



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV AUTOMOBILNÍHO A DOPRAVNÍHO
INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF AUTOMOTIVE ENGINEERING

DVOUNOSNÍKOVÝ SKŘÍŇOVÝ MOSTOVÝ JEŘÁB

DOUBLE BOX GIRDER BRIDGE CRANE

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. TOMÁŠ VLACHOVIČ

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. PŘEMYSL POKORNÝ, Ph.D.

BRNO 2014

Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství

Ústav automobilního a dopravního inženýrství

Akademický rok: 2013/2014

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

student(ka): Bc. Tomáš Vlachovič

který/která studuje v **magisterském navazujícím studijním programu**

obor: **Automobilní a dopravní inženýrství (2301T038)**

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Dvounosníkový skříňový mostový jeřáb

v anglickém jazyce:

Double Box Girder Bridge Crane

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Návrh skříňového nosníku dvounosníkového mostového jeřábu.

Nosnost 50t

Rozpětí mostu 20m

Cíle diplomové práce:

Vypracujte technickou zprávu obsahující zejména:

- Návrh skříňového nosníku s umístěním kolejnice nad stojinou
- Ověření únosnosti dle platných norem
- Pevnostní výpočet pomocí MKP
- veškeré další nezbytné výpočty - dle pokynů vedoucího DP.

Seznam odborné literatury:

REMTA, F., KUPKA, L., DRAŽAN, F.: Jeřáby, 2., přeprac. a dopln. vyd., SNTL Praha, 1975

ČSN 27 0103 NAVRHOVÁNÍ OCELOVÝCH KONSTRUKCÍ JEŘÁBŮ Výpočet podle mezních stavů 1989

Hoffmann, K., Krenn, E., Tanker, G.: Fördertechnik 2, ed. Oldenbourg Industrierla, 2006, s. 320, ISBN-10: 3-8356-3060-1, ISBN-13: 978-3-8356-3060-4

Osterrieder P.; Richter S.: Kranbahnträger aus Walzprofilen, ed. Vieweg, 2002, s. 299, ISBN-10: 3-528-12559-4, ISBN-13: 978-3-528-12559-2

Vedoucí diplomové práce: Ing. Přemysl Pokorný, Ph.D.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2013/2014.

V Brně, dne 11.11.2013

L.S.

prof. Ing. Václav Pištěk, DrSc.
Ředitel ústavu

prof. RNDr. Miroslav Doupovec, CSc., dr. h. c.
Děkan fakulty



ABSTRAKT

Tato diplomová práce se zabývá návrhem dvounosníkového jeřábového mostu o nosnosti 50 tun. Tento jeřáb má rozpětí mostu 20 metrů, rozvor 3,15 metrů a výšku zdvihu 7 metrů. Diplomová práce se zabývá ručním výpočtem skříňového nosníku a pomocí metody konečných prvků je řešeno boulení stěn. Diplomová práce je zpracována s použitím příslušné odborné literatury a norem, které obsahují postupy, doporučení pro výpočet a konstrukci jeřábových mostů.

KLÍČOVÁ SLOVA

Mostový jeřáb, kočka, skříňový nosník, dvounosníkový skříňový, zatížení

ABSTRACT

The diploma thesis deals with the assessment design of two-girder crane bridge for the lifting capacity 50 tons. Span of the crane is 20 meters, wheelbase is 3.15 meters and lifting height is 7 meters. This diploma thesis deals with the numerical solution box beam and using the finite element method is solved buckling. The diploma thesis has been elaborated using the relevant technical literature and standards that contain procedures and recommendations for calculation and designing of bridge cranes.

KEYWORDS

Bridge crane, crane trolley, box girder, double box girder, load



BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

VLACHOVIČ, T. *Dvounosníkový skříňový mostový jeřáb*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2014. 77 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Přemysl Pokorný, Ph.D.



ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že tato práce je mým původním dílem, zpracoval jsem ji samostatně pod vedením Ing. Přemysla Pokorného, Ph.D. a s použitím literatury uvedené v seznamu.

V Brně dne 30. května 2014

.....

Tomáš Vlachovič



PODĚKOVÁNÍ

Chtěl bych poděkovat svému vedoucímu diplomové práce Ing. Přemyslu Pokornému, Ph.D. za jeho ochotu a cenné rady, které mi pomohly při vypracování této diplomové práce. Dále bych chtěl poděkovat Ing. Vladimíru Cupalovi za jeho čas, ochotu a cenné rady při odborných konzultacích, které mi pomohly při tvorbě této závěrečné práce. Nakonec bych chtěl poděkovat svým rodičům a příbuzným za podporu během celého studia.



1 OBSAH

Úvod	7
2 Rozbor zadání	9
2.1 Zařazení jeřábu	9
2.2 Klasifikace jeřábu	9
2.2.1 Skupinová klasifikace jeřábu jako celku	9
2.2.2 Klasifikace mechanismů	9
2.2.3 Skupinová klasifikace mechanismu jako celku	10
2.3 Parametry jeřábu	10
2.4 Konstrukční uspořádání jeřábu	11
3 Zatížení a jejich součinitelé	12
3.1 Zatížení jednotlivých částí jeřábu	12
3.2 Určení součinitelů zatížení	12
3.3 Zatížení stálé	13
3.4 Zatížení nahodilé	13
3.5 Zatížení mimořádné	16
4 Kombinace zatížení	18
4.1 Zadávání zatížení do programu nx i-deas	18
4.2 Kombinace zatížení	19
5 Ruční výpočet	20
5.1 Svislé účinky působící na nosník	20
5.2 Vodorovné účinky působící na nosník	23
5.3 Suma vnitřních sil nosníku	24
5.4 Skříňový nosník	25
5.5 Určení průhybu nosníku	27
5.6 Určení útlumu kmitání nosné konstrukce	27
5.7 Klasifikace průřezu	28
5.8 Určení napětí v kritických místech nosníku	30
5.9 Určení efektivního průřezu	32
5.10 Vzpěrná únosnost prutu	35
5.10.1 Štíhlost pro rovinný vzpěr	35
5.10.2 Křivka vzpěrné pevnosti	35
5.10.3 Vzpěrná únosnost	36
5.11 Boulení při smyku	36
5.12 únosnost ve smyku	37
5.12.1 Smykové napětí od kroucení	37
5.12.2 Smykové napětí od svislých sil	37



5.12.3	Smykové napětí od kroucení v krajním poli nosníku.....	38
5.12.4	Smykové napětí od svislých sil v krajním poli nosníku.....	39
5.13	Posouzení pro pruty namáhané tlakem a dvojosým ohybem	40
5.14	Posouzení svislých výztuh	41
5.15	Určení únosnosti na příčné síly	42
5.16	Interakce	44
5.16.1	Interakce mezi smyk. silou, ohybovým momentem a osovou silou....	44
5.16.2	Interakce mezi příčnou silou, ohybovým momentem a osovou silou .	44
5.17	Boulení od ohybu pásnic	44
6	Boulení podle normy čsn en 13001-3-1.....	45
6.1	Boulení stěn namáhaných tlakovým a smykovým napětím	45
6.1.1	Návrhové napětí únosnosti na podélné napětí.....	45
6.1.2	Návrhové napětí únosnosti na příčné napětí.....	45
6.1.3	Návrhové napětí únosnosti na smykové napětí	47
6.2	Prokázání pro pole stěn.....	48
6.2.1	Namáhaní podélným a příčným tlakovým napětím	48
6.2.2	Namáhaní smykovým napětím.....	48
6.2.3	Namáhaní spolupůsobením normálového a smykového napětí.....	49
7	Návrh podélných výztuh a kontrola boulení stěn	50
7.1	Boulení stěn namáhaných tlakovým a smykovým napětím	50
7.1.1	Návrhové napětí únosnosti na podélné napětí.....	51
7.1.2	Návrhové napětí únosnosti na příčné napětí.....	51
7.1.3	Návrhové napětí únosnosti na smykové napětí	52
7.2	Prokázání pro pole stěn.....	53
7.2.1	Namáhaní podélným a příčným tlakovým napětím	53
7.2.2	Namáhaní smykovým napětím.....	53
7.2.3	Namáhaní spolupůsobením normálového a smykového napětí.....	54
8	MKP Analýza.....	55
8.1	Zatěžovací stavy – určení buckling factoru.....	57
8.2	Nejnepříznivější zatěžovací stav – zavedení imperfekcí	57
9	Únosnost při únavě.....	58
9.1	Řez 1	59
9.2	Řez 2	63
	Závěr	66
	Seznam použitých zkratk a symbolů	68
	Seznam příloh	77



Úvod

Zařízení pro přemísťování těžkých břemen ve vodorovné rovině nebo v mírném sklonu se od nejstarších dob až do první průmyslové revoluce příliš nezměnila. Pro přemísťování břemen ve svislém směru vyžadovaly však postupně se měnící výrobní poměry stále výkonnější zařízení, o stále vyšší nosnosti. Pokud však byla pro pohon k dispozici jen svalová síla lidí, nebo zvířat, nemohla se zvedat větší břemena v pravidelném provozu. *Cit. [1], str. 22.*

Elektrický pohon přináší další výhody, zejména pokud jde o provozní a ekonomickou stránku. Používáním elektrického pohonu se vývoj zdvihacích zařízení značně urychlil. Byla zkonstruována výkonná zařízení pro nejrozmanitější úkoly zdvihací techniky. Nosnost největších jeřábů dnes přesahuje 400 tun a není problémem postavit zařízení o mnohem větší nosnosti, pokud by jich bylo třeba. *Cit. [1], str. 23.*

Obecně jsou jeřáby zdvihací stroje, které zdvihají ve svislém směru a poté přemísťují ve vodorovném směru těžké předměty tzv. břemena. Přemísťování a zdvihání se provádí nejčastěji pomocí kladnice s hákem na laně nebo řetězu. Jeřáby se používají téměř ve všech průmyslech, nejčastěji ve stavebním.

Rozdělení jeřábů podle jejich tvaru: - Mostové jeřáby

- Portálové a polo portálové jeřáby
- Sloupové a věžové jeřáby
- Konzolové jeřáby
- Silniční a kolejové jeřáby
- Plovoucí jeřáby
- Lanové jeřáby

Mostové jeřáby

Mostové jeřáby jsou v praxi nejvyužívanějším typem zdvihacích zařízení. Tyto jeřáby dovolují jak podélnou tak i příčnou manipulaci v celém rozsahu pracovního prostoru. Jednou z hlavních částí je nosná konstrukce, tzv. most, který se skládá z jednoho nebo více hlavních nosníků. Typ konstrukce hlavních nosníků je dán rozpětím jeřábu a to buď jako válcovaný profil, nebo jako svařenec uzavřené konstrukce. Po hlavních nosnících pojíždí jedna nebo více jeřábových koček, které jsou ovládány z kabiny nebo dálkově. Další důležitou částí mostového jeřábu je příčník, ten je buď válcovaný, nebo má skříňový průřez svařený z (plechů). Tyto příčníky jsou připojeny k nosníkům pomocí šroubů. Mostové jeřáby pojíždějí po jeřábové dráze pomocí kol, která je uložena na sloupech. Mostové jeřáby se projektují ve vysokém rozmezí nosností, od několika set kilogramů až po několik set tun. Pro menší



nosnosti se používají jedno nosníkové konstrukce, pro vyšší nosnosti dvounosníkové, výjimečně tří a čtyř nosníkové.

Mezi uchopovací prostředky, které jsou většinou zavěšeny na lanech, nebo na lanových systémech zdvihacího ústrojí patří kladnice s kovanými háky, což je nejrozšířenější způsob, na tyto háky se dají zavěsit různé vázací prostředky, traverzy, třmeny, kleště, magnety, nebo drapáky.

Podle tvaru nebo účelu rozeznáváme mostové jeřáby:

- Normální s hákem (běžné),
- drapákové a magnetové,
- zvláštní konstrukce,
- hutní.

Podle druhu pohonu je rozdělujeme na elektrické, mechanické, nebo s hydraulickým převodem. Podle pracovního místa je dělíme na dílenské, montážní, nádvoří, hutní apod. Cit. [1], str. 337.



Obr. 1 Mostový jeřáb firmy Krantechnik



2 ROZBOR ZADÁNÍ

2.1 ZAŘAZENÍ JEŘÁBU

Zařazení dle [4], str. 53, Příloha II, jedná se o jeřáb všeobecného použití pro práci v dílnách a skladech průmyslových závodů.

Rozdělení: - Zdvihová třída: H2
 - Druh provozu: D2
 - Spektrum napětí: S1
 - Provozní skupina: J4

2.2 KLASIFIKACE JEŘÁBU

Zařazení dle [5], podle klasifikace zařízení jako celku a klasifikace pro účely konstrukce.

2.2.1 SKUPINOVÁ KLASIFIKACE JEŘÁBU JAKO CELKU

Třída využívání *Tabulka 1*: U5 – Pravidelné využívání středního stupně

Maximální počet provozních cyklů - $5 \cdot 10^5$

Stav zatěžování *Tabulka 2*: Q2 – Střední

Jmenovitý součinitel spektra zatížení - $K_p = 0,25$

Určení skupinové klasifikace jako celku *Tabulka 3*:

Třída využívání a maximální počet provozních cyklů - A5

2.2.2 KLASIFIKACE MECHANISMŮ

Třída využívání mechanismu *Tabulka 4*: T5 – Pravidelné přerušované používání

Celková doba využívání v hodinách - 6300

Stav zatěžování mechanismu *Tabulka 5*: L2 – Střední

Jmenovitý součinitel spektra zatížení $K_M = 0,25$

Určení klasifikace mechanismu *Tabulka 6*: M5



2.2.3 SKUPINOVÁ KLASIFIKACE MECHANISMU JAKO CELKU

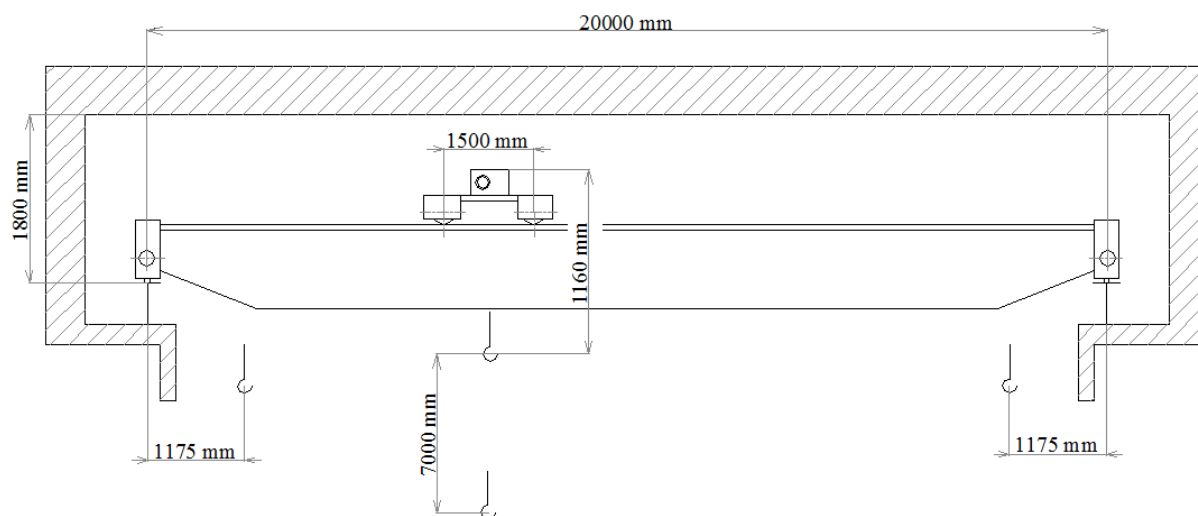
- Zdvih: M3
- Pojezd kočky: M3
- Pojezd jeřábu: M4

2.3 PARAMETRY JEŘÁBU

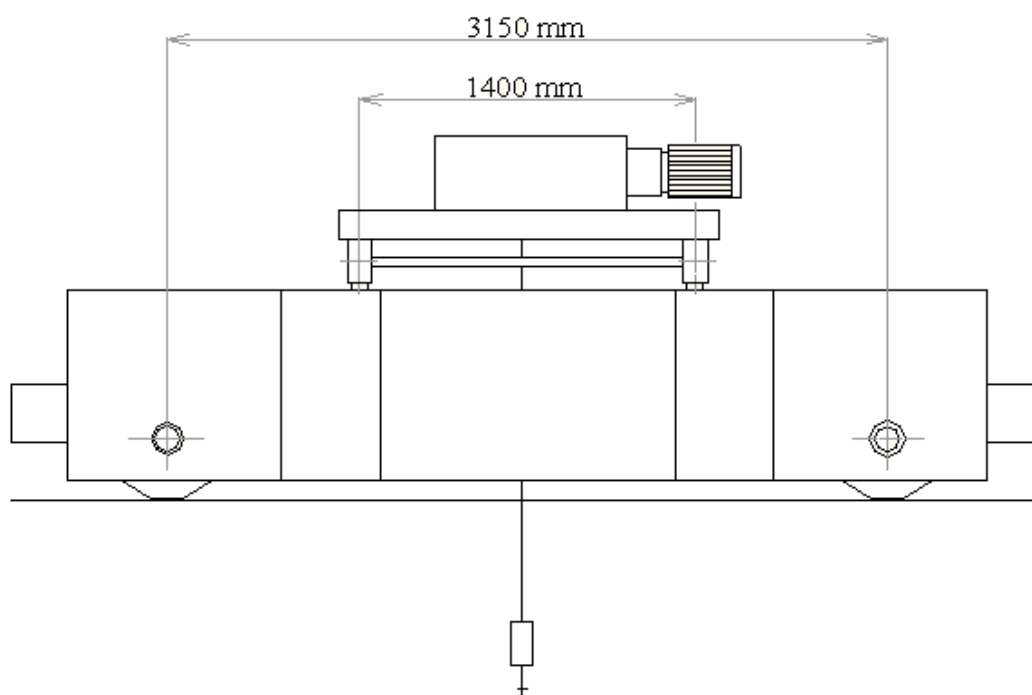
Tento mostový jeřáb je určen pro práci v hale. Konstrukce se skládá ze dvou hlavních skříňových nosníků, které jsou svařeny z plechů různé tloušťky a dvou příčníků. Nosníky jsou vyztuženy plnými příčnými výztuhami, které mají nahoře sražené hrany z důvodu snížení napětí a navíc ještě otvory pro průchod podélných výztuh. Příčné výztuhy jsou přivařeny k horní pásnici a podél stojin. Mezi dolní pásnicí a příčnou výztuhou je mezera 20 mm. Podélné výztuhy ve tvaru L jsou umístěny v 1/4 stojiny po obou stranách nosníku a jsou průchozí přes příčné výztuhy. Kočka pojíždí po kolejnici, která je přivařena k horní pásnici koutovými svary nad vnitřní stojinou nosníku. Hlavní nosníky jsou přivařeny k desce, která je k příčníkům připojena pomocí šroubového spoje. Kočka i příčník mají 2 kola hnací a 2 hnané. Příčníky jsou opatřeny nárazníky pro tlumení nárazu v krajních polohách jeřábové dráhy. Tento jeřáb je ovládán rádiovým ovladačem. Mezi hlavní parametry mostového jeřábu patří zdvih o nosnosti 50 tun, který je opatřen kladnicí s hákem. Další parametry jsou vypsány níže.

- Rozvor kočky: 1,5 m
- Rozchod kočky: 1,4 m
- Rozpětí jeřábu: 20 m
- Rozvor jeřábu: 3,15 m
- Výška zdvihu: 7 m
- Rychlost pojezdu mostu: $10 - 40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$
- Rychlost pojezdu kočky: $5 - 20 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$
- Rychlost zdvihu: $0,63 - 4 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$
- Kolejnice: OBD 50x50

2.4 KONSTRUKČNÍ USPOŘÁDÁNÍ JEŘÁBU



Obr. 2 Konstrukční uspořádání jeřábu, rozvor kočky, rozpětí jeřábu a výška zdvihu



Obr. 3 Konstrukční uspořádání jeřábu, rozchod kočky a rozvor jeřábu



3 ZATÍŽENÍ A JEJICH SOUČINITELÉ

3.1 ZATÍŽENÍ JEDNOTLIVÝCH ČÁSTÍ JEŘÁBU

- Hmotnost nosníků: $6,64 \cdot 10^3 \text{ kg}$ (2ks)
- Hmotnost kočky: $3,42 \cdot 10^3 \text{ kg}$
- Hmotnost kolejnice: 392 kg (2ks)
- Hmotnost kladky s hákem: 385 kg
- Hmotnost příčníků: $2,49 \cdot 10^3 \text{ kg}$ (2ks)
- Hmotnost elektrické výzbroje: 200 kg

3.2 URČENÍ SOUČINITELŮ ZATÍŽENÍ

Součinitelé zatížení jsou určeni, nebo vypočteni dle [4].

