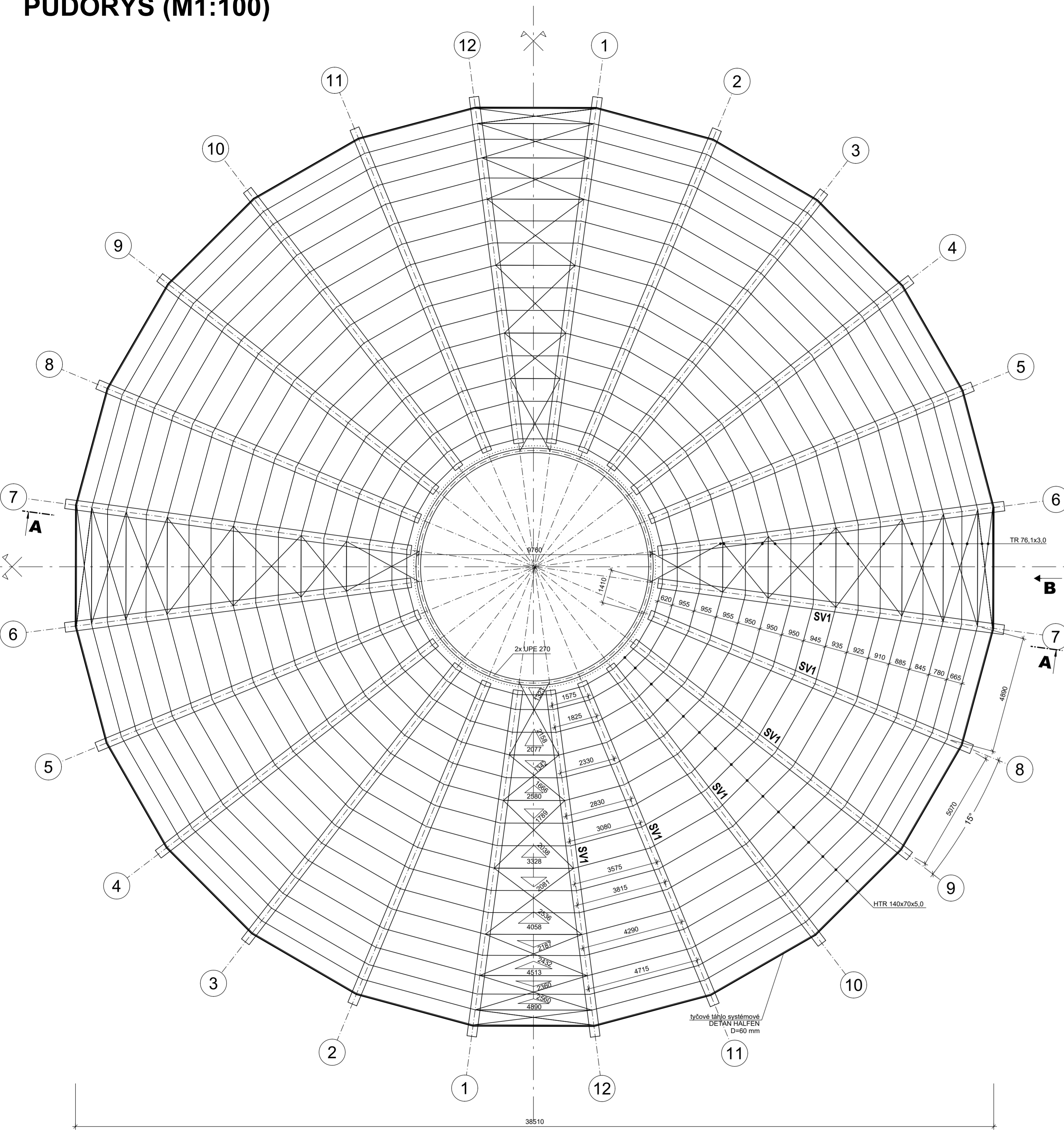
[4] Ing. Vladimír Janata, CSc, Předpjaté ocelové konstrukce, KONSTRUKCE, červen 2010

[5] ČSN EN 1993-1-1 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby (ed. 2 - 2011)

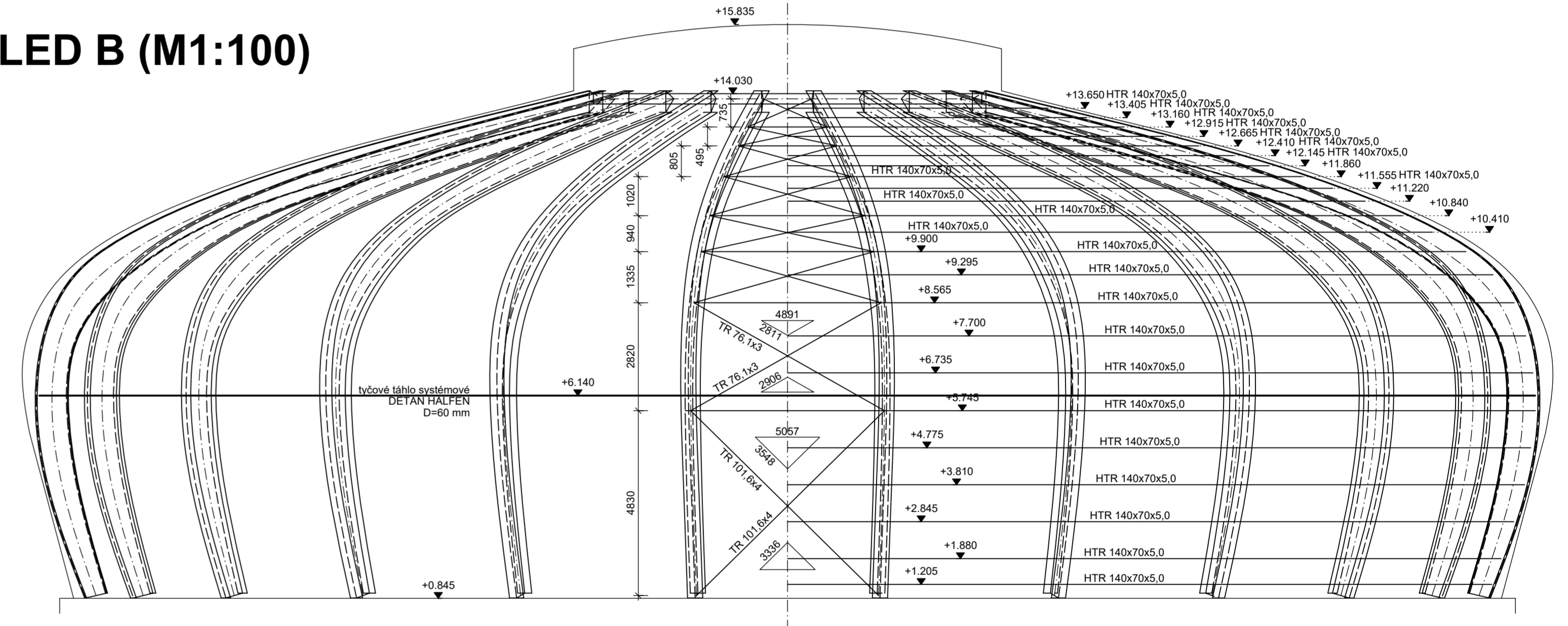
[6] ČSN EN 1993-1-8 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-8: Navrhování styčníků (ed. 2 - 2013)