- Součinitel pro zatížení vyvozený od vlastní hmotnosti, je určen ze str. 8:

$$\gamma_g = 1,1 \quad (1)$$

- Součinitel zatížení od jmenovitého břemene je určen ze str. 9, Tab. 1:

$$\gamma_{l0} = 1,2 \quad (2)$$

- Součinitel zatížení od svislých sil (při zvedání nebo spouštění břemene) je určen ze str. 10, Tab. 3, podle zdvihové třídy jeřábu H2:

$$\delta_h = 1 + H_i \cdot (0,1 + 0,13 \cdot v_h) = 1 + 2 \cdot \left(0,1 + 0,13 \cdot \frac{4}{60}\right) = 1,217 \quad (3)$$

- Součinitel zatížení od svislých sil (při pojíždění) je určen ze str. 11, Tab. 4, kde:

Rychlost pojezdu kočky je $5 - 20 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$.

$$v_k = \frac{20}{60} = 0,33 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (4)$$

Rychlost pojezdu jeřábu je $10 - 40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$.

$$v_j = \frac{40}{60} = 0,67 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (5)$$



- Pro určení dynamického součinitele pojezdového je určena rychlost pojezdu jeřábu, která je menší než $v \leq 1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$:

$$\delta_t = 1,1 \quad (6)$$

- Součinitel od vodorovných setrvačných sil (součinitel tření při rozjíždění a brzdění) je určen ze *str. 11*:

$$\mu = 0,14 \quad (7)$$

- Součinitel zatížení je určen ze *str. 11*:

$$\gamma_i = 1,1 \quad (8)$$

- Součinitel od vodorovných bočních sil od přičení jeřábu je určen ze *str. 12*, kde L je rozpětí jeřábu a s rozvor jeřábu:

$$\lambda = 0,025 \cdot \frac{L}{s} = 0,025 \cdot \frac{20 \cdot 10^3}{3150} = 0,159 \quad (9)$$

- Součinitel zatížení od vodorovných příčných sil je určen ze *str. 12*:

$$\gamma_{tp} = 1,1 \quad (10)$$

3.3 ZATÍŽENÍ STÁLÉ

Zde jsou řazeny zatížení od vlastní hmotnosti, jako je hmotnost nosníků, kolejí, příčníků a dále části, které nemění své působení na konstrukci, např. elektrická výzbroj. Toto zatížení je označeno jako m_g .

Zatížení od vlastní hmotnosti

$$\begin{aligned} m_g &= 2 \cdot (m_n + m_{kol} + m_p) + m_{el} = 2 \cdot (6,64 \cdot 10^3 + 392 + 2,49 \cdot 10^3) + 200 \\ &= 19,24 \cdot 10^3 \text{ kg} \end{aligned} \quad (11)$$

3.4 ZATÍŽENÍ NAHODILÉ

Zde jsou řazeny zatížení od jmenovitého břemene m , kde patří hmotnost nejtěžšího přemísťovaného břemene, zatížení od stálého břemene m_s , např. kladnice s hákem, zatížení od vlastní hmotnosti pohybujících se částí m_k , které se pohybují v závislosti na pohybu břemene, např. kočka, kladkostroj, dále zatížení od setrvačných sil (při rozjezdu a brzdění kočky B_{t1} a rozjezdu a brzdění jeřábu B_{d1}) a nakonec podélné zatížení od přičení jeřábu H_{tp} . Zatížení od



schodů, žebříku, zábradlí a plošin jsou zanedbány, jelikož se na jeřábu nevyskytují. Dále se neuvažují zatížení větrem, sněhem a změnou teplot, poněvadž jeřáb se nachází ve výrobní hale.

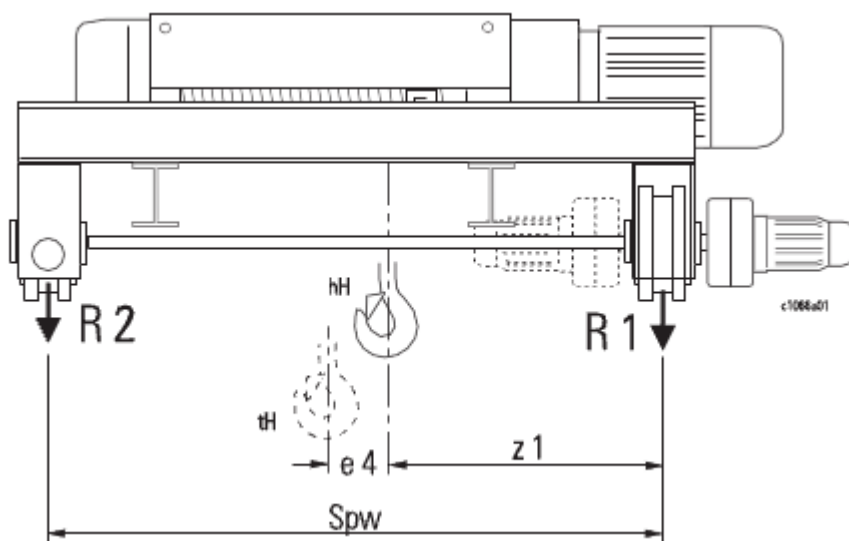
Zatížení od jmenovitého břemene

$$m = 50 \cdot 10^3 \text{ kg} \quad (12)$$

Zatížení od stálého břemene

$$m_s = m_{kl} = 385 \text{ kg} \quad (13)$$

Zatížení od hmotnosti břemena a kočky



Obr. 4 Statické schéma – zatížení kol od hmotnosti jmenovitého břemena a kočky

$$R_1 = \frac{S_{pw} - z_1 - e_4}{2 \cdot S_{pw}} \cdot (m + m_{kl}) \cdot g + 0,3 \cdot m_k \cdot g = \frac{1,4 - 0,65 - 0,14}{2 \cdot 1,4} \cdot (50 \cdot 10^3 + 385) \cdot 9,81 + 0,3 \cdot 3,42 \cdot 10^3 \cdot 9,81 = 117,74 \cdot 10^3 \text{ N} \quad (14)$$



$$R_2 = \frac{z_1 + e_4}{2 \cdot S_{pw}} \cdot (m + m_{kl}) \cdot g + 0,2 \cdot m_k \cdot g = \frac{0,65 + 0,14}{2 \cdot 1,4} \cdot (50 \cdot 10^3 + 385) \cdot 9,81 +$$

$$+ 0,2 \cdot 3,42 \cdot 10^3 \cdot 9,81 = 146,18 \cdot 10^3 N \quad (15)$$

Zatížení od rozjezdu a brzdění kočky

Tato síla je určena ze zatížení od hmotnosti břemene a kočky z hnacích sil R_2 (15) a R_1 (14), *obr. 4*. Je uvažován součinitel tření při rozjezdu nebo brzdění μ (7). Zrychlení a_t je vypočteno z hmotností jmenovitého, stálého břemene a kočky.

$$B_{t1} = (R_1 + R_2) \cdot \mu = (117,75 \cdot 10^3 + 146,18 \cdot 10^3) \cdot 0,14 = 36,95 \cdot 10^3 N \quad (16)$$

$$a_t = \frac{B_{t1}}{m_s + m_k + m} = \frac{36,95 \cdot 10^3}{385 + 3,42 \cdot 10^3 + 50 \cdot 10^3} = 0,69 m \cdot s^{-2} \quad (17)$$

Zatížení od rozjezdu a brzdění mostu

Tato síla je určena ze zatížení hnacích sil příčníků K_1 a K_2 , které jsou vypočteny z daných zatížení při poloze kočky uprostřed mostu. Je uvažováno se součinitelem tření při rozjezdu nebo brzdění μ (7). Zrychlení a_d je určeno z hmotnosti mostu, kočky, stálého a jmenovitého břemene.

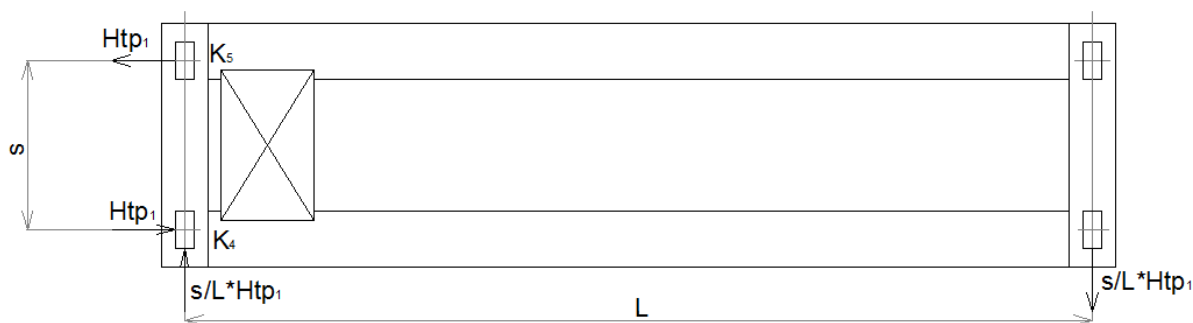
$$B_{d1} = (K_1 + K_2) \cdot \mu = (189,16 \cdot 10^3 + 200,12 \cdot 10^3) \cdot 0,14 = 54,5 \cdot 10^3 N \quad (18)$$

$$a_d = \frac{B_{d1}}{m_s + m_k + m + m_g} = \frac{54,5 \cdot 10^3}{385 + 3,42 \cdot 10^3 + 50 \cdot 10^3 + 19,24 \cdot 10^3} = 0,74 m \cdot s^{-2} \quad (19)$$

Zatížení od přičení mostu

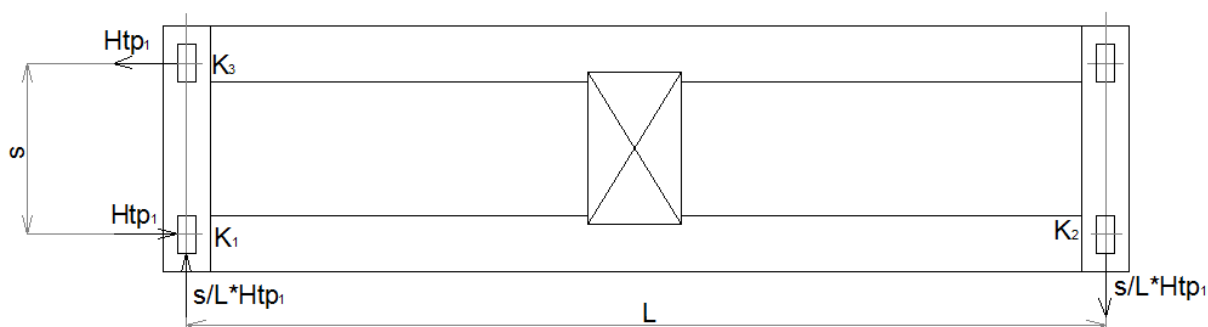
Síly od přičení jsou určeny ze sil K_4 a K_5 , které jsou vypočteny z jednotlivých zatížení při poloze kočky na kraji mostu *Obr. 5*. Síly pro přičení mostu při poloze kočky uprostřed mostu *Obr. 6*, jsou označeny jako K_1 a K_3 . Jednotlivé příčné síly jsou vynásobeny součinitelem od vodorovných bočních sil λ (9).

$$H_{tp} = (K_4 + K_5) \cdot \lambda = (323,85 \cdot 10^3 + 270,31 \cdot 10^3) \cdot 0,159 = 94,31 \cdot 10^3 N \quad (20)$$



Obr. 5 Příčlení mostu s polohou kočky na kraji mostu

$$H_{tp1} = (K_1 + K_3) \cdot \lambda = (189,16 \cdot 10^3 + 161,8 \cdot 10^3) \cdot 0,159 = 55,71 \cdot 10^3 N \quad (21)$$



Obr. 6 Příčlení mostu s polohou kočky ve středu mostu

Zatížení při poruše zdvihacího zařízení

Zatížení, vzniklé při poruše funkce zdvihacího mechanismu nebo při odpadnutí břemena se při výpočtu napětí v konstrukci uvažuje jako 25% celkového břemena působící směrem vzhůru. Cit. [4], str. 19.

3.5 ZATÍŽENÍ MIMOŘÁDNÉ

U mimořádných zatížení jsou určeny zatížení od nárazu na nárazníky F_N a zkušební břemena při zkoušce statické F_{st} a dynamické F_{dyn} .



Zatížení při nárazu na nárazníky

Toto zatížení vychází z výpočtu kinetické energie E_k z které je určena příslušná síla pro nárazníky podle katalogu. K výpočtu kinetické energie je určena hmotnost kočky m_k , hmotnost mostu m_g a rychlost pojezdu jeřábu v_j (5), kde se uvažuje podle výrobce 85% rychlost. Nakonec je určeno zpomalení jeřábu a_z při nárazu na nárazky.

$$E_{k1} = 0,5 \cdot (m_g + m_k) \cdot (0,85 \cdot v_j)^2 = 0,5 \cdot (19,24 \cdot 10^3 + 3,42 \cdot 10^3) \cdot (0,85 \cdot 0,67)^2 = 3,75 \cdot 10^3 J \quad (22)$$

Kinetická energie pro jeden nárazník $E_{k1} = 1880 J$ odpovídá podle katalogu 160x160 síle:

$$F_{N1} = 23 \cdot 10^3 N \quad (23)$$

$$a_z = \frac{2 \cdot F_{N1}}{m_g + m_k} = \frac{2 \cdot 23 \cdot 10^3}{19,24 \cdot 10^3 + 3,42 \cdot 10^3} = 1,97 m \cdot s^{-2} \quad (24)$$

Podle normy ČSN 270103 se uvažuje s poloviční rychlostí při najetí jeřábu na nárazky a s 80 % zatížením od jmenovitého břemene. Vodorovný účinek volně zavěšeného břemene se neuvažuje. Síla je opět odvozena z kinetické energie.

$$E_{k2} = 0,5 \cdot (m_g + m_k + m_s + 0,8 \cdot m) \cdot (0,5 \cdot v_j)^2 = 0,5 \cdot (19,24 \cdot 10^3 + 3,42 \cdot 10^3 + 385 + 0,8 \cdot 50 \cdot 10^3) \cdot (0,5 \cdot 0,67)^2 = 3,54 \cdot 10^3 J \quad (25)$$

Kinetická energie pro 1 nárazník 160x160 síle:

$$F_{N2} = 21,5 \cdot 10^3 N \quad (26)$$

Dále je počítáno pouze se silou od nárazníků podle katalogu výrobce, kde je síla o něco málo větší než podle výpočtu z normy ČSN 270103. Síly jsou určeny v místě polohy kočky uprostřed mostu, v modelu je řešen i náraz při poloze kočky na kraji mostu, kde jsou síly analogicky přepočítány na jednotlivé nárazníky ($20 \cdot 10^3 N$, $26 \cdot 10^3 N$).



Zatížení zkušebním břemenem při zkoušce - statické

Toto zatížení je určeno podle [4] z Tab. 10, str. 22. Pro mostový jeřáb do 50 tun se uvažuje 1,25 – 1,4 násobek jmenovitého břemene podle [9] z Tab. 3, str. 11. Je zvolena minimální hodnota 1,25 násobek jmenovitého břemene z důvodu hraniční hodnoty 50 tun, kde pro jeřáby nad 50 tun jsou hodnoty násobku nižší.

$$F_{st} = 1,25 \cdot m \cdot g = 1,25 \cdot 50 \cdot 10^3 \cdot 9,81 = 613,13 \cdot 10^3 N \quad (27)$$

Zatížení zkušebním břemenem při zkoušce - dynamické

Toto zatížení je určeno podle [4] z Tab. 10, str. 22. Pro mostový jeřáb do 50 tun se uvažuje 1,1 – 1,25 násobek jmenovitého břemene podle [9] z Tab. 3, str. 11. Obdobně jako u zkoušky statické je zvolen minimální násobek 1,1 jmenovitého břemene.

$$F_{dyn} = \frac{1+\delta_h}{2} \cdot 1,1 \cdot m \cdot g = \frac{1+1,217}{2} \cdot 1,1 \cdot 50 \cdot 10^3 \cdot 9,81 = 598,1 \cdot 10^3 N \quad (28)$$

4 KOMBINACE ZATÍŽENÍ

4.1 ZADÁVÁNÍ ZATÍŽENÍ DO PROGRAMU NX I-DEAS

- Zatížení od vlastní hmotnosti m_g je zadáno gravitačním zrychlením g .

$$L_{1y} = m_g \cdot g \quad (29)$$

- Zatížení od vlastní hmotnosti kočky m_k je zadáno do uzlu těžiště kočky jako síla:

$$L_{2y} = m_k \cdot g \quad (30)$$

- Zatížení od jmenovitého břemene m a stálého břemene m_s jsou zadány do uzlu osy háku jako síly:

$$L_{3y} = m \cdot g \quad (31)$$

$$L_{4y} = m_s \cdot g \quad (32)$$

- Zatížení od rozjezdu a brzdění kočky je zadáno do uzlů hnacích kol, kde zatíženější hnací kolo přenáší 60% hmotnosti kočky a druhé 40% (L_{5x} a L_{6x}) a do uzlu osy háku síla L_{7x} pro jmenovité a stálé břemeno, působící:



$$L_{5x} = 0,6 \cdot m_k \cdot a_t \quad (33)$$

$$L_{6x} = 0,4 \cdot m_k \cdot a_t \quad (34)$$

$$L_{7x} = (m_s + m) \cdot a_t \quad (35)$$

- Zatížení od rozjezdu a brzdění mostu je zadáno do těžiště kočky síla L_{8z} do uzlu osy háku síla L_{9z} pro jmenovité a stálé břemeno a zrychlením $-a_d$ v ose z:

$$L_{8z} = m_k \cdot a_d \quad (36)$$

$$L_{9z} = (m_s + m) \cdot a_d \quad (37)$$

- Zatížení od přičení mostu je zadáno do uzlů vahadel více zatížené větve:

$$L_{10x} = \pm H_{tp} \quad (38)$$

- Zatížení od nárazu na nárazníky je zadána do těžiště kočky L_{11z} se zpomalením $-a_z$:

$$L_{11z} = m_k \cdot a_z \quad (39)$$

$$L_{12z} = m_s \cdot a_z \quad (40)$$

- Zatížení při zkoušce statické, zadáno do uzlu osy háku:

$$L_{13y} = F_{st} \quad (41)$$

- Zatížení při zkoušce dynamické, zadáno do uzlu osy háku:

$$L_{14y} = F_{dyn} \quad (42)$$

4.2 KOMBINACE ZATÍŽENÍ

Zatížení jsou složeny ze základních kombinací podle [4], str. 21, Tab. 9. a mimořádných [4], str. 22, Tab. 10. Jednotlivé zatěžovací stavy pro základní kombinace jsou označeny jako F_1 až F_9 a mimořádné F_{11} až F_{16} . Ze zatěžovacího stavu F_{10} je určen maximální průhyb mostu při poloze kočky uprostřed mostu. Tyto kombinace jsou zadávány do dvou poloh umístění kočky (kočka uprostřed mostu, kočka na kraji mostu). Všechny tyto



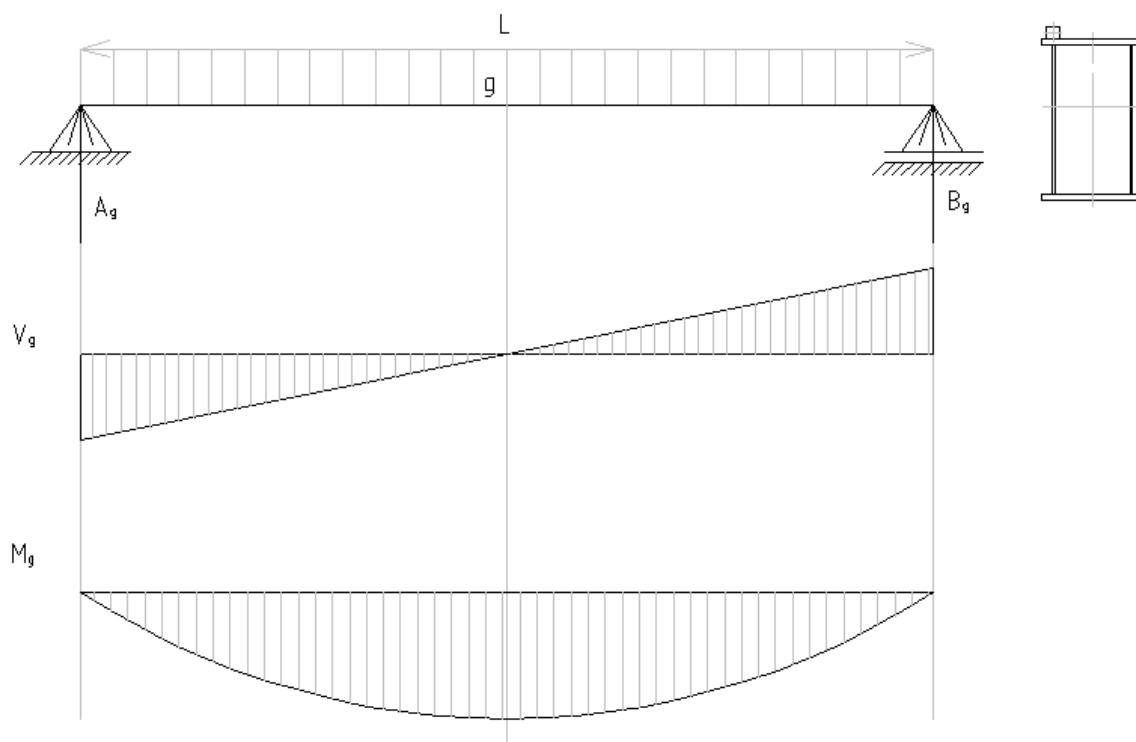
kombinace jsou uvedeny v *PŘÍLOZE 1 – Tabulka. 10*, kde pro získání sil jsou zadání příslušní součinitelé.