# PŮDORYS (M1:100)

# ŘEZ A (M1:100)

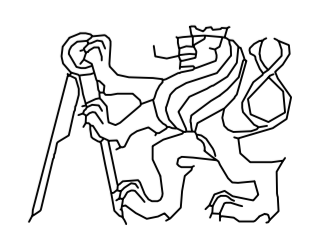


# POHLED B (M1:100)



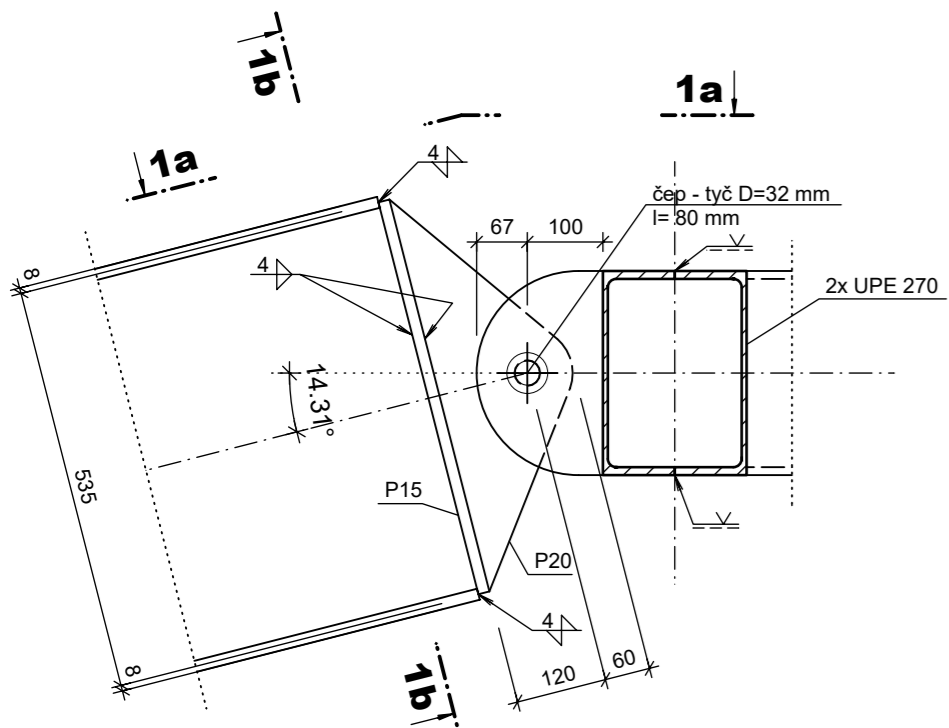
## POZNÁMKY:

- OCEL:  
 S235 JR - hlavní konstrukční prvky  
 S355 JR - styčnickové plechy, čepy, táhla
- BETON:  
 základové konstrukce  
 C25/30-XC2-XA1-XF1(CZ)-Cl0,20-Dmax 22-S3
- TRÍDA PROVEDENÍ:  
 EXC 2

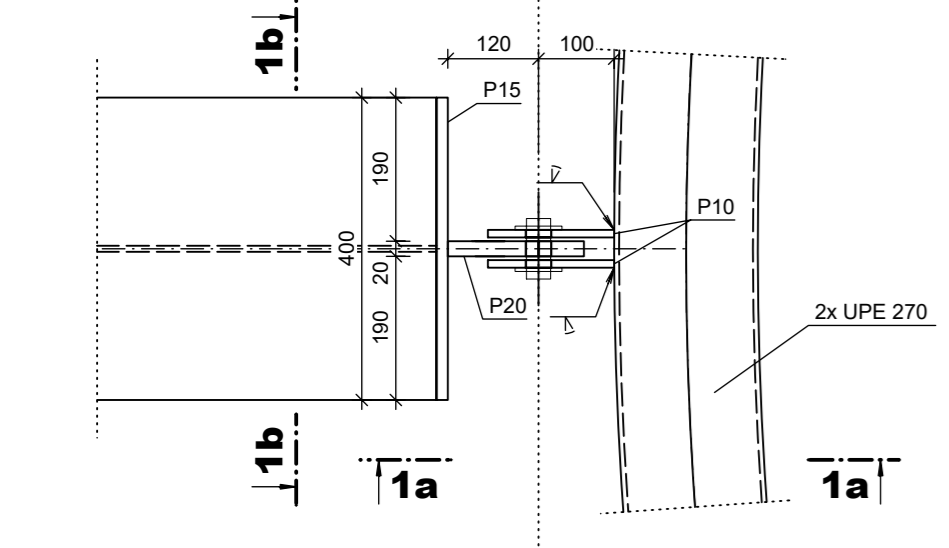
OBOR	C	<b>ČVUT v Praze</b> <b>Fakulta</b> <b>stavební</b>
KATEDRA	K-134	
ROČNÍK	4.	
VYPRACOVAL	Josef Stáňa	
VEDOUcí PRÁCE	prof. Ing. Michal Jandera, Ph.D.	
<b>BAKALÁŘSKÁ PRÁCE:</b> <b>OCELOVÁ KONSTRUKCE JÍZDÁRNY</b>		
NÁZEV VÝKRESU <b>PŮDORYS, ŘEZ A POHLED</b>		