5 RUČNÍ VÝPOČET

5.1 SVISLÉ ÚČINKY PŮSOBÍCÍ NA NOSNÍK

Stálá zatížení od vlastní hmotnosti

Zatížení od vlastní hmotnosti je uvažováno pro zatíženější nosník, na který působí větší síly od kolových sil kočky. Toto zatížení je složeno z vlastní tíhy nosníku g_n , tíhy kolejnice OBD 50x50 g_k a tíhy elektrické výbroje g_e . Celková síla $V_{gmax}/2$ je vynásobena součiniteli δ_t (6) a γ_g (1), které se uvažují při výpočtech zatížení od vlastní hmotnosti. Nakonec je určen maximální moment M_{gmax} .



Obr. 7 Statické schéma – zatížení od vlastní hmotnosti

$$g_n = 332 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-1} \quad (43)$$

$$g_k = 19,6 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-1} \quad (44)$$

$$g_e = 10 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-1} \quad (45)$$



$$g_g = g_n + g_k + g_e = 332 + 19,6 + 10 = 361,6 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-1} \quad (46)$$

$$A_{gmax} = B_{gmax} = \frac{V_{gmax}}{2} = \frac{1}{2} \cdot g_g \cdot g \cdot L \cdot \gamma_g \cdot \delta_t = \frac{1}{2} \cdot 361,6 \cdot 9,81 \cdot 20 \cdot 1,1 \cdot 1,1 =$$

$$= 45,06 \cdot 10^3 \text{ N} \quad (47)$$

$$M_{gmax} = \frac{1}{8} \cdot g_g \cdot g \cdot L^2 \cdot \gamma_g \cdot \delta_t = \frac{1}{8} \cdot 361,6 \cdot 9,81 \cdot 20^2 \cdot 1,1 \cdot 1,1 = 225,3 \cdot 10^3 \text{ N} \cdot \text{m} \quad (48)$$

Maximální zatížení od hmotnosti břemene a kočky

Je vypočteno, že maximální síla R_{2max} působí, když je hák v dolní poloze. Z této polohy je určena i síla R_{1max} . Výpočet je složen ze vzdáleností S_{pw} , což je rozchod kočky, z_1 je vzdálenost kola od háku v horní poloze a e_4 , vzdálenost háku v horní a dolní poloze *Obr. 4, kapitola 2.4*. Hmotnosti od jmenovitého břemene m (12) a stálého břemene m_s (13) jsou vynásobeny příslušnými koeficienty γ_g (1), γ_{l0} (2), δ_h (3), δ_t (6) a gravitačním zrychlením g . Dále je uvažováno také se zatížením od hmotnosti kočky m_k .

$$R_{1max} = \frac{S_{pw} - z_1 - e_4}{2 \cdot S_{pw}} \cdot (m \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h + m_s \cdot \gamma_g \cdot \delta_h) \cdot g + 0,3 \cdot m_k \cdot \gamma_g \cdot \delta_t \cdot g =$$

$$\frac{1,4 - 0,65 - 0,14}{2 \cdot 1,4} \cdot (50 \cdot 10^3 \cdot 1,2 \cdot 1,217 + 385 \cdot 1,1 \cdot 1,217) \cdot 9,81 + 0,3 \cdot 3,42 \cdot 10^3 \cdot 1,1$$

$$\cdot 1,1 \cdot 9,81 = 169,34 \cdot 10^3 \text{ N} \quad (49)$$

$$R_{2max} = \frac{z_1 + e_4}{2 \cdot S_{pw}} \cdot (m \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h + m_s \cdot \gamma_g \cdot \delta_h) \cdot g + 0,2 \cdot m_k \cdot \gamma_g \cdot \delta_t \cdot g = \frac{0,65 + 0,14}{2 \cdot 1,4} \cdot$$

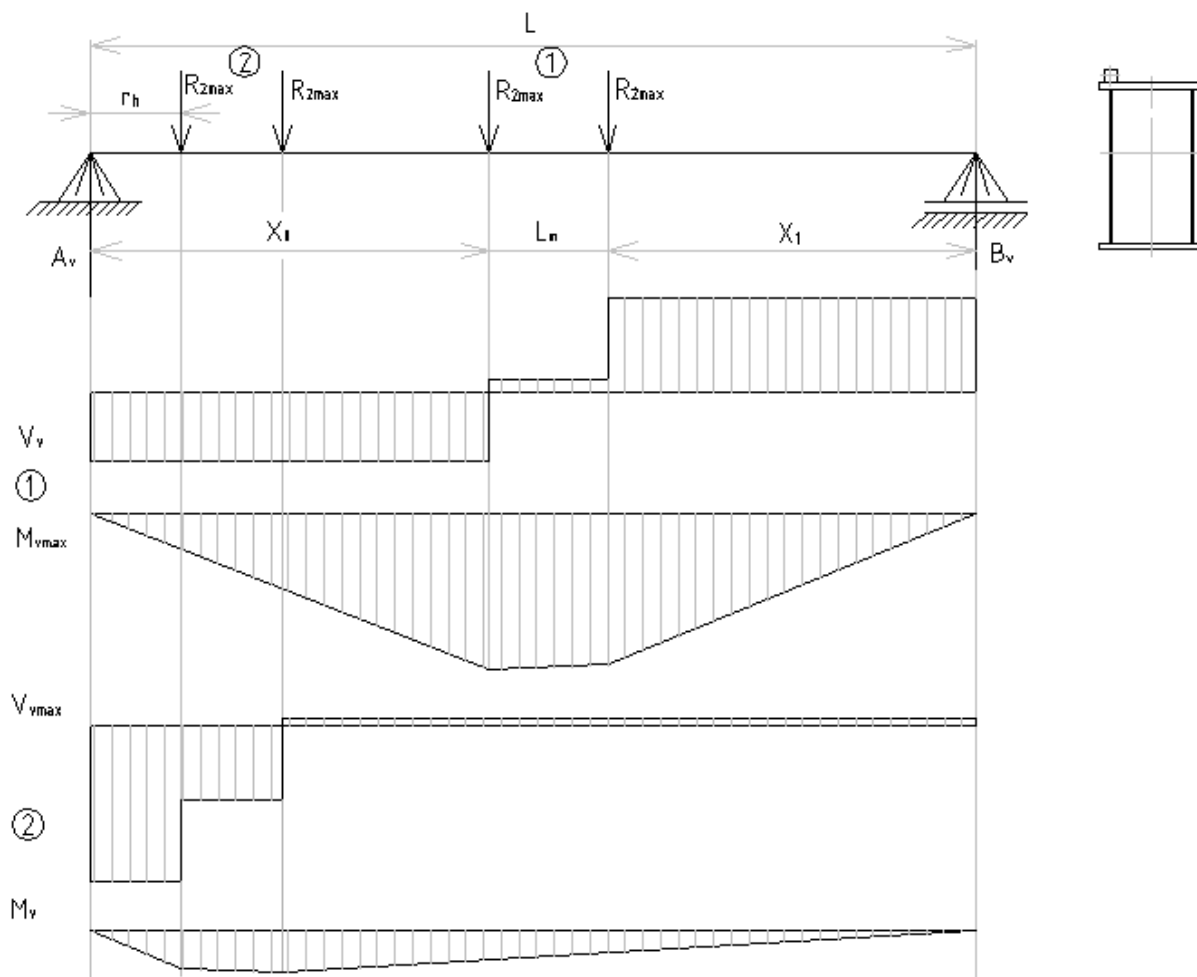
$$\cdot (50 \cdot 10^3 \cdot 1,2 \cdot 1,217 + 385 \cdot 1,1 \cdot 1,217) \cdot 9,81 + 0,2 \cdot 3,42 \cdot 10^3 \cdot 1,1 \cdot 1,1 \cdot 9,81 =$$

$$= 211,65 \cdot 10^3 \text{ N} \quad (50)$$



Nahodilé zatížení od jmenovitého, stálého břemene a hmotnosti kočky

Toto zatížení je určeno pro zatíženější nosník, na který působí síly R_{2max} , které jsou určeny ze vztahu (50). Dále jsou vypočteny reakční síly od zatížení kočky A_v , při poloze kočky uprostřed mostu, kde hnané kolo je ve vzdálenosti X_0 a maximální reakce A_{vmax} při poloze kočky na kraji mostu ve vzdálenosti r_h . Poté je určen maximální moment M_{vmax} , který je největší při poloze kočky uprostřed mostu. Vzdálenost L_m odpovídá rozvoru kočky.



Obr. 8 Statické schéma – zatížení od hmotnosti jmenovitého břemene a kočky

$$X_0 = \frac{L}{2} - \frac{L_m}{4} = \frac{20}{2} - \frac{1,5}{4} = 9,63m \quad (51)$$

$$X_1 = L - X_0 - L_m = 20 - 9,63 - 1,5 = 8,88m \quad (52)$$



$$A_v = R_{2max} \cdot \frac{L - X_0}{L} + R_{2max} \cdot \frac{L - X_0 - L_m}{L} = 211,65 \cdot 10^3 \cdot \frac{20 - 9,63}{20} + 211,65 \cdot 10^3 \cdot \frac{20 - 9,63 - 1,5}{20} = 203,72 \cdot 10^3 N \quad (53)$$

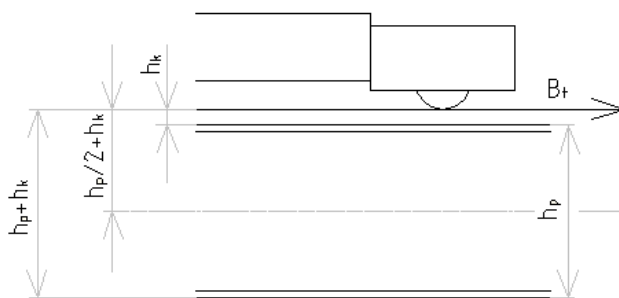
$$A_{vmax} = V_{vmax} = R_{2max} \cdot \frac{L - r_h}{L} + R_{2max} \cdot \frac{L - r_h - L_m}{L} = 211,65 \cdot 10^3 \cdot \frac{20 - 0,41}{20} + 211,65 \cdot 10^3 \cdot \frac{20 - 0,41 - 1,5}{20} = 398,75 \cdot 10^3 N \quad (54)$$

$$M_{vmax} = A_v \cdot X_0 = 203,72 \cdot 10^3 \cdot 9,63 = 1,961 \cdot 10^6 N \cdot m \quad (55)$$

5.2 VODOROVNÉ ÚČINKY PŮSOBÍCÍ NA NOSNÍK

Zatížení od podélných brzdných sil při brzdění koly kočky

Maximální podélná síla B_t je určena z větší hnací síly kočky R_2 (15) na zatíženějším nosníku, vynásobena součinitelem zatížení γ_i (8) a součinitelem tření μ (7). Maximální moment M_{tmax} je určen ze součtu vzdáleností $h_p/2$ což je poloviční výška nosníku a h_k , která odpovídá výšce kolejnice.



Obr. 9 Statické schéma podélné brzdné síly

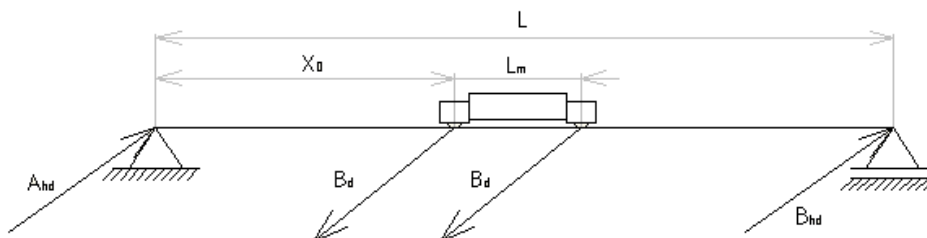
$$B_t = R_2 \cdot \gamma_i \cdot \mu = 146,18 \cdot 10^3 \cdot 1,1 \cdot 0,14 = 22,51 \cdot 10^3 N \quad (56)$$

$$M_{tmax} = B_t \cdot \left(\frac{h_p}{2} + h_k \right) = 22,51 \cdot 10^3 \cdot \left(\frac{1,533}{2} + 0,05 \right) = 18,83 \cdot 10^3 N \cdot m \quad (57)$$



Zatížení od příčné brzdné síly při brzdění koly kočky

Maximální příčná síla B_d je určena na zatíženějším nosníku ze síly R_2 (15) a je vynásobena zrychlením (zpomalením) mostu a_d (19) a součinitelem zatížení γ_i (8). Výpočet reakční síly A_{hd} je určen při poloze kočky uprostřed mostu ve vzdálenosti X_0 (51). Nakonec je vypočten maximální moment M_{hdmax} .



Obr. 10 Statické schéma příčné síly

$$B_d = \frac{R_2}{g} \cdot a_d \cdot \gamma_i = \frac{146,18 \cdot 10^3}{9,81} \cdot 0,74 \cdot 1,1 = 12,11 \cdot 10^3 N \quad (58)$$

$$A_{hd} = B_d \cdot \frac{L - X_0}{L} + B_d \cdot \frac{L - X_0 - L_m}{L} = 12,11 \cdot 10^3 \cdot \frac{20 - 9,63}{20} + 12,11 \cdot 10^3 \cdot \frac{20 - 9,63 - 1,5}{20} = 11,65 \cdot 10^3 N \quad (59)$$

$$M_{hdmax} = A_{hd} \cdot X_0 = 11,65 \cdot 10^3 \cdot 9,63 = 112,17 \cdot 10^3 N \cdot m \quad (60)$$

5.3 SUMA VNITŘNÍCH SIL NOSNÍKU

Součet všech momentů ve směru osy y, je označen jako $M_{y,Sd}$, a je složen z momentu od vlastní hmotnosti M_{gmax} (48), momentu od jmenovitého a stálého břemene M_{vmax} (55) a momentu od podélné brzdné síly M_{tmax} (57). Dále je určen maximální moment ve směru osy z, který je označen jako $M_{z,Sd}$ a je složen z momentu od příčné brzdné síly M_{hdmax} (60). Maximální smyková síla $V_{T,Sd}$ při poloze kočky na okraji mostu je složena ze síly od vlastní hmotnosti $V_{gmax}/2$ (47) a síly od jmenovitého a stálého břemene V_{max} (54). Nakonec je určena smyková síla V_{Ed} , při poloze kočky uprostřed mostu.

$$M_{y,Sd} = M_{gmax} + M_{vmax} + M_{tmax} = 225,3 \cdot 10^3 + 1,961 \cdot 10^6 + 18,83 \cdot 10^3 = 2,205 \cdot 10^6 N \cdot m \quad (61)$$



$$M_{z,Sd} = M_{hdmax} = 112,17 \cdot 10^3 N \cdot m \quad (62)$$

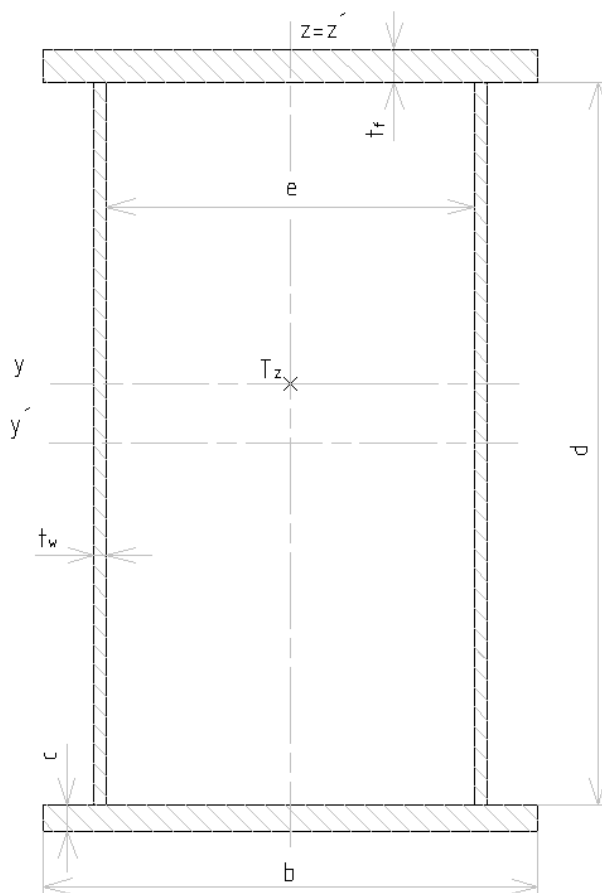
$$V_{T,Sd} = \frac{V_{gmax}}{2} + V_{vmax} = 45,06 \cdot 10^3 + 398,75 \cdot 10^3 = 443,81 \cdot 10^3 N \quad (63)$$

$$V_{Ed} = A_v = 203,72 \cdot 10^3 N \quad (64)$$

5.4 SKŘÍŇOVÝ NOSNÍK

Průřezová charakteristika nosníku mostu

Je navržen skříňový nosník o délce 19680 mm a je vyroben z materiálu S235. Rozměry nosníku jsou zvoleny tak, aby vykazoval dostatečnou tuhost a zároveň nebyl příliš těžký.

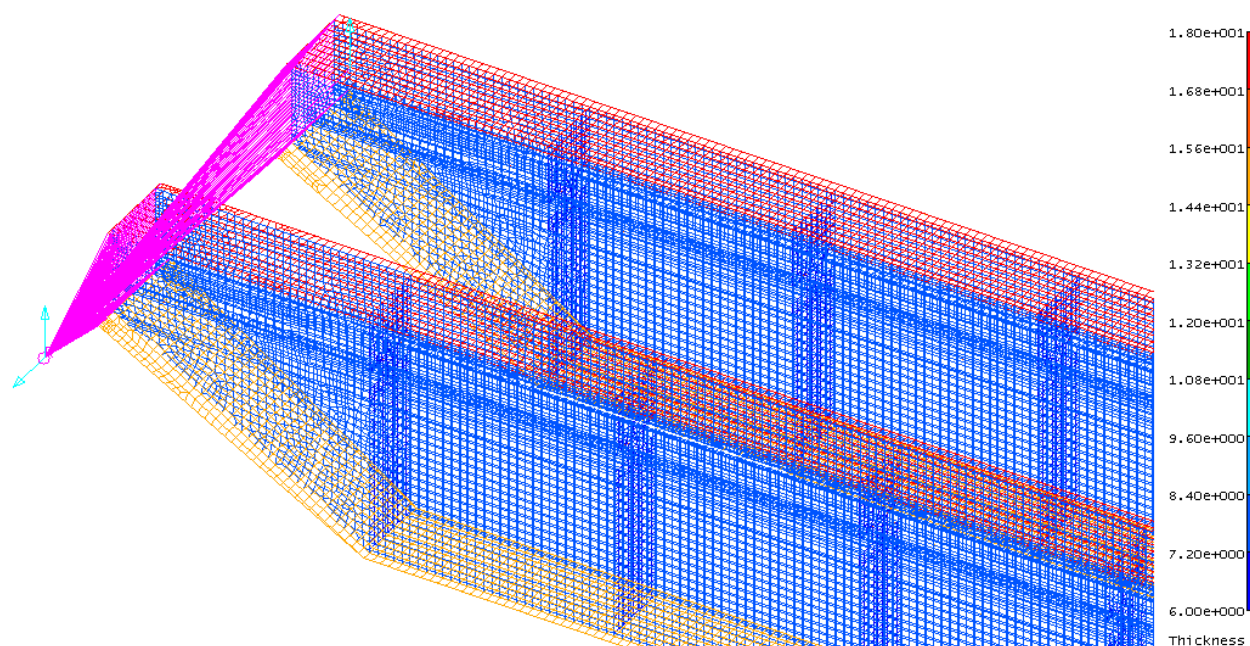


Obr. 11 Průřez nosníku



Rozměry skříňového nosníku

Materiál:	S235	
Jmenovitá hodnota meze kluzu:	$f_y = 235 \text{ MPa}$	(65)
Jmenovitá hodnota meze pevnosti v tahu:	$f_u = 360 \text{ MPa}$	(66)
Tloušťka horní pásnice:	$t_f = 18 \text{ mm}$	(67)
Tloušťka dolní pásnice:	$c = 15 \text{ mm}$	(68)
Tloušťka stojiny:	$t_w = 8 \text{ mm}$	(69)
Vnitřní vzdálenost mezi pásnicemi:	$d = 1500 \text{ mm}$	(70)
Šířka pásnice:	$b = 540 \text{ mm}$	(71)
Vnitřní vzdálenost mezi stojinami:	$e = 420 \text{ mm}$	(72)
Vzdálenost výztuh:	$a = 1500 \text{ mm}$	(73)
Plocha průřezu nosníku:	$A = 41,82 \cdot 10^3 \text{ mm}^2$	(74)
Těžiště nosníku od osy z:	$T_z = 29,7 \text{ mm}$	(75)
Moment setrvačnosti k ose y:	$I_y = 14,711 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$	(76)
Moment setrvačnosti k ose z:	$I_z = 1,532 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$	(77)



Obr. 12 Tloušťky stěn nosníků



5.5 URČENÍ PRŮHYBU NOSNÍKU

Maximální průhyb nosníku

Výpočet maximálního průhybu nosníku od stálého a jmenovitého břemene je určen dle [4], str. 67, Příloha VIII, Tabulka VIII/1, pro jeřáby elektrické se dvěma hlavními nosníky, kde kočka jezdí po horních pásech.

$$z_{st} = \frac{1}{700} \cdot L \cdot 10^3 = \frac{1}{700} \cdot 20 \cdot 10^3 = 28,6 \text{ mm} \quad (78)$$

Skutečný průhyb nosníku

$$z = \frac{2 \cdot R_{2max} \cdot (L - L_m) \cdot [3 \cdot L^2 - (L - L_m)^2]}{96 \cdot E \cdot I_y} =$$

$$= \frac{2 \cdot 211,65 \cdot 10^3 \cdot (20 \cdot 10^3 - 1,5 \cdot 10^3) \cdot [3 \cdot (20 \cdot 10^3)^2 - (20 \cdot 10^3 - 1,5 \cdot 10^3)^2]}{96 \cdot 2,1 \cdot 10^5 \cdot 14,711 \cdot 10^9} = 22,6 \text{ mm} \quad (79)$$

$$28,57 \text{ mm} > 22,6 \text{ mm} \Rightarrow \text{splněno}$$

Hodnota získaná z modelu MKP PŘÍLOHA 3, obr. 36 vychází 21,8 mm, čímž se téměř shoduje s hodnotou získanou z výpočtu (79).

5.6 URČENÍ ÚTLUMU KMITÁNÍ NOSNÉ KONSTRUKCE

Výpočet podmínky útlumu nosné konstrukce při rozkmitání dle [4], str. 67, Příloha VIII. Je doporučeno, aby amplituda odložením jmenovitého břemene rozkmitaného mostu, klesla uprostřed mostu během 15 sekund na maximálně 0,5 mm.

Redukovaná hmotnost nosného profilu

$$m_{red} = \frac{g_n \cdot L}{2} + \frac{m_k}{i} = \frac{332 \cdot 20}{2} + \frac{3,42 \cdot 10^3}{2} = 5,03 \cdot 10^3 \text{ kg} \quad (80)$$



Tuhost nosného profilu (pružinová konstanta)

$$c_o = \frac{48 \cdot E \cdot I_y}{(L \cdot 10^3)^3} \cdot 10^3 = \frac{48 \cdot 210 \cdot 10^3 \cdot 14,711 \cdot 10^9}{(20 \cdot 10^3)^3} \cdot 10^3 = 18,54 \cdot 10^6 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1} \quad (81)$$

Logaritmický dekrement útlumu kmitání

Pro skříňové nosníky větší než 1/16 rozpětí.

$$v = 0,12 \quad (82)$$

Frekvence vlastních kmitů nosného profilu

$$f = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{c_o}{m_{red}}} = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{18,54 \cdot 10^6}{5,63 \cdot 10^3}} = 9,66 \text{ s}^{-1} \quad (83)$$

Doba útlumu při rozkmitání

$$t_{tl} = \frac{\ln(2 \cdot z_{st})}{f \cdot v} = \frac{\ln(2 \cdot 28,57)}{9,66 \cdot 0,12} = 3,49 \text{ s} \quad (84)$$

$$15 \text{ s} > 3,49 \text{ s} \Rightarrow \text{splněno}$$

5.7 KLASIFIKACE PRŮŘEZU

Cílem klasifikace průřezů je určit, v jakém rozsahu lokálního boulení omezuje únosnost a rotační kapacitu průřezů. *Cit. [6], str. 41.* Definují se 4 třídy, kde se klasifikují poměry šířky a tloušťky tlačенých částí.

Průřez je klasifikován podle nejvyšší (nejnepříznivější) třídy jeho tlačенých částí. *Cit. [6], str. 42.*

Součinitel

Str. 44, Tabulka 5.2.

$$\varepsilon = \sqrt{235 / f_y} = \sqrt{235 / 235} = 1 \quad (85)$$

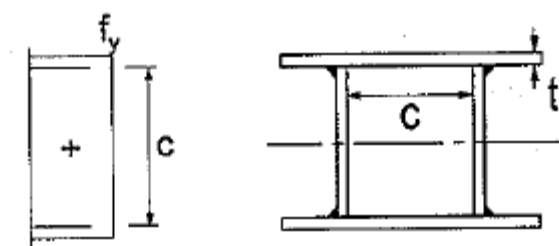


Štíhlost vnitřní tlačené pásnice

Str. 43, Tabulka 5.2 (list 1 ze 3).

$$\beta_f = \frac{e}{t_f} = \frac{420}{18} = 23,33 \leq 33 \quad (86)$$

Vnitřní tlačená pásnice je zařazena do třídy 1.



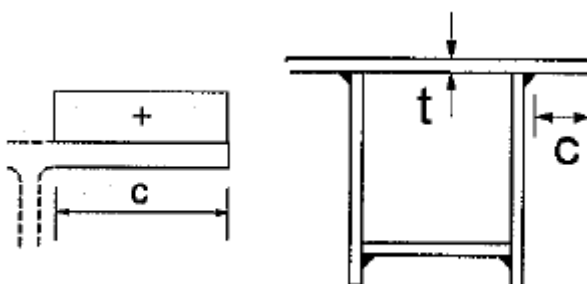
Obr. 13 tlačená pásnice

Štíhlost přečnivající tlačené pásnice

Str. 44, Tabulka 5.2 (list 2 ze 3).

$$\beta_{f1} = \frac{\frac{b}{2} - \frac{e}{2} - t_w}{t_f} = \frac{\frac{540}{2} - \frac{420}{2} - 8}{18} = 2,89 \leq 9 \quad (87)$$

Přečnivající tlačená pásnice je zařazena do třídy 1.



Obr. 14 přečnivající tlačená část pásnice

Štíhlost vnitřní ohýbané stěny

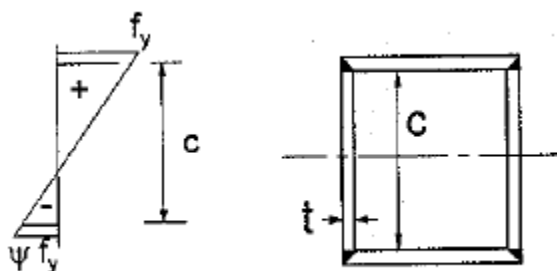
Str. 43, Tabulka 5.2 (list 1 ze 3). Pro $\psi \geq -1$



$$\frac{42 \cdot \varepsilon}{0,67 + 0,33 \cdot \psi} = \frac{42 \cdot 1}{0,67 + 0,33 \cdot (-0,82)} = 105$$

$$\beta_w = \frac{d}{t_w} = \frac{1500}{8} = 187,5 \geq 105 \quad (88)$$

Vnitřní ohýbaná a tlačená stěna je zařazena do třídy 4, průřez je klasifikován jako tenkostěnný nosný profil, což odpovídá lokálnímu boulení.



Obr. 15 ohýbaná a tlačená stojina

Stranový poměr polí

$$\alpha_1 = \frac{a}{d} = \frac{1500}{1500} = 1 \quad (89)$$

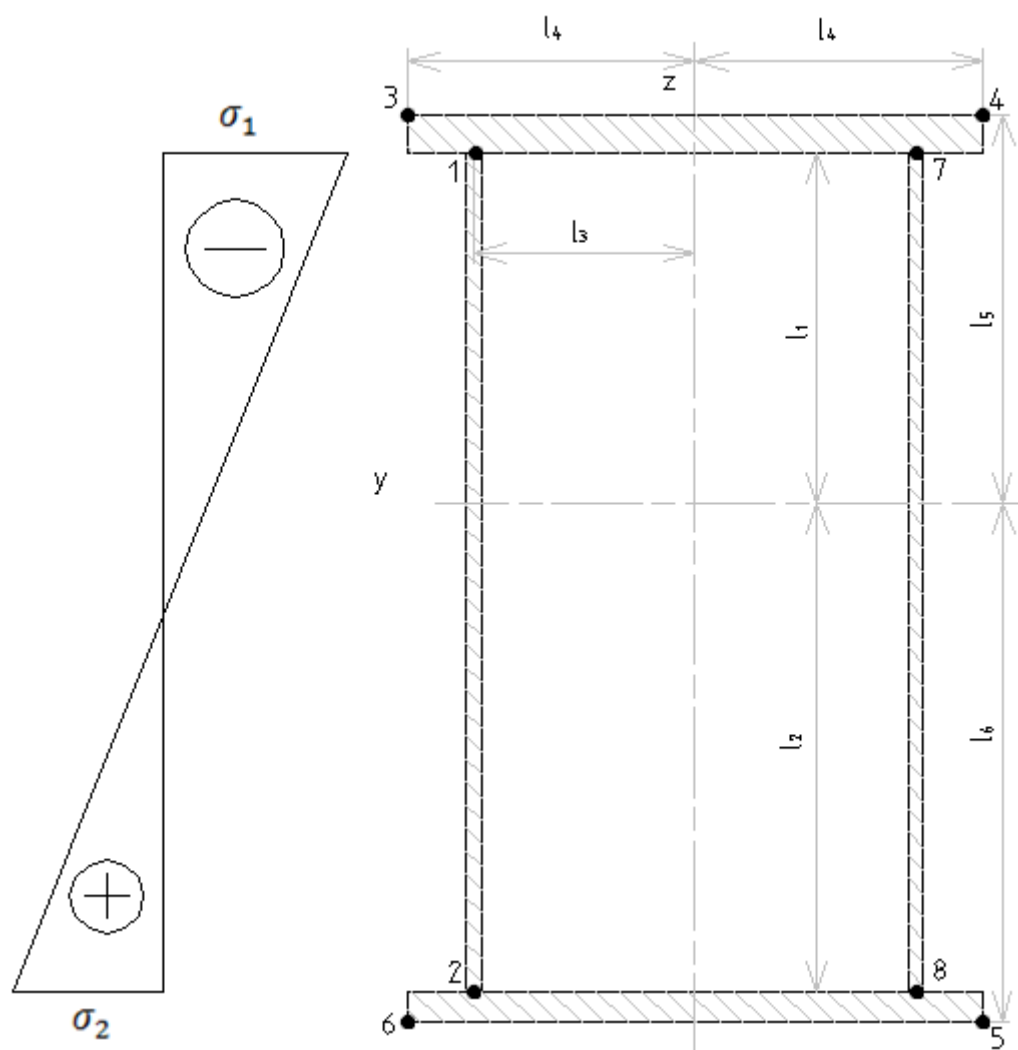
Všeobecně je účelné, aby je stranový poměr z hlediska smykového únosnosti $1 \leq a/d < 3$.

5.8 URČENÍ NAPĚTÍ V KRITICKÝCH MÍSTECH NOSNÍKU

Napětí je určeno v nejkritičtějších místech skříňového nosníku, což je v rozích průřezu a napětí v bodech 1 a 2 pro stojinu je vypočteno pro určení efektivního průřezu. Výpočet vychází z vypočtených momentů $M_{y, Sd}$, (61) a $M_{z, Sd}$, (62), momentů setrvačnosti I_y (76), I_z (77) a jejich vzdáleností od těžiště pomocí souřadnic l_1 až l_6 z Obr. 16, hodnoty jsou uvedeny v Tabulce. 1. Po dohodě s vedoucím práce jsou napětí v tlačené části označeny znamínkem mínus a v tažené částí znamínkem plus. V normě jsou značeny tlačené a tažené části opačně.

Tabulka. 1: Vzdálenosti pro určení napětí v průřezu

Délky	l_1	l_2	l_3	l_4	l_5	l_6
[mm]	720,3	779,7	214	270	738,3	794,7



Obr. 16 Určení napětí ve vyznačených místech

$$\sigma_1 = -\frac{M_{z,Sd}}{I_z} \cdot l_3 - \frac{M_{y,Sd}}{I_y} \cdot l_1 = -\frac{112,17 \cdot 10^6}{1,532 \cdot 10^9} \cdot 214 - \frac{2,205 \cdot 10^9}{14,711 \cdot 10^9} \cdot 720,3 =$$

$$= -123,67 \text{ MPa} \quad (90)$$

$$\sigma_2 = -\frac{M_{z,Sd}}{I_z} \cdot l_3 + \frac{M_{y,Sd}}{I_y} \cdot l_2 = -\frac{112,17 \cdot 10^6}{1,532 \cdot 10^9} \cdot 214 + \frac{2,205 \cdot 10^9}{14,711 \cdot 10^9} \cdot 779,7 =$$

$$= 101,19 \text{ MPa} \quad (91)$$

Obdobně jsou určeny další napětí v bodech 3-6



Tabulka. 2: Napětí v jednotlivých místech průřezu

Napětí	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
[MPa]	-123,67	101,19	-130,42	-90,89	99,34	138,88	-92,29	132,53

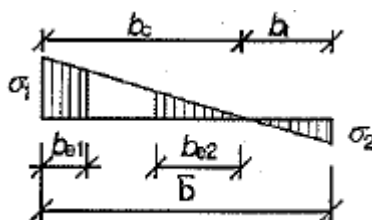
5.9 URČENÍ EFEKTIVNÍHO PRŮŘEZU

Jedná se o účinný průřez nosníku, kde část stojin, které jsou namáhány tlakem a tahem, mají neefektivní část průřezu, což znamená, že tyto plochy jsou neúčinné. Efektivní průřez je určen podle [7]. Průřez je řešen podle napětí σ_1 a σ_2 u obou stojin, kde působí na stojiny větší tlakové napětí. Tento postup je méně příznivý, pohybují se tedy na bezpečné straně. Správně by měla být řešena každá stojina zvlášť.

Součinitel poměru napětí

Str. 20, Tabulka 4.1, je řešen jako poměr napětí v tažené části stojiny σ_2 k tlačené části σ_1 .

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{101,19}{123,67} = -0,82 \quad (92)$$



Obr. 17 poměr napětí ve stojině

Součinitel kritického napětí

Str. 20, Tabulka 4.1.

$$k_{\sigma x} = 7,81 - 6,29 \cdot \psi + 9,78 \cdot \psi^2 = 7,81 - 6,29 \cdot (-0,82) + 9,78 \cdot (-0,82^2) = 19,78 \quad (93)$$

Poměrná štíhlost

Str. 18.

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\frac{d}{t_w}}{28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_{\sigma x}}} = \frac{\frac{1500}{8}}{28,4 \cdot 1 \cdot \sqrt{19,78}} = 1,48 \quad (94)$$



Součinitel boulení

Součinitel boulení pro $\overline{\lambda_p} \geq 0,637$, str. 18.

$$\rho = \frac{\overline{\lambda_p} - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\overline{\lambda_p}^2} = \frac{1,48 - 0,055 \cdot (3 - 0,82)}{1,48^2} = 0,62 \quad (95)$$

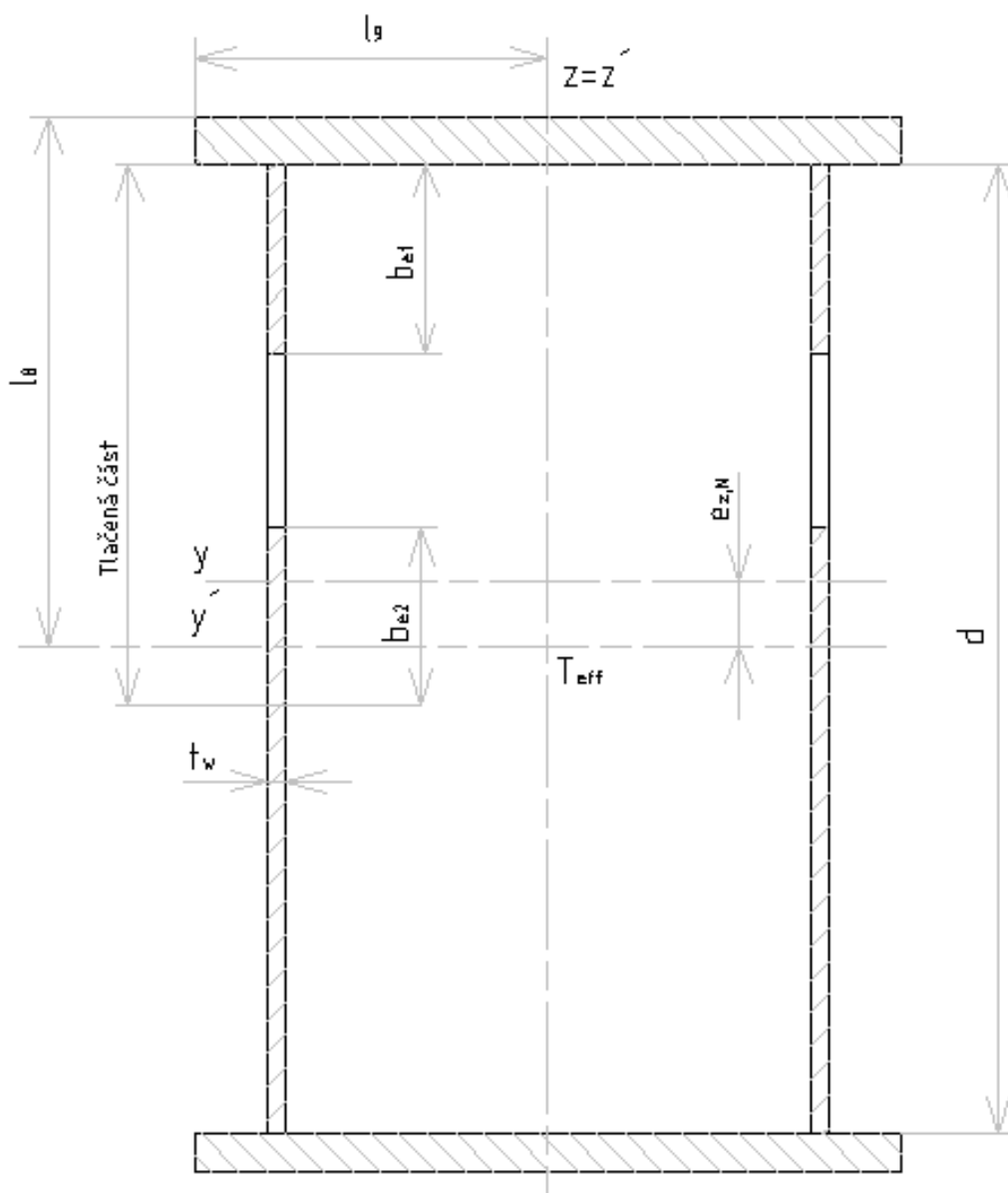
Účinná šířka stojiny

Účinná šířka se určuje pouze na části stojiny, která je namáhána tlakem. Str. 20, Tabulka 4.1:

$$b_{eff} = \frac{\rho \cdot d}{1 - \psi} = \frac{0,62 \cdot 1500}{1 + 0,82} = 510,7mm \quad (96)$$

$$b_{e1} = 0,4 \cdot b_{eff} = 0,4 \cdot 512,5 = 204,3mm \quad (97)$$

$$b_{e2} = 0,6 \cdot b_{eff} = 0,6 \cdot 512,5 = 306,4mm \quad (98)$$



Obr. 18 Efektivní průřez nosníku

Plocha průřezu nosníku: $A_{eff} = 36,8 \cdot 10^3 mm^2$ (99)

Těžiště nosníku od osy z: $e_{z,N} = 49mm$ (100)

Moment setrvačnosti k ose y: $I_{y,eff} = 13,934 \cdot 10^9 mm^4$ (101)

Moment setrvačnosti k ose z: $I_{z,eff} = 1,302 \cdot 10^9 mm^4$ (102)



5.10 VZPĚRNÁ ÚNOSNOST PRUTU

5.10.1 ŠTÍHLOST PRO ROVINNÝ VZPĚR

Vzpěrná délka

Vzpěrná délka prutu odpovídá délce nosníku L .

$$L_{cr} = L = 20 \cdot 10^3 \text{ mm} \quad (103)$$

Poloměr setrvačnosti prutu

Je určen jako poměr účinného momentu setrvačnosti ve směru osy z , k účinné ploše nosníku.

$$i_1 = \sqrt{\frac{I_{z,eff}}{A_{eff}}} = \sqrt{\frac{1,302 \cdot 10^9}{36,8 \cdot 10^3}} = 188,1 \text{ mm} \quad (104)$$

Štíhlost

Určen z [6], str. 58.

$$\lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} = \pi \cdot \sqrt{\frac{210 \cdot 10^3}{235}} = 93,9 \quad (105)$$

Poměrná štíhlost

Určení poměrné štíhlosti pro průřezy třídy 4 podle [6], str. 58.