### DETAIL 1 (M1:10)

- čepový přípoj hlavní vazby na tlačení prstencem

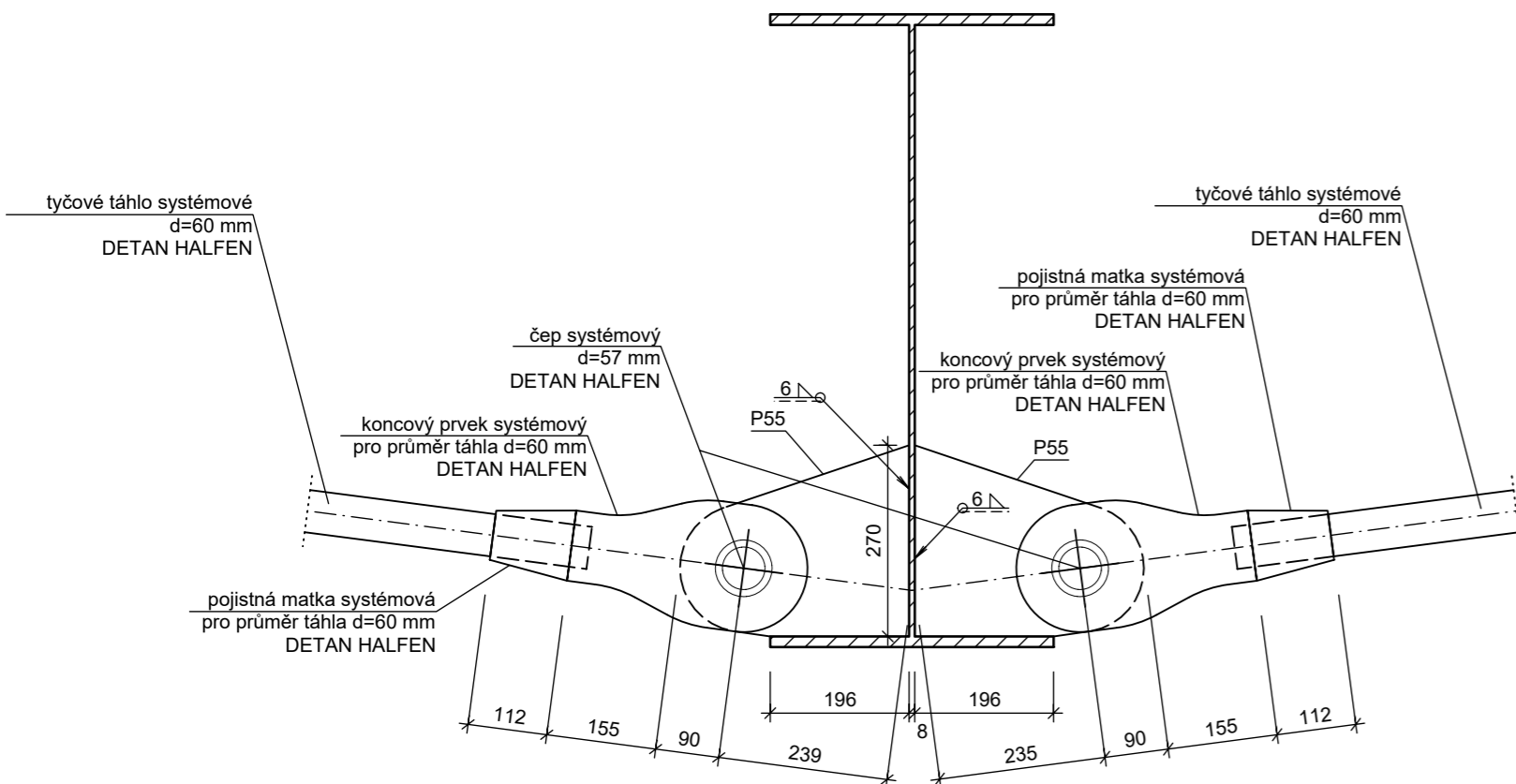