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i_1} \cdot \frac{\sqrt{\frac{A_{eff}}{A}}}{\lambda_1} = \frac{20 \cdot 10^3}{188,1} \cdot \frac{\sqrt{\frac{36,8 \cdot 10^3}{41,82 \cdot 10^3}}}{93,9} = 1,06 \quad (106)$$

5.10.2 KŘIVKA VZPĚRNÉ PEVNOSTI

Součinitel vzpěrnosti

Hodnota součinitele imperfekce α je určena podle [6], str. 56, Tab. 6.1, kde je nejdříve zvolena křivka vzpěrné pevnosti b podle [6], str. 57, Tab. 6.2 svařované duté průřezy. Poté se



určila hodnota ϕ a nakonec součinitel vzpěrnosti χ_1 podle [6], str. 55. Součinitel vzpěrnosti je využit jako redukce osově síly pro posouzení v kapitole 4.13.

$$\alpha = 0,34 \quad (107)$$

$$\phi = 0,5 \cdot [1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] = 0,5 \cdot [1 + 0,34 \cdot (1,06 - 0,2) + 1,06^2] = 1,21 \quad (108)$$

$$\chi_1 = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = \frac{1}{1,21 + \sqrt{1,21^2 - 1,06^2}} = 0,56 \leq 1 \quad (109)$$

5.10.3 VZPĚRNÁ ÚNOSNOST

Určena podle [6], str. 55, pro průřezy třídy 4. Únosnost průřezů při posuzování stability prutů γ_{M1} je roven 1,1 podle [10], str. 83.

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi_1 \cdot A_{eff} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,56 \cdot 36,8 \cdot 10^3 \cdot 235}{1,1} = 4,389 \cdot 10^6 N \quad (110)$$

5.11 BOULENÍ PŘI SMYKU

Součinitel kritického napětí ve smyku

Pro stěny s tuhými příčnými výztuhami a bez podélných výztuh, nebo s více než dvěma podélnými výztuhami. Cit. [7], str. 42. je určen vztah pro $\alpha_1 \leq 1$.

$$k_\tau = 5,34 + 4 \cdot \left(\frac{d}{a}\right)^2 = 5,34 + 4 \cdot \left(\frac{1500}{1500}\right)^2 = 9,34 \quad (111)$$

Štíhlost stojiny

Pro příčné výztuhy, které jsou nad podporami společně s mezilehlými příčnými, nebo podélnými, popřípadě obojími výztuhami. Cit. [7], str. 25

$$\bar{\lambda}_w = \frac{d}{37,4 \cdot t_w \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau}} = \frac{1500}{37,4 \cdot 8 \cdot 1 \cdot \sqrt{9,34}} = 1,64 \quad (112)$$



Součinitel příspěvku stojiny

Vztah je určen ze *str. 25, Tab. 5.1*, pro netuhé koncové výztuhy, kde $\bar{\lambda}_w \geq 1,08$.

$$\chi_w = \frac{0,83}{\bar{\lambda}_w} = \frac{0,83}{1,64} = 0,51 \quad (113)$$

Příspěvek stojiny

Vztah je určen ze *str. 24*.

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w \cdot f_y \cdot d \cdot t_w}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} = \frac{0,51 \cdot 235 \cdot 1500 \cdot 8}{\sqrt{3} \cdot 1,1} = 785,44 \cdot 10^3 N \quad (114)$$

5.12 ÚNOSNOST VE SMYKU

5.12.1 SMYKOVÉ NAPĚTÍ OD KROUCENÍ

Celkový krouticí moment T_{Ed} je složen z momentu pro prosté kroucení a momentu pro vázané kroucení. Pro zjednodušení je možné u prutů s uzavřeným průřezem předpokládat, že účinky vázaného kroucení je možné zanedbat. *Cit.[6], str. 52*. Délky l_3 a l_5 odpovídají vzdálenostem z *Obr. 16*, kde u délky l_5 je navíc přičtena výška kolejnice. Průřezový modul v kroucení W_t je určen jako plocha ohraničená střednicemi vnitřních částí pásnic a stojin. Nakonec je určeno smykové napětí od krouticího momentu $\tau_{t,Ed}$.

$$\begin{aligned} T_{Ed} &= T_{t,Ed} = R_{2max} \cdot l_3 + B_d \cdot (50 + l_5) = 211,65 \cdot 10^3 \cdot 214 + 12,1 \cdot 10^3 \cdot (50 + 738) \\ &= 55,08 \cdot 10^6 N \cdot mm \end{aligned} \quad (115)$$

$$W_t = 2 \cdot d_0 \cdot b_0 \cdot t_w = 2 \cdot 1,517 \cdot 10^3 \cdot 428 \cdot 8 = 10,388 \cdot 10^6 mm^3 \quad (116)$$

$$\tau_{t,Ed} = \frac{T_{t,Ed}}{W_t} = \frac{55,08 \cdot 10^6}{10,388 \cdot 10^6} = 5,3 MPa \quad (117)$$

5.12.2 SMYKOVÉ NAPĚTÍ OD SVISLÝCH SIL

Je určena návrhová únosnost ve smyku $V_{pl,Rd}$ podle [6], *str. 50*, kde A_s představuje pro duté pravoúhlé průřezy, zatížené rovnoběžně se stojinami plochu stojin vynásobenou součinitelem pro výpočet smykové plochy η a součinitelem příspěvku stojiny χ_w (113). Návrhová smyková únosnost musí být redukována vlivem krutu $V_{pl,T,Rd}$ pro konstrukční duté



průřezy podle str. 52. Nakonec je určeno smykové napětí $\tau_{v,Ed}$ podle str. 51. Únosnost průřezu pro kteroukoliv třídu γ_{M0} je rovna 1,1 podle [6], str. 46. Síla V_{Ed} je určena ve vztahu (64).

$$A_s = 2 \cdot d \cdot \eta \cdot t_w \cdot \chi_w = 2 \cdot 1500 \cdot 1 \cdot 8 \cdot 0,51 = 12,14 \cdot 10^3 \text{ mm}^2 \quad (118)$$

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_s \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}}}{\gamma_{M0}} = \frac{12,14 \cdot 10^3 \cdot \frac{235}{\sqrt{3}}}{1,1} = 1,498 \cdot 10^6 \text{ N} \quad (119)$$

$$V_{pl,T,Rd1} = \left[1 - \frac{\tau_{t,Ed}}{\frac{f_y}{\sqrt{3}} / \gamma_{M0}} \right] \cdot V_{pl,Rd} = \left[1 - \frac{5,3}{\frac{235}{\sqrt{3}} / 1,1} \right] \cdot 1,498 \cdot 10^6 =$$

$$= 1,433 \cdot 10^6 \text{ N} \quad (120)$$

$$\frac{V_{Ed}}{V_{pl,T,Rd1}} = \frac{203,72 \cdot 10^3}{1,433 \cdot 10^6} = 0,14 \leq 1 \quad (121)$$

$$\tau_{v,Ed} = \frac{V_{Ed}}{2 \cdot d \cdot t_w} = \frac{203,72 \cdot 10^3}{2 \cdot 1500 \cdot 8} = 8,5 \text{ MPa} \quad (122)$$

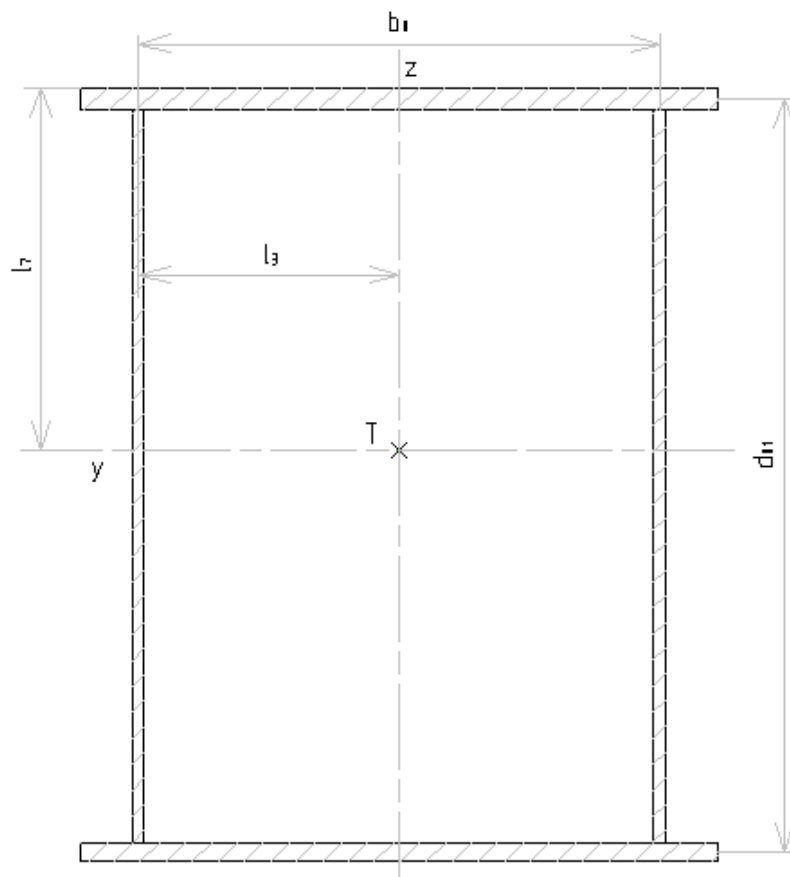
Celkové smykové napětí včetně kroucení

Jedná se o součet smykového napětí a napětí od krouticího momentu, který dá celkovou hodnotu smykového napětí.

$$\tau_{Ed} = \tau_{v,Ed} + \tau_{t,Ed} = 8,5 + 5,3 = 13,8 \text{ MPa} \quad (123)$$

5.12.3 SMYKOVÉ NAPĚTÍ OD KROUCENÍ V KRAJNÍM POLI NOSNÍKU

Je určen krouticí moment T_{Ed1} při poloze kočky na kraji mostu, kde síla R_{2max} a R_{1max} působí na zúžený profil nosníku. Délka l_7 odpovídá vzdálenosti zúženého profilu nosníku od těžiště po krajní vlákno horní pásnice Obr. 19. Další výpočty odpovídají předchozímu postupu.



Obr. 19 Zúžený průřez nosníku na okraji mostu

$$\begin{aligned}
 T_{Ed1} = T_{t,Ed1} &= R_{2max} \cdot l_3 + B_d \cdot (50 + l_7) + R_{1max} \cdot l_3 + B_d \cdot (50 + l_7) = \\
 &= 211,65 \cdot 10^3 \cdot 214 + 12,11 \cdot 10^3 \cdot (70 + 256) + 169,34 \cdot 10^3 \cdot 214 + \\
 &+ 12,11 \cdot 10^3 \cdot (70 + 256) = 89,42 \cdot 10^6 N \cdot mm
 \end{aligned}
 \quad (124)$$

$$W_{t1} = 2 \cdot d_{01} \cdot b_0 \cdot t_w = 2 \cdot 534 \cdot 428 \cdot 8 = 3,657 \cdot 10^6 mm^3 \quad (125)$$

$$\tau_{t,Ed1} = \frac{T_{t,Ed1}}{W_{t1}} = \frac{89,42 \cdot 10^6}{3,657 \cdot 10^6} = 24,45 MPa \quad (126)$$

5.12.4 SMYKOVÉ NAPĚTÍ OD SVISLÝCH SIL V KRAJNÍM POLI NOSNÍKU

Maximální smykové napětí $\tau_{v,Ed1}$ bude působit při poloze kočky na kraji mostu, kde je napětí rozloženo na menší plochu A_{s1} a působí zde větší smyková síla $V_{T,Sd}$. Rozměr d_2 určuje



výšku stojiny zúženého profilu. Smyková únosnost $V_{pl,Rd1}$ je redukována smykovým napětím od krouticího momentu $\tau_{t,Ed1}$. Síla $V_{T,Sd}$ je určena ve vztahu (63).

$$A_{s1} = 2 \cdot d_2 \cdot \eta \cdot t_w = 2 \cdot 517 \cdot 1 \cdot 8 = 8,27 \cdot 10^3 mm^2 \quad (127)$$

$$V_{pl,Rd1} = \frac{A_{s1} \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}}}{\gamma_{M0}} = \frac{8,27 \cdot 10^3 \cdot \frac{235}{\sqrt{3}}}{1,1} = 1,02 \cdot 10^6 N \quad (128)$$

$$V_{pl,T,Rd1} = \left[1 - \frac{\tau_{t,Ed1}}{\frac{f_y}{\sqrt{3}} / \gamma_{M0}} \right] \cdot V_{pl,Rd1} = \left[1 - \frac{24,45}{\frac{235}{\sqrt{3}} / 1,1} \right] \cdot 1,02 \cdot 10^6 =$$

$$= 818,02 \cdot 10^3 N \quad (129)$$

$$\frac{V_{T,Sd}}{V_{pl,T,Rd1}} = \frac{443,81 \cdot 10^3}{818,02 \cdot 10^3} = 0,46 \leq 1 \quad (130)$$

$$\tau_{v,Ed1} = \frac{V_{T,Sd}}{2 \cdot d_2 \cdot t_w} = \frac{443,81 \cdot 10^3}{2 \cdot 517 \cdot 8} = 53,65 MPa \quad (131)$$

Celkové smykové napětí včetně kroucení v krajní poloze kočky

$$\tau_{Ed1} = \tau_{v,Ed1} + \tau_{t,Ed1} = 53,65 + 24,45 = 78,1 MPa \quad (132)$$

5.13 POSOUZENÍ PRO PRUTY NAMÁHANÉ TLAKEM A DVOJOSÝM OHYBEM

Návrhová osová síla N_{Ed} odpovídá podélné síle B_t (56). U tlakové síly je uvažováno se součinitelem vzpěrnosti χ_1 (109). Hodnoty $e_{y,N}$ a $e_{z,N}$ vyjadřují vzdálenosti těžiště oslabeného průřezu k působící síle, l_8 a l_9 a vyjadřují vzdálenosti těžiště účinného průřezu ke krajním vláknům nosníku obojí z *obr. 18*. Vztah pro posouzení je určen z [7], str. 23.

$$W_{y,eff} = \frac{I_{y,eff}}{l_8} = \frac{13,934 \cdot 10^9}{787,3} = 17,7 \cdot 10^6 mm^3 \quad (133)$$

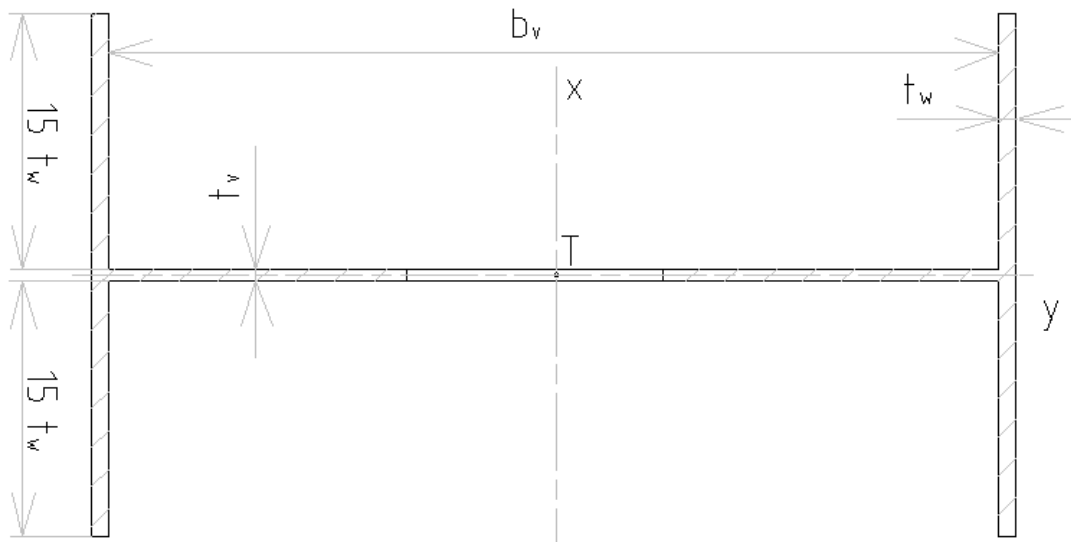


$$W_{z,eff} = \frac{I_{z,eff}}{l_9} = \frac{1,302 \cdot 10^9}{270} = 4,82 \cdot 10^6 mm^3 \quad (134)$$

$$\begin{aligned} \eta_1 &= \frac{N_{Ed}}{\frac{\chi_1 \cdot A_{eff} \cdot f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{y,Sd} \cdot 10^3 + N_{Ed} \cdot e_{y,N}}{\frac{W_{y,eff} \cdot f_y}{\gamma_{M0}}} + \frac{M_{z,Sd} \cdot 10^3 + N_{Ed} \cdot e_{z,N}}{\frac{W_{z,eff} \cdot f_y}{\gamma_{M0}}} = \\ &= \frac{22,5 \cdot 10^3}{\frac{0,5 \cdot 36,8 \cdot 10^3 \cdot 235}{1,1}} + \frac{2,205 \cdot 10^9 + 22,5 \cdot 10^3 \cdot 214}{\frac{17,7 \cdot 10^6 \cdot 235}{1,1}} + \frac{112,17 \cdot 10^6 + 22,5 \cdot 10^3 \cdot 857}{\frac{4,82 \cdot 10^6 \cdot 235}{1,1}} \\ &= 0,72 \leq 1 \end{aligned} \quad (135)$$

5.14 POSOUZENÍ SVISLÝCH VÝZTUH

Vnitřní příčné výztuhy působící jako tuhé podpory pro vnitřní panely stojiny je třeba posoudit na únosnost a tuhost. Pro účinný průřez vnitřních výztuh *obr. 20* by měli mít minimální moment setrvačnosti I_{sl} podle [7], str. 36. Skutečný moment setrvačnosti pro účinný výřez příčné výztuhy I_{Stx} je určen z modelu. Tento výřez je složen z částí stojin o délce $15t_w$ a příčné výztuhy, která má neefektivní část průřezu, protože spadá do třídy 4 a tato neúčinná plocha je řešena stejným způsobem, jako u výpočtu neefektivní části průřezu u stojiny.



Obr. 20 Účinný výřez příčné výztuhy

$$I_{sl} = \frac{1,5 \cdot d^3 \cdot t_w^3}{a^2} = \frac{1,5 \cdot 1500^3 \cdot 8^3}{1500^2} = 1,152 \cdot 10^6 mm^4 \quad (136)$$

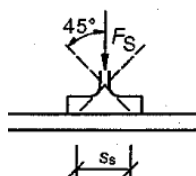


$$I_{Stx} = 216,367 \cdot 10^6 \text{ mm}^4 \quad (137)$$

$$I_{Stx} \geq I_{sl} \Rightarrow 216,367 \cdot 10^6 \geq 1,152 \cdot 10^6 \Rightarrow \text{splněno} \quad (138)$$

5.15 URČENÍ ÚNOSNOSTI NA PŘÍČNÉ SÍLY

Roznášecí délka pod kolejnicí s_s je určena z *obr. 21*, kde síla působící na kolejnici o výšce 50 mm se účinně roznese na obě strany pod úhlem 45° . Hodnota s_s nemá být větší než výška stojiny d . Tento výpočet je určen podle [7].

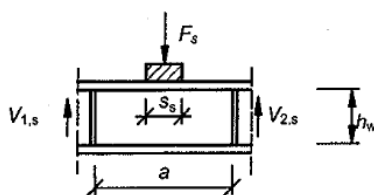


Obr. 21 Roznášecí délka příčného zatížení str. 28

$$s_s = 2 \cdot 50 = 100 \text{ mm} \quad (139)$$

Součinitel boulení

Zatížení přes pásnici přenášeno smykovými silami ve stojině *obr. 22*.



Obr. 22 Přenos zatížení str. 28

$$k_f = 6 + 2 \cdot \left(\frac{d}{a}\right)^2 = 6 + 2 \cdot \left(\frac{1500}{1500}\right)^2 = 8 \quad (140)$$

Účinná zatížená délka

Vztahy jsou určeny ze *str. 29*.



$$m_1 = \frac{f_y \cdot \left[(15 \cdot \varepsilon \cdot t_f) + t_w + \frac{b - e - (2 \cdot t_w)}{2} \right]}{f_y \cdot t_w} = \frac{235 \cdot \left[(15 \cdot 1 \cdot 18) + 8 + \frac{540 - 420 - (2 \cdot 8)}{2} \right]}{235 \cdot 8}$$

$$= 41,25 \quad (141)$$

$$m_2 = 0,02 \cdot \left(\frac{d}{t_f} \right)^2 = 0,02 \cdot \left(\frac{1500}{18} \right)^2 = 139 \quad (142)$$

$$l_y = s_s + 2 \cdot t_f \cdot (1 + \sqrt{m_1 + m_2}) = 100 + 2 \cdot 18 \cdot (1 + \sqrt{41,25 + 139}) = 619,2 \text{ mm} \quad (143)$$

Součinitel lokálního boulení pro účinnou délku, pro únosnost

Vztahy jsou určeny ze str. 29.

$$F_{cr} = 0,9 \cdot k_f \cdot E \cdot \frac{t_w^3}{d} = 0,9 \cdot 8 \cdot 210 \cdot 10^3 \cdot \frac{8^3}{1500} = 516,1 \cdot 10^3 \text{ N} \quad (144)$$

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y \cdot t_w \cdot f_y}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{619,2 \cdot 8 \cdot 235}{516,1 \cdot 10^3}} = 1,5 \quad (145)$$

$$\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} = \frac{0,5}{1,5} = 0,33 \leq 1 \quad (146)$$

Návrhová únosnost v lokálním boulení

V lokálním boulení pro nevyztužené nebo vyztužené stojiny při zatížení příčnými silami. Cit. [7], str. 28.

$$L_{eff} = \chi_F \cdot l_y = 0,33 \cdot 619,2 = 204,3 \text{ mm} \quad (147)$$

$$F_{Rd} = \frac{L_{eff} \cdot f_y \cdot t_w}{\gamma_{M1}} = \frac{204,3 \cdot 235 \cdot 8}{1,1} = 349,18 \cdot 10^3 \text{ N} \quad (148)$$



Posouzení

Síla F_{Ed} je návrhová příčná síla, která odpovídá síle od maximálního zatížení kočky a břemene R_{2max} (50).

$$\eta_2 = \frac{F_{Ed}}{F_{Rd}} = \frac{211,65 \cdot 10^3}{349,18 \cdot 10^3} = 0,61 \leq 1 \quad (149)$$

5.16 INTERAKCE

5.16.1 INTERAKCE MEZI SMYK. SILOU, OHYBOVÝM MOMENTEM A OSOVOU SILOU

Pokud $\overline{\eta}_3$ nepřesáhne hodnotu 0,5 není nutné návrhovou únosnost pro ohybový moment a osovou sílu redukovat s ohledem na sílu smykovou. *Cit. [7], str. 30.*

$$\overline{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} = \frac{203,72 \cdot 10^3}{785,44 \cdot 10^3} = 0,26 \leq 0,5 \quad (150)$$

5.16.2 INTERAKCE MEZI PŘÍČNOU SILOU, OHYBOVÝM MOMENTEM A OSOVOU SILOU

Pro nosník, který je zatížen soustředěnou příčnou silou působící na tlačnou pásnici v kombinaci s ohybem a osovou silou. *Cit. [7], str. 30.*

$$\eta_2 + 0,8 \cdot \eta_1 = 0,61 + 0,8 \cdot 0,72 = 1,18 \leq 1,4 \quad (151)$$

Z této interakce plyne, že nosník podle výpočtu ze [7] by vyhověl i bez podélného vyztužení.