### ŘEZ 1a (M1:10)



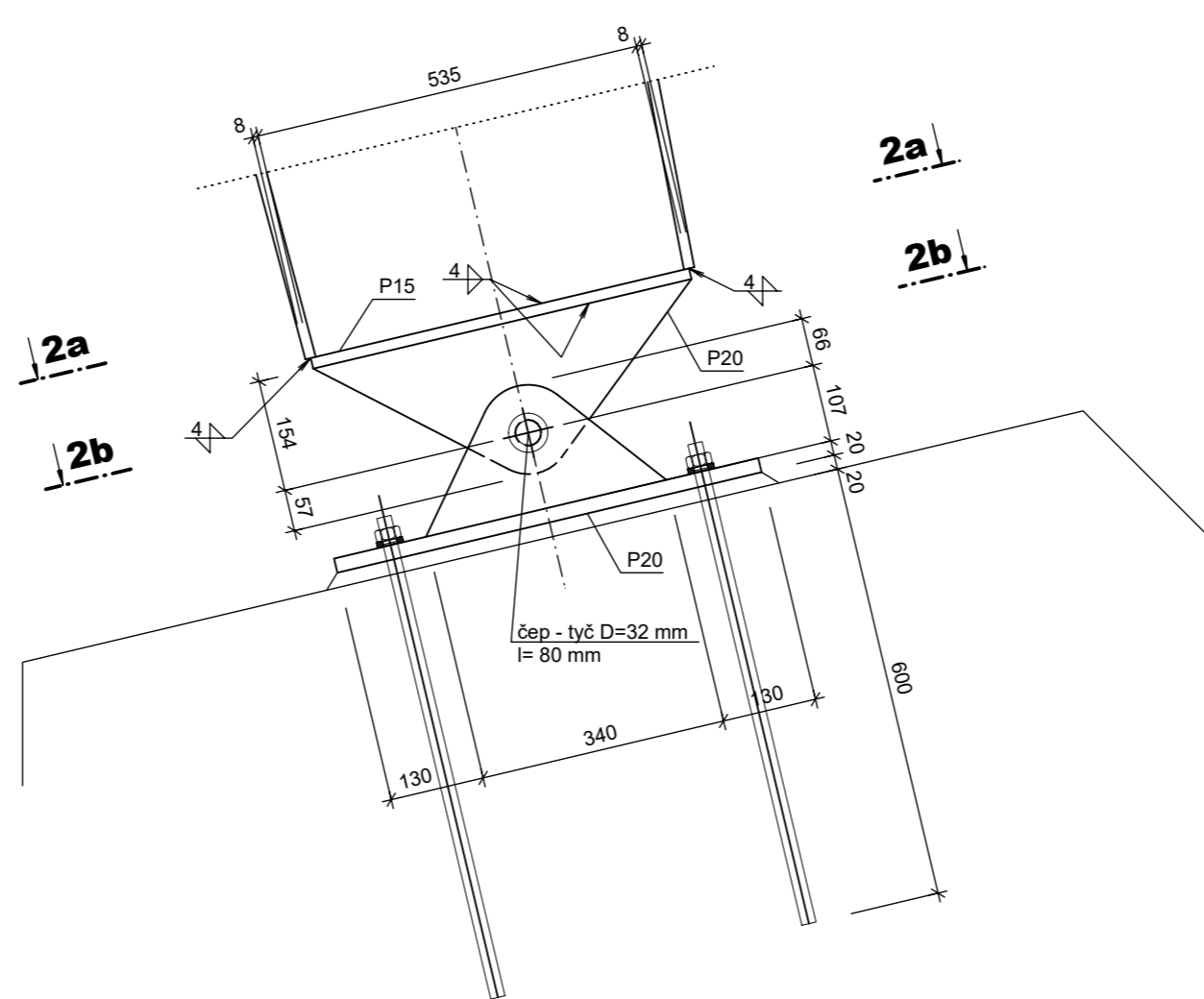
### DETAIL 4 (M1:10)