5.17 BOULENÍ OD OHYBU PÁSNIC

K zabránění vybočení tlačené pásnice v rovině stojiny má být splněn následující vztah. *Cit. [7], str. 31.* Součinitel k pro využití pružné momentové únosnosti. Plochy A_{fc} a A_w představují plochy horní pásnice a stojiny.

$$k = 0,55 \quad (152)$$

$$A_{fc} = t_f \cdot b = 18 \cdot 540 = 9,72 \cdot 10^3 mm^2 \quad (153)$$

$$A_w = 2 \cdot t_w \cdot d = 2 \cdot 8 \cdot 1500 = 24 \cdot 10^3 mm^2 \quad (154)$$



$$\frac{d}{t_w} \leq k \cdot \frac{E}{f_y} \cdot \sqrt{\frac{A_w}{A_{fc}}} \Rightarrow \frac{1500}{8} \leq 0,55 \cdot \frac{210 \cdot 10^3}{235} \cdot \sqrt{\frac{24 \cdot 10^3}{9,72 \cdot 10^3}} \Rightarrow 187,5 \leq 772,3 \quad (155)$$

6 BOULENÍ PODLE NORMY ČSN EN 13001-3-1

6.1 BOULENÍ STĚN NAMÁHANÝCH TLAKOVÝM A SMYKOVÝM NAPĚTÍM

Pole stěn jsou nevyztužené stěny podepřené pouze na jejich okrajových hranách, nebo jsou to také části stěn mezi výztuhami. Cit. [8], str. 46. Referenční napětí σ_e se vypočítá podle [8], str. 48, kde ν je Poissonovo číslo, které má hodnotu 0,3 pro ocel. Obecný součinitel spolehlivosti γ_m je rovna 1,1 podle [8], str.21.

$$\sigma_e = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{d}\right)^2 = \frac{\pi^2 \cdot 210 \cdot 10^3}{12 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \left(\frac{8}{1500}\right)^2 = 5,4 MPa \quad (156)$$

6.1.1 NÁVRHOVÉ NAPĚTÍ ÚNOSNOSTI NA PODÉLNÉ NAPĚTÍ

Tyto vztahy jsou určeny ze str. 48, kde je vypočtena štíhlost λ_x podle které je určen redukční součinitel κ_x pro $1,291 \leq \lambda_x$. Součinitel boulení $k_{\sigma x}$ (93) je vypočten stejným způsobem jako v kapitole 4.9. Nakonec je určeno návrhové tlakové napětí $f_{b,Rd,x}$.

$$\lambda_x = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_e \cdot k_{\sigma x}}} = \sqrt{\frac{235}{5,4 \cdot 19,78}} = 1,484 \quad (157)$$

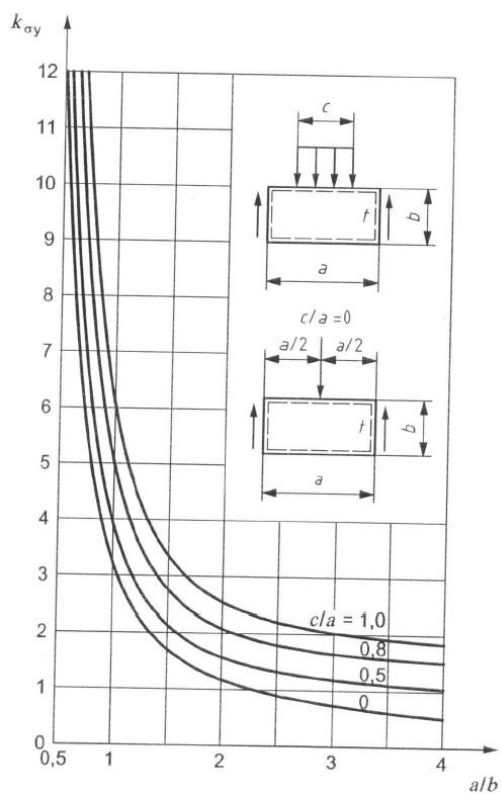
$$\kappa_x = \frac{1}{\lambda_x^2} = \frac{1}{1,484^2} = 0,454 \quad (158)$$

$$f_{b,Rd,x} = \frac{\kappa_x \cdot f_y}{\gamma_m} = \frac{0,454 \cdot 235}{1,1} = 97,08 MPa \quad (159)$$

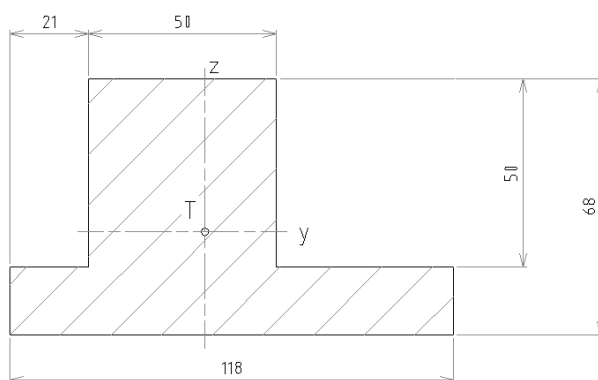
6.1.2 NÁVRHOVÉ NAPĚTÍ ÚNOSNOSTI NA PŘÍČNÉ NAPĚTÍ

Toto napětí vzniká například pohybujícím se svislým zatížením kola na mostovém nosníku. Určení součinitele boulení $k_{\sigma y}$ podle obr. 23. Roznášecí délka působící na stojinu s_y je určena podle [11], Tab 5.1, str.21 pro jeřábovou kolejnici neposuvně připojenou k pásnici, kde moment setrvačnosti I_{rfy} je řešen z průřezu složeného z kolejnice a pásnice o účinné šířce

b_{ef} obr. 24, která je součtem výšky, šířky kolejnice a tloušťky pásnice t_f , jako součet roznášecí délky pod kolejnicí s_s (139) a dvojnásobku tloušťky horní pásnice t_f . Podle štíhlosti λ_y , str. 50 je určen redukční součinitel κ_y pro $0,7 < \lambda_y < 1,291$, str. 49. Nakonec je opět určeno návrhové příčné napětí únosnosti $f_{b,Rd,y}$, str. 49.



Obr. 23 Určení součinitele boulení $k_{\sigma y}$



Obr. 24 kolejnice a účinná šířka horní pásnice pro určení I_{rfy} .

$$k_{\sigma y} = 3,2 \quad (160)$$



$$b_{ef} = 50 + 50 + t_f = 50 + 50 + 18 = 118mm \quad (161)$$

$$I_{rfy} = 1,906 \cdot 10^6 mm^4 \quad (162)$$

$$s_y = 3,25 \cdot \sqrt[3]{\frac{I_{rf}}{t_w}} = 3,25 \cdot \sqrt[3]{\frac{1,906 \cdot 10^6}{8}} = 201mm \quad (163)$$

$$\lambda_y = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_e \cdot k_{\sigma y} \cdot \frac{a}{s_y}}} = \sqrt{\frac{235}{5,4 \cdot 3,2 \cdot \frac{1500}{201}}} = 1,35 \quad (164)$$

$$\kappa_y = \frac{1}{\lambda_y^2} = \frac{1}{1,35^2} = 0,55 \quad (165)$$

$$f_{b,Rd,y} = \frac{\kappa_y \cdot f_y}{\gamma_m} = \frac{0,55 \cdot 235}{1,1} = 119,63MPa \quad (166)$$

6.1.3 NÁVRHOVÉ NAPĚTÍ ÚNOSNOSTI NA SMYKOVÉ NAPĚTÍ

Pro výpočet štíhlosti λ_τ je převzat součinitel boulení k_τ z kapitoly 4.11 vztah (111). Redukční součinitel κ_τ je určen pro $\lambda_\tau \geq 0,84$. Nakonec je určeno návrhové smykové napětí únosnosti $f_{b,Rd,\tau}$. Všechny vztahy jsou vypočteny ze str. 51.

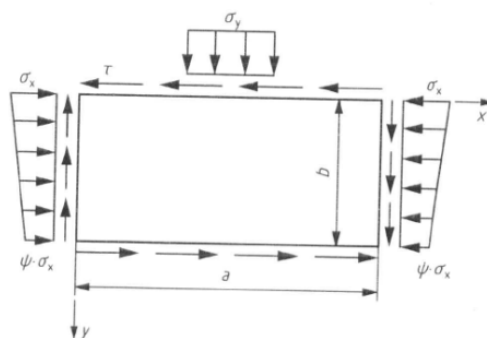
$$\lambda_\tau = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_e \cdot k_\tau \cdot \sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{235}{5,4 \cdot 9,34 \cdot \sqrt{3}}} = 1,64 \quad (167)$$

$$\kappa_\tau = \frac{0,84}{\lambda_\tau} = \frac{0,84}{1,64} = 0,512 \quad (168)$$

$$f_{b,Rd,\tau} = \frac{\kappa_\tau \cdot f_y}{\gamma_m \cdot \sqrt{3}} = \frac{0,512 \cdot 235}{1,1 \cdot \sqrt{3}} = 63,16MPa \quad (169)$$



6.2 PROKÁZÁNÍ PRO POLE STĚN



Obr. 25 Napětí působící v poli stěny

6.2.1 NAMÁHANÍ PODÉLNÝM A PŘÍČNÝM TLAKOVÝM NAPĚTÍM

Podélné napětí $\sigma_{sd,x}$ odpovídá napětí σ_1 podle vztahu (90) v horní části stojiny. Roznášecí délka působící na stojinu je určena jako součet roznášecí délky pod kolejnicí s_s (139) a dvojnásobku tloušťky horní pásnice t_f . Následně je určeno příčné napětí $\sigma_{sd,y}$ ze síly R_{2max} (50), která je rozložena na horní stojině délkou s_y a vynásobena tloušťkou stojiny t_w .

$$\sigma_{sd,y} = -\frac{R_{2max}}{s_y \cdot t_w} = -\frac{211,65 \cdot 10^3}{201 \cdot 8} = -131,62 \text{ MPa} \quad (170)$$

$$|\sigma_{sd,x}| \leq f_{b,Rd,x} \Rightarrow 123,63 \leq 97,08, \text{ podmínka není splněna} \quad (171)$$

$$|\sigma_{sd,y}| \leq f_{b,Rd,y} \Rightarrow 131,62 \geq 119,63, \text{ podmínka není splněna} \quad (172)$$

6.2.2 NAMÁHANÍ SMYKOVÝM NAPĚTÍM

Smykové napětí od smyku a krutu τ_{Ed} (123) je porovnáno s návrhovým smykovým napětím $f_{b,Rd,\tau}$, str. 52.

$$\tau_{Ed} \leq f_{b,Rd,\tau} \Rightarrow 13,8 \leq 63,16, \text{ podmínka splněna} \quad (173)$$



6.2.3 NAMÁHANÍ SPOLUPŮSOBENÍM NORMÁLOVÉHO A SMYKOVÉHO NAPĚTÍ

Kromě samostatných prokázání napětí se musí navíc prokázat interakce pro stěny namáhané spolupůsobením normálového a smykového napětí. Součinitelé $e_1 - e_3$ a součinitel V , pro který platí $\sigma_{sd,x} \cdot \sigma_{sd,y} \geq 0$ jsou určeny podle vztahů ze str. 52.

$$e_1 = 1 + \kappa_x^4 = 1 + 0,454^4 = 1,043 \quad (174)$$

$$e_2 = 1 + \kappa_y^4 = 1 + 0,55^4 = 1,098 \quad (175)$$

$$e_3 = 1 + \kappa_x \cdot \kappa_y \cdot \kappa_\tau^2 = 1 + 0,454 \cdot 0,55 \cdot 0,512^2 = 1,067 \quad (176)$$

$$V = (\kappa_x \cdot \kappa_y)^6 = (0,454 \cdot 0,55)^6 = 3 \cdot 10^{-4} \quad (177)$$

Kontrola stojiny namáhané příčným zatížením:

$$\begin{aligned} & \left(\frac{|\sigma_{sd,x}|}{f_{b,Rd,x}} \right)^{e_1} + \left(\frac{|\sigma_{sd,y}|}{f_{b,Rd,y}} \right)^{e_2} - V \cdot \left(\frac{|\sigma_{sd,x} \cdot \sigma_{sd,y}|}{f_{b,Rd,x} \cdot f_{b,Rd,y}} \right) + \left(\frac{|\tau_{Ed}|}{f_{b,Rd,\tau}} \right)^{e_3} = \left(\frac{|123,63|}{97,08} \right)^{1,043} + \\ & + \left(\frac{|131,62|}{119,63} \right)^{1,098} - 3 \cdot 10^{-4} \cdot \left(\frac{|123,63 \cdot 131,62|}{97,08 \cdot 119,63} \right) + \left(\frac{|13,8|}{63,16} \right)^{1,067} \leq 1 \Rightarrow \\ & \Rightarrow 2,6 \geq 1, \text{ podmínka není splněna} \end{aligned} \quad (178)$$

Kontrola stojiny bez příčného zatížení:

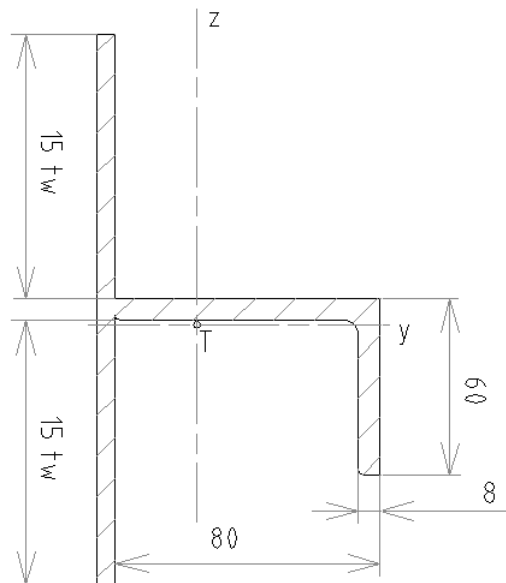
$$\begin{aligned} & \left(\frac{|\sigma_{sd,x}|}{f_{b,Rd,x}} \right)^{e_1} + \left(\frac{|\tau_{Ed}|}{f_{b,Rd,\tau}} \right) = \left(\frac{|123,63|}{97,08} \right)^{1,043} + \left(\frac{|13,8|}{63,16} \right) \leq 1 \Rightarrow \\ & \Rightarrow 1,5 \geq 1, \text{ podmínka není splněna} \end{aligned} \quad (179)$$

Z důvodu nesplnění výše uvedených podmínek je nutné použít podélné výztuhy jak na zatížené, tak i na nezatížené stojině nosníku a celý výpočet provést znovu, dokud nebude podmínka splněna.



7 NÁVRH PODÉLNÝCH VÝZTUH A KONTROLA BOULENÍ STĚN

Podélné výztuhy jsou umístěny do 1/4 stojiny v tlačené oblasti ze zatížené i nezatížené strany pole. Podle již neplatné normy ČSN 731401 je výztuha navržena tak, aby vyhovovala z hlediska tuhosti. K podélným výztuhám se započítává i efektivní průřez, což je spolupůsobící část stojiny o délce $15t_w$, Obr. 26. Moment setrvačnosti efektivního průřezu podle Obr. 26 je vyhovující z hlediska výpočtu z této normy podle Str. 48-50. Tento výpočet zde není uveden z důvodu jeho rozsáhlosti.



Obr. 26 Efektivní průřez podélné výztuhy

7.1 BOULENÍ STĚN NAMÁHANÝCH TLAKOVÝM A SMYKOVÝM NAPĚTÍM

Je určeno referenční napětí σ_{e1} a σ_{e2} pro velikosti polí $d_{e1} = 375$ mm a $d_{e2} = 1125$ mm, které jsou ohraničeny podélnou výztuhou.

$$\sigma_{e1} = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{d_{e1}} \right)^2 = \frac{\pi^2 \cdot 210 \cdot 10^3}{12 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \left(\frac{8}{375} \right)^2 = 86,38 \text{ MPa} \quad (180)$$

$$\sigma_{e2} = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t_w}{d_{e2}} \right)^2 = \frac{\pi^2 \cdot 210 \cdot 10^3}{12 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot \left(\frac{8}{1125} \right)^2 = 9,6 \text{ MPa} \quad (181)$$



7.1.1 NÁVRHOVÉ NAPĚTÍ ÚNOSNOSTI NA PODÉLNÉ NAPĚTÍ

Ze štíhlostí λ_{x1} a λ_{x2} jsou určeni redukční součinitelé κ_{x1} a κ_{x2} pro $0,7 \leq \lambda_{x1}, \lambda_{x2} \leq 1,291$. V místě výztuhy je napětí $\sigma_v = -67,42 \text{ MPa}$, určí se obdobně jako ve vztahu (90). Součinitelé boulení $k_{\sigma x1}$ a $k_{\sigma x2}$ jsou vypočtení ze součinitelů poměru napětí $\psi_1 = 0,545$ a $\psi_2 = -1,5$, opět obdobně jako (92) v kapitole 4.9.

$$k_{\sigma x1} = \left(\frac{8,2}{\psi_1 + 1,05} \right) = \left(\frac{8,2}{0,545 + 1,05} \right) = 5,14 \quad (182)$$

$$k_{\sigma x2} = 5,98 \cdot (1 - \psi_2)^2 = 5,98 \cdot (1 - (-1,5))^2 = 37,4 \quad (183)$$

$$\lambda_{x1} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{e1} \cdot k_{\sigma x1}}} = \sqrt{\frac{235}{86,38 \cdot 5,14}} = 0,728 \quad (184)$$

$$\lambda_{x2} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{e2} \cdot k_{\sigma x2}}} = \sqrt{\frac{235}{9,6 \cdot 37,4}} = 0,809 \quad (185)$$

$$\kappa_{x1} = 1,474 - 0,677 \cdot \lambda_{x1} = 1,474 - 0,677 \cdot 0,728 = 0,981 \quad (186)$$

$$\kappa_{x2} = 1,474 - 0,677 \cdot \lambda_{x2} = 1,474 - 0,677 \cdot 0,809 = 0,926 \quad (187)$$

$$f_{b,Rd,x1} = \frac{\kappa_{x1} \cdot f_y}{\gamma_m} = \frac{0,981 \cdot 235}{1,1} = 209,7 \text{ MPa} \quad (188)$$

$$f_{b,Rd,x2} = \frac{\kappa_{x2} \cdot f_y}{\gamma_m} = \frac{0,926 \cdot 235}{1,1} = 197,88 \text{ MPa} \quad (189)$$

7.1.2 NÁVRHOVÉ NAPĚTÍ ÚNOSNOSTI NA PŘÍČNÉ NAPĚTÍ

Určení součinitele boulení $k_{\sigma y1}$ podle obr. 23. Součinitel boulení je určen pouze pro menší pole zatížené příčným napětím, větší pole zatížené tímto napětím není. Podle štíhlosti



λ_{y1} , str. 50 je vypočten redukční součinitel κ_{y1} pro $0,7 < \lambda_y < 1,291$, str. 49. Nakonec je opět určeno návrhové příčné napětí únosnosti $f_{b,Rd,y1}$, str. 49.

$$k_{\sigma y1} = 0,6 \quad (190)$$

$$\lambda_{y1} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{e1} \cdot k_{\sigma y1} \cdot \frac{a}{s_y}}} = \sqrt{\frac{235}{86,38 \cdot 0,6 \cdot \frac{1500}{201}}} = 0,78 \quad (191)$$

$$\kappa_{y1} = 1,474 - 0,677 \cdot \lambda_{y1} = 1,474 - 0,677 \cdot 0,78 = 0,946 \quad (192)$$

$$f_{b,Rd,y1} = \frac{\kappa_{y1} \cdot f_y}{\gamma_m} = \frac{0,946 \cdot 235}{1,1} = 202,16 \text{ MPa} \quad (193)$$

7.1.3 NÁVRHOVÉ NAPĚTÍ ÚNOSNOSTI NA SMYKOVÉ NAPĚTÍ

Pro výpočet štíhlostí $\lambda_{\tau1}$ a $\lambda_{\tau2}$ jsou převzati součinitelé boulení $k_{\tau1} = 5,59$ a $k_{\tau2} = 7,59$ z kapitoly 4.11 vztah (111). Redukční součinitel $\kappa_{\tau1}$ a $\kappa_{\tau2}$ je určen pro $\lambda_{\tau1} < 0,84$ a $\kappa_{\tau2}$ pro $\lambda_{\tau2} \geq 0,84$. Nakonec jsou vypočteny návrhové smykové napětí únosnosti $f_{b,Rd,\tau1}$ a $f_{b,Rd,\tau2}$. Všechny vztahy jsou vypočteny ze str. 51.

$$\lambda_{\tau1} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{e1} \cdot k_{\tau1} \cdot \sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{235}{86,38 \cdot 5,59 \cdot \sqrt{3}}} = 0,53 \quad (194)$$

$$\lambda_{\tau2} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{e2} \cdot k_{\tau2} \cdot \sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{235}{9,6 \cdot 7,59 \cdot \sqrt{3}}} = 1,365 \quad (195)$$

$$\kappa_{\tau1} = 1 \quad (196)$$

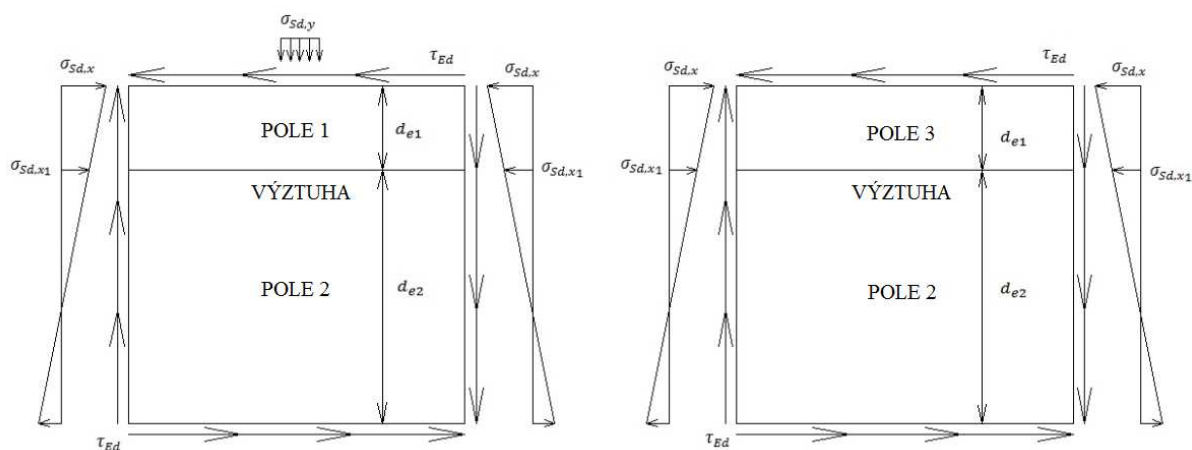
$$\kappa_{\tau2} = \frac{0,84}{\lambda_{\tau2}} = \frac{0,84}{1,365} = 0,616 \quad (197)$$



$$f_{b,Rd,\tau_1} = \frac{\kappa_{\tau_1} \cdot f_y}{\gamma_m \cdot \sqrt{3}} = \frac{1 \cdot 235}{1,1 \cdot \sqrt{3}} = 123,34 \text{ MPa} \quad (198)$$

$$f_{b,Rd,\tau_2} = \frac{\kappa_{\tau_2} \cdot f_y}{\gamma_m \cdot \sqrt{3}} = \frac{0,616 \cdot 235}{1,1 \cdot \sqrt{3}} = 75,92 \text{ MPa} \quad (199)$$

7.2 PROKÁZÁNÍ PRO POLE STĚN



Obr. 27 Napětí působící v poli stěny, na levé straně zatížená stojina, na pravé nezatížená

7.2.1 NAMÁHANÍ PODÉLNÝM A PŘÍČNÝM TLAKOVÝM NAPĚTÍM

Podélné napětí $\sigma_{sd,x}$ odpovídá napětí σ_1 u pole 1 podle vztahu (90) v horní části stojiny. Pole 2 má hodnotu napětí $\sigma_{sd,x1}$ odpovídající napětí σ_v v místě podélné výztuhy. Příčné napětí $\sigma_{sd,y}$ je stejné jako (170) a působí pouze na zatíženou část stojiny, pole 1.

$$|\sigma_{sd,x}| \leq f_{b,Rd,x1} \Rightarrow 123,63 \leq 209,7, \text{ podmínka splněna} \quad (200)$$

$$|\sigma_{sd,x1}| \leq f_{b,Rd,x2} \Rightarrow 67,42 \leq 197,88, \text{ podmínka splněna} \quad (201)$$

$$|\sigma_{sd,y}| \leq f_{b,Rd,y1} \Rightarrow 131,62 \geq 202,16, \text{ podmínka splněna} \quad (202)$$

7.2.2 NAMÁHANÍ SMYKOVÝM NAPĚTÍM

Smykové napětí od smyku a krutu τ_{Ed} (123) je porovnáno s návrhovými smykovými napětími f_{b,Rd,τ_1} a f_{b,Rd,τ_2} .



$$\tau_{Ed} \leq f_{b,Rd,\tau1} \Rightarrow 13,8 \leq 123,34, \text{ podmínka splněna} \quad (203)$$

$$\tau_{Ed} \leq f_{b,Rd,\tau2} \Rightarrow 13,8 \leq 75,92, \text{ podmínka splněna} \quad (204)$$

7.2.3 NAMÁHANÍ SPOLUPŮSOBENÍM NORMÁLOVÉHO A SMYKOVÉHO NAPĚTÍ

Kromě samostatných prokázání napětí se musí navíc prokázat interakce pro stěny namáhané spolupůsobením normálového a smykového napětí. Součinitelé $e_1 - e_3$ a součinitel V , pro který platí $\sigma_{Sd,x} \cdot \sigma_{Sd,y} \geq 0$ jsou určeny podle vztahů ze str. 52.

$$e_{11} = 1 + \kappa_{x1}^4 = 1 + 0,981^4 = 1,928 \quad (205)$$

$$e_{12} = 1 + \kappa_{x2}^4 = 1 + 0,926^4 = 1,736 \quad (206)$$

$$e_{21} = 1 + \kappa_{y1}^4 = 1 + 0,946^4 = 1,802 \quad (207)$$

$$e_{31} = 1 + \kappa_{x1} \cdot \kappa_{y1} \cdot \kappa_{\tau1}^2 = 1 + 0,981 \cdot 0,946 \cdot 1^2 = 1,929 \quad (208)$$

$$V_1 = (\kappa_{x1} \cdot \kappa_{y1})^6 = (0,981 \cdot 0,946)^6 = 0,642 \quad (209)$$

Kontrola pro pole 1:

$$\begin{aligned} & \left(\frac{|\sigma_{Sd,x}|}{f_{b,Rd,x1}} \right)^{e_{11}} + \left(\frac{|\sigma_{Sd,y}|}{f_{b,Rd,y1}} \right)^{e_{21}} - V_1 \cdot \left(\frac{|\sigma_{Sd,x} \cdot \sigma_{Sd,y}|}{f_{b,Rd,x1} \cdot f_{b,Rd,y1}} \right) + \left(\frac{|\tau_{Ed}|}{f_{b,Rd,\tau1}} \right)^{e_{31}} = \left(\frac{|123,63|}{209,7} \right)^{1,928} + \\ & + \left(\frac{|131,62|}{202,16} \right)^{1,802} - 0,642 \cdot \left(\frac{|123,63 \cdot 131,62|}{209,7 \cdot 202,16} \right) + \left(\frac{|13,8|}{123,34} \right)^{1,929} \leq 1 \Rightarrow \\ & \Rightarrow 0,83 \leq 1, \text{ podmínka splněna} \end{aligned} \quad (210)$$



Kontrola pro pole 2:

$$\left(\frac{|\sigma_{Sd,x1}|}{f_{b,Rd,x2}}\right)^{e_{12}} + \left(\frac{|\tau_{Ed}|}{f_{b,Rd,\tau2}}\right) = \left(\frac{|67,42|}{197,88}\right)^{1,736} + \left(\frac{|13,8|}{75,92}\right) \leq 1 \Rightarrow$$

$$\Rightarrow 0,34 \leq 1, \text{ podmínka splněna} \quad (211)$$

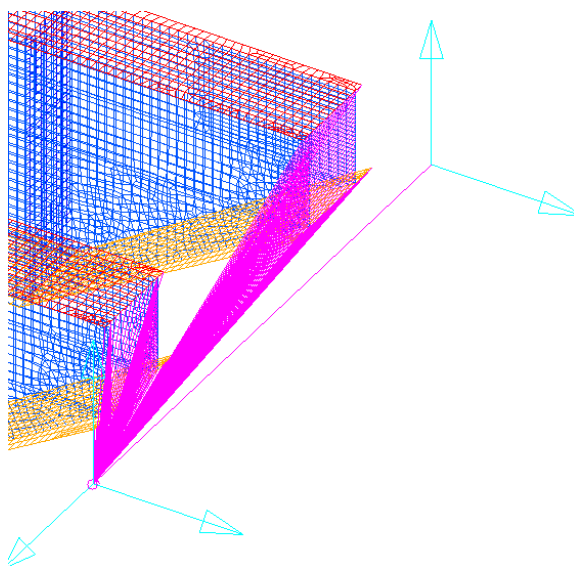
Kontrola pro pole 3:

$$\left(\frac{|\sigma_{Sd,x}|}{f_{b,Rd,x1}}\right)^{e_{11}} + \left(\frac{|\tau_{Ed}|}{f_{b,Rd,\tau1}}\right) = \left(\frac{|123,63|}{209,7}\right)^{1,928} + \left(\frac{|13,8|}{123,34}\right) \leq 1 \Rightarrow$$

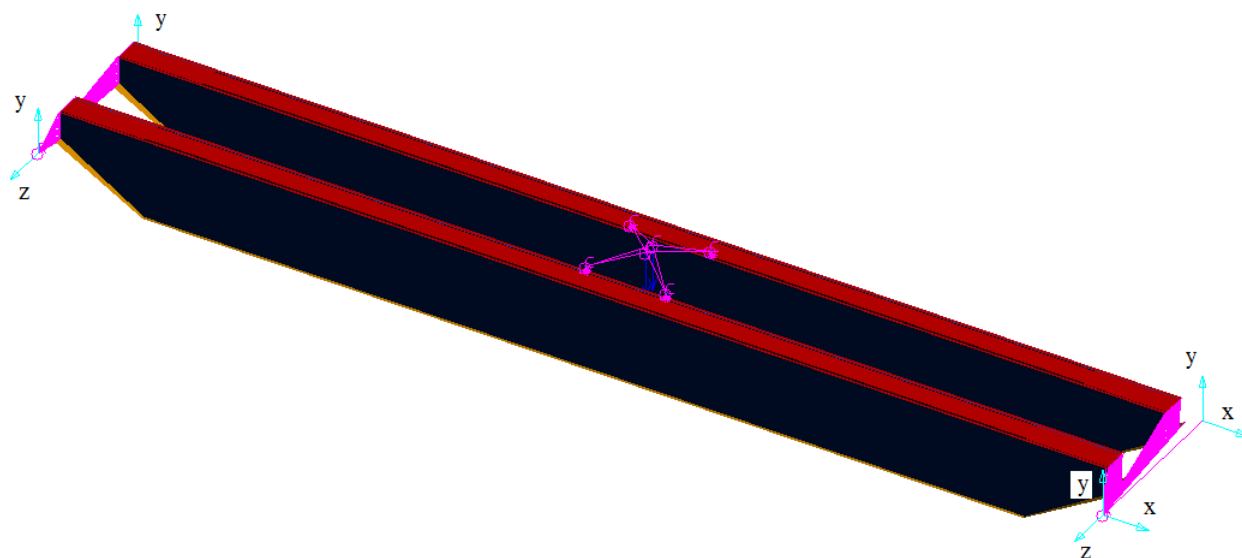
$$\Rightarrow 0,47 \leq 1, \text{ podmínka splněna} \quad (212)$$

8 MKP ANALÝZA

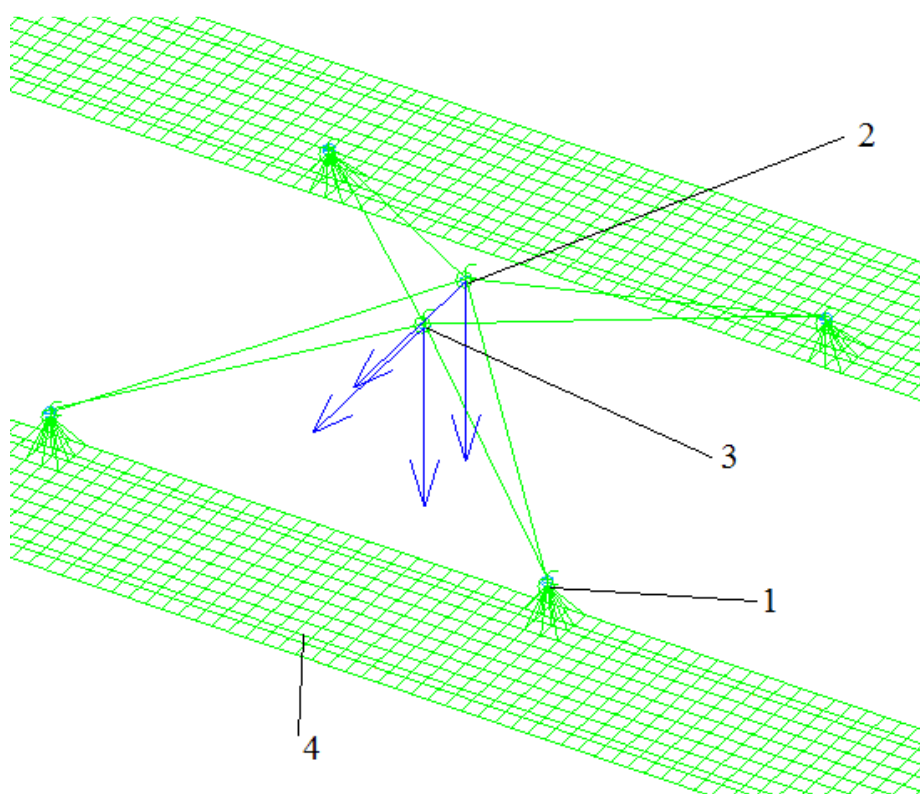
Model je vytvořen ze střednicových ploch jako skořepina. Sít' je tvořena volným síťováním s ohledem na zachování stejné výchozí hodnoty velikosti elementů na jednotlivých dílech. Některé části mostového jeřábu jsou zanedbány, nebo zjednodušeny např. svary. Spojení konců nosníků s místem styku kol s kolejnicí příčnicku je nahrazeno pomocí tuhého prvku (rigid), Obr. 28. Okrajové podmínky jsou zadány do místa styku kol příčnicku a kolejnice, celý most je uložen staticky určitě Obr. 29. Nakonec je provedeno nahrazení kočky, kde se pomocí prvků (constraint) propojily 4 uzly sítě, které udávají polohu kol na kolejnici a tyto uzly jsou propojeny s prvky (constraint) ve dvou polohách, kde jedna představuje polohu těžiště kočky a zde jsou zadány síly působící na kočku a druhá v ose lana, kde jsou zadávány síly od jmenovitého břemene m a od stálého zatížení m_s Obr. 30.



Obr. 28 Náhrada příčnicku a zavedené okrajové podmínky



Obr. 29 Staticky určité uložení jeřábu



Obr. 30 Náhrada kočky

1 – náhrada styku kol s kolejnicí, 2 - poloha těžiště kočky se zatížením, 3 – poloha osy lana se zatížením, 4 – horní pásnice



8.1 ZATĚŽOVACÍ STAVY – URČENÍ BUCKLING FACTORU

Buckling factory jednotlivých zatěžovacích stavů pro mostový jeřáb bez a s podélnými výztuhami jsou uvedeny v *Tabulce. 3*, přičemž je zjištěno, že nejnepříznivější stav nastal při zatěžovacím stavu F4 při poloze kočky uprostřed mostu. Buckling factor pro mostový jeřáb bez podélných výztuh pro nejnepříznivější stav je uveden v *PŘÍLOZE 3* a s podélnými výztuhami v *PŘÍLOZE 4*.

Tabulka. 3: Buckling factory lineárního výpočtu jednotlivých zatěžovacích stavů

Poloha	Nosník bez výztuh		Nosník s výztuhami	
	Střed kočky	Kraj kočky	Střed kočky	Kraj kočky
F ₁	1,59	3,78	4,62	6,11
F ₂	1,58	3,41	4,57	5,98
F ₃	1,66	3,83	4,91	6,44
F ₄	1,44	3,32	4,17	5,71
F ₅	18,4	30,9	21,5	36,2
F ₆	17,9	21,2	20	27,4
F ₇	3,76	11,4	4,95	14,3
F ₈	3,85	12,5	5,71	16,7
F ₉	1,94	4,61	5,5	7,55
F ₁₁	2,83	6,24	8,45	11,1
F ₁₂	2,45	5,98	7,64	10
F ₁₃	1,86	4,17	5,36	7,19
F ₁₄	1,95	4,22	5,5	7,26
F ₁₅	1,87	3,99	5,32	7,08
F ₁₆	2,06	4,51	5,9	7,68
F ₁₇	1,74	3,86	4,97	6,7

8.2 NEJNEPŘÍZNIVĚJŠÍ ZATĚŽOVACÍ STAV – ZAVEDENÍ IMPERFEKCE

Nejnepříznivější zatěžovací stav F4 je řešen v programu NX Ideas jako lineární výpočet a jsou vypočteny mody 1 – 8. Hodnoty buckling factorů a deformací v jednotlivých osách jsou uvedeny v *Příloze 2, Tabulka 12.*, jak pro nosníky s podélnými výztuhami, tak i bez nich. Tyto deformace jsou přepočítány na maximální dovolené imperfekce podle [8], str. 47, Tab. 14 a zavedeny do modelu. Za imperfekci rozhodující je zvolena deformace v ose z, což je boulení stěny, přičemž tato deformace je největší a podle [7], str. 46, POZNÁMKA 1, je tato imperfekce uvažována z 80% výrobních tolerancí. Jako imperfekce doprovodné jsou určeny deformace v ose x – boulení příčných výztuhy a u vyztužených nosníků deformace v ose y – průhyb podélných výztuh. U imperfekcí doprovodných podle [7], str. 46, POZNÁMKA 1 se má jejich hodnota snížit na 70%.



9 ÚNOSNOST PŘI ÚNAVĚ

Pro posouzení únavy jsou řešeny kombinace podle [4], str. 23, Tab. 10 a zatěžovací stavy jsou označeny jako F₁₉ až F₂₆. Kombinace jsou uvedeny v PŘÍLOZE 1 – Tabulka. 11.

Výpočtová pevnost při únavě $R_{fat(-1)}$ je určena pro provozní skupinu jeřábu J4 a jednotlivých vrubových součinitelů uvedených níže a řady oceli 37 z [4], str. 27, Tab. 14. Únavová pevnost materiálu R_m je rovna 370 MPa.

Tabulka. 4: Základní výpočtové pevnosti při únavě $R_{fat(-1)}$

Provozní skupina	K1 [MPa]	K3 [MPa]
J4	150	90

Jelikož jednotlivé poměry minimálního napětí σ_{min} získaného ze zatěžovacího stavu F₂₃ až F₂₆ a maximálního napětí σ_{max} pro stavy F₁₉ až F₂₂ se pohybují v intervalu [0,1] což znamená, že se jedná o míjivé namáhání, jsou proto přepočítány ze základní výpočtové pevnosti pro únavu $R_{fat(-1)}$ na výpočtovou pevnost $R_{fat(0)}$, podle vztahů dle [4], str. 29, Tab. 17.