- přípoj táhla na hlavní vazbu

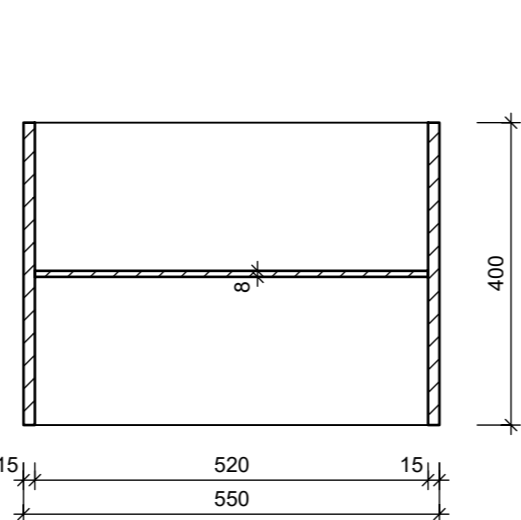


### DETAIL 2 (M1:10)

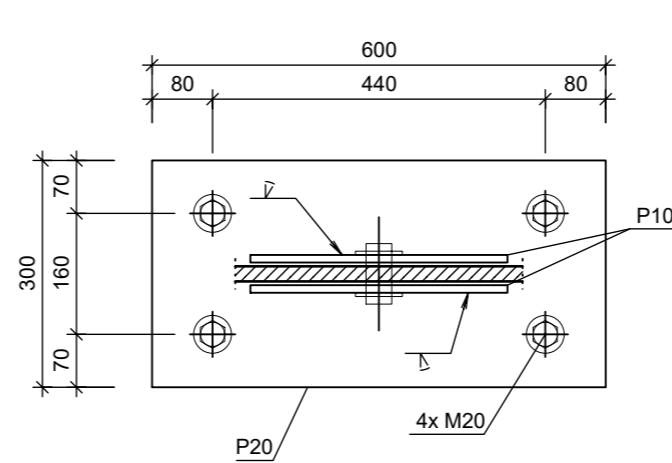
- kotvení hlavní vazby do betonové patky



### ŘEZ 2a (M1:10)

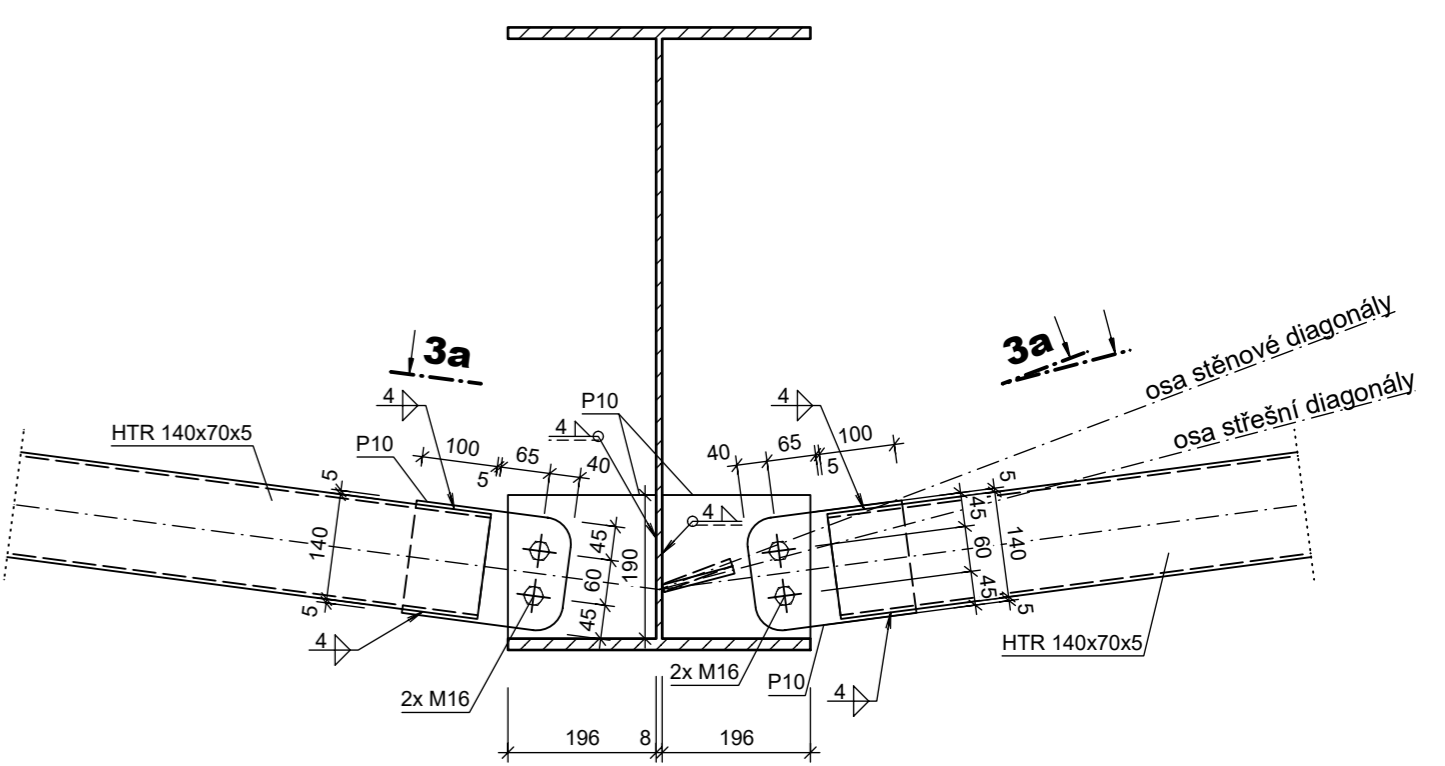


### ŘEZ 2b (M1:10)

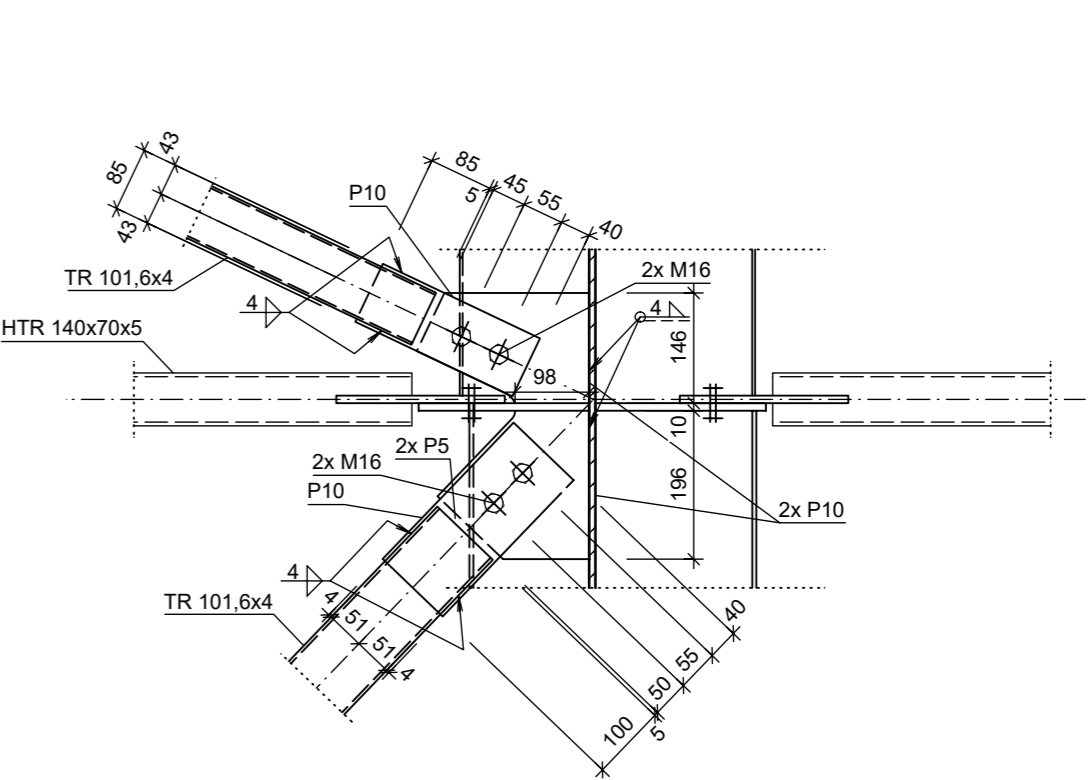


### DETAIL 3 (M1:10)

- styčnický prvek ztužidla a hlavní vazby



### ŘEZ 3a (M1:10)



### POZNÁMKY:

OCEL:  
S235 JR - hlavní konstrukční prvky  
S355 JR - styčnickové plechy, čepy  
S520 JR - hlavní konstrukční prvky

BETON:  
základové konstrukce  
C25/30-XC2-XA1-XF1(CZ)-CI0,20-Dmax 22-S3

TŘÍDA SPOJOVACÍCH PRVKŮ:  
8.8

TŘÍDA PROVEDENÍ:  
EXC 2

OBOR	C	<b>ČVUT v Praze</b> <b>Fakulta</b> <b>stavební</b>
KATEDRA	K-134	
ROČNÍK	4.	
VYPRACOVAL	Josef Štáva	
VEDOUČÍ PRÁCE	prof. Ing. Michal Jandera, Ph.D.	
PŘEDMĚT	<b>BAKALÁŘSKÁ PRÁCE:</b> <b>OCELOVÁ KONSTRUKCE JÍZDÁRNÝ</b>	
NÁZEV VÝKRESU	<b>DETAILY</b>	