Pro tlak:

$$R_{fat,p(0)} = \frac{5}{3} \cdot R_{fat(-1)} \quad (213)$$

Tabulka. 5: Výpočtová pevnost $R_{fat(0)}$ pro tlak

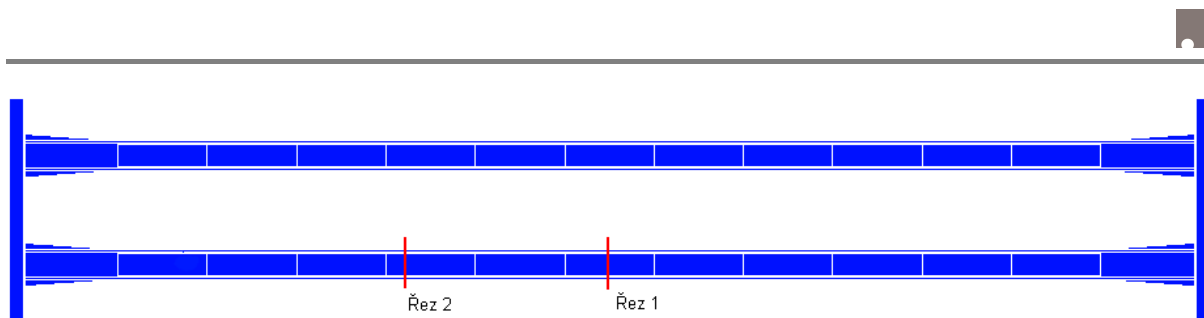
Provozní skupina	K3 [MPa]
J4	150

Pro tah:

$$R_{fat,t(0)} = 2 \cdot R_{fat(-1)} \quad (214)$$

Tabulka. 6: Výpočtová pevnost $R_{fat(0)}$ pro tah

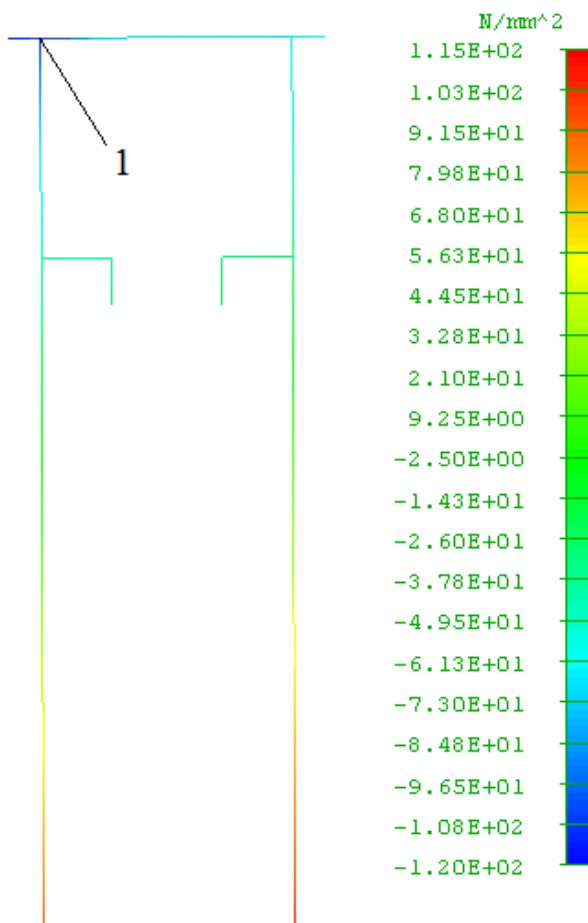
Provozní skupina	K1 [MPa]	K3 [MPa]
J4	300	180



Obr. 31 Řezy v řešených místech pro určení únavy

9.1 ŘEZ 1

V bodě 1 je kontrolován vrubový účinek pod kolejnicí, kde se nachází svarový spoj pásu se stěnou, provedený oboustranným koutovým svarem provařený z vnější strany $\frac{1}{2}$ V svarem a je namáhán osamělou silou v rovině stěny napříč ke svaru [4], str. 40, tab. 25 vrubový účinek K3. Minimální napětí je určeno při poloze kočky na kraji mostu při zatěžovacím stavu F_{25} a maximální při poloze kočky nad místem řezu při zatěžovacím stavu F_{22} . Jedná se o tlačенou část nosníku, výpočtová pevnost je určena pro $R_{fat,p(x)}$, smykové napětí je určeno pro tah $R_{fat,t(x)}$. Tyto vztahy jsou vypočteny pro míjivé namáhání podle [4], str. 29, Tab. 17, kde jsou nejdříve určeny poměry mezních napětí χ, χ_0 [4], str. 23. Pro svary je řešeno $\tau_{fat(x)}$ [4], str. 30, Tab. 18 a nakonec je provedena kontrola podle redukovaného napětí při únavě [4], str. 30.



Obr. 32 Řez 1 – posuzované místo pod kolejnicí

Tabulka. 7: Výsledné napětí pro vrubový účinek v místě 1

Zatěžovací stavy	F ₂₂ – Max. [MPa]	F ₂₅ – Min. [MPa]
σ_x	-115,3	-8,5
$\tau_{maxshear}$	64,1	4,6

$$\chi = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{-8,5}{-115,3} = 0,073 \quad (215)$$

$$R_{fat,p(x)} = \frac{R_{fat,p(0)}}{1 - \left(1 - \frac{R_{fat,p(0)}}{0,9 \cdot R_m}\right) \cdot \chi} = \frac{150}{1 - \left(1 - \frac{150}{0,9 \cdot 370}\right) \cdot 0,073} =$$



$$= 156,26 \text{ MPa} \quad (216)$$

$$\chi_0 = \frac{\tau_{min}}{\tau_{max}} = \frac{4,6}{64,1} = 0,07 \quad (217)$$

$$R_{fat,t(x)} = \frac{R_{fat,t(0)}}{1 - \left(1 - \frac{R_{fat,t(0)}}{0,75 \cdot R_m}\right) \cdot \chi_0} = \frac{180}{1 - \left(1 - \frac{180}{0,75 \cdot 370}\right) \cdot 0,07} =$$

$$= 184,54 \text{ MPa} \quad (218)$$

$$\tau_{fat(x)} = \frac{R_{fat,t(x)}}{\sqrt{2}} = \frac{184,54}{\sqrt{2}} = 130,5 \text{ MPa} > 125 \text{ MPa} \quad (219)$$

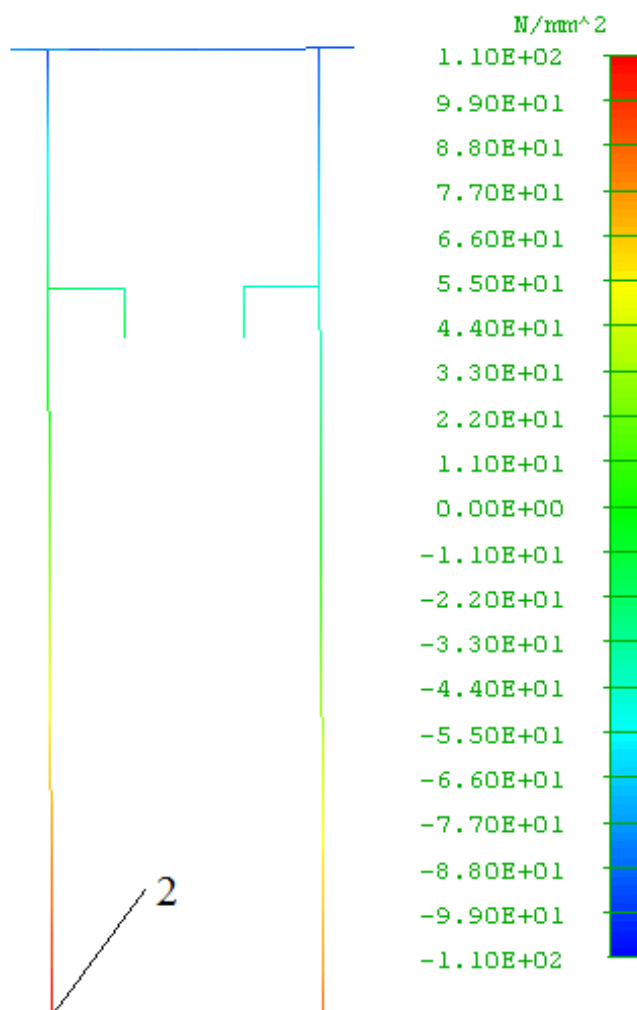
Podle [4], str. 28, Tab. 16 je hodnota ve smyku pro všechny druhy svarů omezena hodnotou 125 MPa.

Redukované napětí při únavě

$$\left(\frac{\sigma_{max}}{R_{fat,p(x)}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{max}}{\tau_{fat(x)}}\right)^2 = \left(\frac{-115,3}{156,26}\right)^2 + \left(\frac{64,1}{125}\right)^2 = 0,81 \leq 1,1 \quad (220)$$

Posuzované místo vyhovuje únosnosti při únavě.

V bodě 2 je kontrolován vrubový účinek, kde se nachází koutový svarový spoj normální jakosti ve směru působící síly, jako spojovaný plech [4], str. 33, tab. 23 vrubový účinek K1. Minimální napětí je určeno při poloze kočky na kraji mostu při zatěžovacím stavu F_{26} a maximální při poloze kočky nad místem řezu 1 při zatěžovacím stavu F_{21} . Jedná se o míjivé namáhání, kde kontrolovaný vrubový účinek se nachází v tažené části nosníku, výpočtová pevnost je určena pro $R_{fat,t(x)}$, podle které je řešeno i smykové napětí. Další postup je obdobný jak u předchozího výpočtu.



Obr. 33 Řez 1 – posuzované místo spoje dolní pásnice ke stojině

Tabulka. 8: Výsledné napětí pro vrubový účinek v místě 2

Zatěžovací stavy	F ₂₁ – Max. [MPa]	F ₂₆ – Min. [MPa]
σ_x	108,7	10,5
$\tau_{maxshear}$	54,1	4,6

$$\chi = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{10,5}{108,7} = 0,096 \quad (221)$$



$$R_{fat,t(x)} = \frac{R_{fat,t(0)}}{1 - \left(1 - \frac{R_{fat,t(0)}}{0,75 \cdot R_m}\right) \cdot \chi} = \frac{300}{1 - \left(1 - \frac{300}{0,75 \cdot 370}\right) \cdot 0,096} =$$

$$= 297,68 MPa > 160 MPa \quad (222)$$

Podle [4], str. 28, Tab. 16 je hodnota v tahu pro tuhé svary normální jakosti omezena hodnotou 160 MPa.

$$\chi_0 = \frac{\tau_{min}}{\tau_{max}} = \frac{4,6}{54,1} = 0,085 \quad (223)$$

$$R_{fat,t(x)} = \frac{R_{fat,t(0)}}{1 - \left(1 - \frac{R_{fat,t(0)}}{0,75 \cdot R_m}\right) \cdot \chi_0} = \frac{300}{1 - \left(1 - \frac{300}{0,75 \cdot 370}\right) \cdot 0,085} =$$

$$= 297,95 MPa \quad (224)$$

$$\tau_{fat(x)} = \frac{R_{fat,t(x)}}{\sqrt{2}} = \frac{297,95}{\sqrt{2}} = 210,68 MPa > 125 MPa \quad (225)$$

Podle [4], str. 28, Tab. 16 je hodnota ve smyku pro všechny druhy svarů omezena hodnotou 125 MPa.

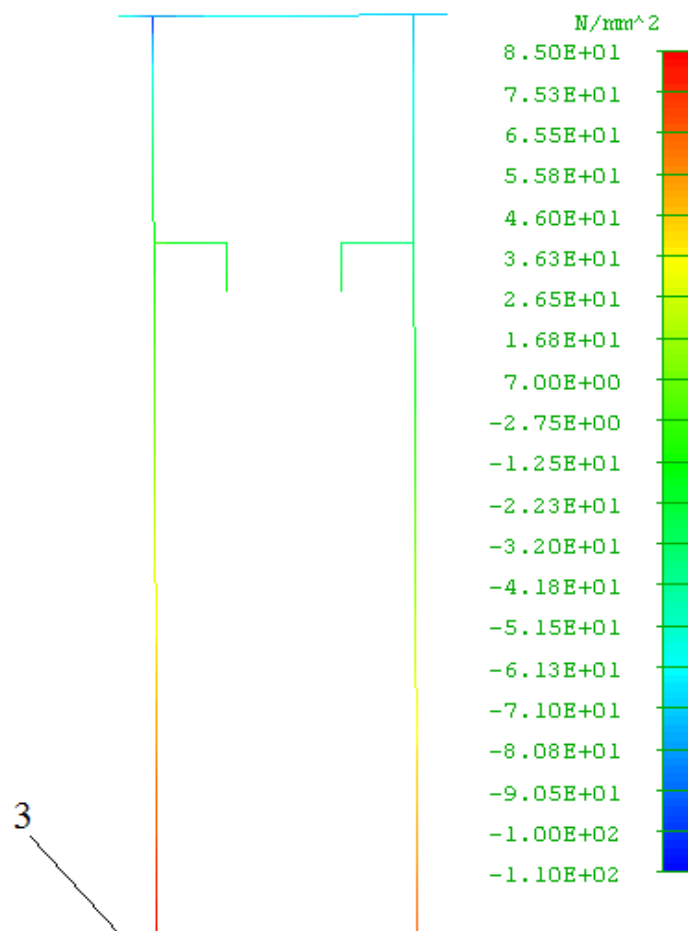
Redukované napětí při únavě

$$\left(\frac{\sigma_{max}}{R_{fat,t(x)}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{max}}{\tau_{fat(x)}}\right)^2 = \left(\frac{108,7}{160}\right)^2 + \left(\frac{54,1}{125}\right)^2 = 0,65 \leq 1,1 \quad (226)$$

Posuzované místo vyhovuje únosnosti při únavě.

9.2 ŘEZ 2

V bodě 3 je kontrolován vrubový účinek, kde se nachází tupý svarový spoj normální jakosti ve směru působící síly, jako spojovaný plech [4], str. 33, tab. 23 vrubový účinek K1. Minimální napětí je určeno při poloze kočky na kraji mostu při zatěžovacím stavu F_{26} a maximální při poloze kočky nad místem řezu 2 při zatěžovacím stavu F_{21} . Jedná se o míjivé namáhání, kde kontrolován vrubový účinek se nachází v tažené části nosníku, výpočtová pevnost je určena pro $R_{fat,t(x)}$, podle které je řešeno i smykové napětí. Další postup je obdobný jak u předchozího výpočtu.



Obr. 34 Řez 2 – posuzované místo spoje dolní pásnice

Tabulka. 9: Výsledné napětí pro vrubový účinek v místě 3

Zatěžovací stavy	F ₂₁ – Max. [MPa]	F ₂₆ – Min. [MPa]
σ_{xx}	82,6	7,7
$\tau_{maxshear}$	41,4	4

$$\chi = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{7,7}{82,6} = 0,093 \quad (227)$$

$$R_{fat,t(x)} = \frac{R_{fat,p(0)}}{1 - \left(1 - \frac{R_{fat,p(0)}}{0,75 \cdot R_m}\right) \cdot \chi} = \frac{300}{1 - \left(1 - \frac{300}{0,75 \cdot 370}\right) \cdot 0,093} =$$



$$= 297,75 \text{ MPa} > 160 \text{ MPa} \quad (228)$$

Podle [4], str. 28, Tab. 16 je hodnota v tahu pro tuhé svary normální jakosti omezena hodnotou 160 MPa.

$$\chi_0 = \frac{\tau_{min}}{\tau_{max}} = \frac{4}{41,4} = 0,097 \quad (229)$$

$$R_{fat,t(x)} = \frac{R_{fat,t(0)}}{1 - \left(1 - \frac{R_{fat,t(0)}}{0,75 \cdot R_m}\right) \cdot \chi_0} = \frac{300}{1 - \left(1 - \frac{300}{0,75 \cdot 370}\right) \cdot 0,097} =$$

$$= 297,65 \text{ MPa} \quad (230)$$

$$\tau_{fat(x)} = \frac{R_{fat,t(x)}}{\sqrt{2}} = \frac{297,65}{\sqrt{2}} = 210,48 \text{ MPa} > 125 \text{ MPa} \quad (231)$$

Podle [4], str. 28, Tab. 16 je hodnota ve smyku pro všechny druhy svarů omezena hodnotou 125 MPa.

Redukované napětí při únavě

$$\left(\frac{\sigma_{max}}{R_{fat,t(x)}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{max}}{\tau_{fat(x)}}\right)^2 = \left(\frac{82,6}{160}\right)^2 + \left(\frac{41,4}{125}\right)^2 = 0,38 \leq 1,1 \quad (232)$$

Posuzované místo vyhovuje únosnosti při únavě.



ZÁVĚR

Úkolem diplomové práce byl návrh skříňového nosníku s umístěním kolejnice nad stojinou o délce 20 metrů a nosností 50 tun. Byl proveden ruční výpočet podle platných norem, přičemž je průřez klasifikován do třídy 4 jako štíhlý. Podle Eurokódu 1993-1-5 byla řešena interakce mezi příčnou silou, ohybovým momentem a osovou silou (kapitola 5.16.2), která vyšla 1,18, což je menší hodnota než dovolená 1,4. To znamená, že nosník vyhovuje a není ho nutné ztužit podélnými výztuhami. Na tento postup jsem měl ovšem poukázat, že je nevhodný, jak podle dalších porovnání, tak ze zkušeností z praxe pro řešení skříňových nosníků.

Pro porovnání bylo řešeno pole stojiny podle normy 13001-3-1 (kapitola 6), kde byla řešena jak zatížená stojina pod kolem kočky, tak i nezatížená stojina a v obou těchto případech stojiny nevyhověly podmínce. Zatížená stojina 2,6 a nezatížená 1,5, obě hodnoty větší než dovolená hodnota 1. Proto byly navrženy podélné výztuhy a výpočet byl proveden ještě jednou pro jednotlivá pole oddělená podélnou výztuhou podle (Obr. 27, kapitola 7.2), kde hodnoty polí 1 až 3 jsou 0,83; 0,34 a 0,47 – tedy vyhovující.

Poté byl vytvořen střednicový model bez podélných výztuh v programu NX IDEAS a pomocí MKP byl řešen lineární výpočet, u kterého se řešily jednotlivé zatěžovací stavy pro polohu kočky v krajní poloze mostu a uprostřed mostu. Buckling factor pro nejnepríznivější zatěžovací stav, kombinace F4 s polohou kočky uprostřed mostu vyšel 1,44 což je uvedeno v (Příloze 4). Tato hodnota je značně nevyhovující, takže model bez podélných výztuh by nebyl správným řešením. V Eurokódu je uvedena limitní hodnota buckling factoru pro pevnostní analýzu 10. Poté byl vytvořen hlavní model i s podélnými výztuhami, u kterého se řešily opět jednotlivé zatěžovací stavy. Nejnepríznivější zatěžovací stav nastal taktéž při kombinaci F4 v poloze kočky uprostřed mostu, u níž byla hodnota buckling factoru 4,17. Tato hodnota je značně lepší, ale také ji nelze považovat za dostačující podle dané normy.

Dále se řešil výpočet nelineární. Byly zadány lokální i globální imperfekce pro geometrické chování modelu. Rozhodující imperfekce mají 80% výrobních tolerancí a doprovodné 70%, jak je již zmíněno v (kapitole 8.2). Při nelineárním výpočtu ovšem nebylo dosaženo očekávaných výsledků.

V (kapitole 5.5) byl vypočten skutečný průhyb mostu 22,6 mm, přičemž maximální dovolený průhyb je 28,6 mm. Hodnota získaná z MKP výpočtu vyšla přibližně stejně, 21,8 mm. Hodnoty průhybů podle MKP jsou uvedeny v (Příloze 3).

Nakonec byla řešena únosnost při únavě podle normy ČSN 27 0103 ve 2 průřezech zatíženějšího nosníku (kapitola 9). Na nosníku se vyskytují vrubové účinky. Jednotlivá posuzovaná místa vyhovují při kontrole redukováného napětí na únavu.



POUŽITÉ INFORMAČNÍ ZDROJE

- [1] REMTA, F., KUPKA, L., DRAŽAN, F. : *Jeřáby 1. díl*, 2. přepracované a doplněné vydání, SNTL Praha, 1975.
- [2] HOFFMANN, K., KRENN, E., TANKER, G.: *Fördertechnik 2*, ed. Oldenbourg Industrieverla, 2006, s. 320, ISBN-10: 3-8356-3060-1, ISBN-13: 978-3-8356-3060-4.
- [3] OSTERRIEDER P.; RICHTER S.: *Kranbahnträger aus Walzprofilen*, ed. Vieweg, 2002, s. 299, ISBN-10: 3-528-12559-4, ISBN-13: 978-3-528-12559-2.
- [4] ČSN 27 0103: *Navrhování ocelových konstrukcí jeřábů*, výpočet podle mezních stavů, 1989.
- [5] ČSN ISO 4301/1: *Jeřáby a zdvihací zařízení*, klasifikace, 1992.
- [6] ČSN EN 1993-1-1, Eurokód 3: *Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*, prosinec 2006.
- [7] ČSN EN 1993-1-5, Eurokód 3: *Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-5: Boulení stěn*, únor 2008.
- [8] ČSN EN 13001-3-1: *Jeřáby - Návrh všeobecně - Část 3-1: Mezní stavy a prokázání způsobilosti ocelových konstrukcí*, listopad 2012.
- [9] ČSN 27 0142: *Jeřáby a zdvihadla*, zkoušení, 1989
- [10] ČSN EN 1993-1-6, Eurokód 3: *Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-5: Pevnost a stabilita skořepinových konstrukcí*, září 2008.
- [11] ČSN EN 1993-6: *Navrhování ocelových konstrukcí – Část 6: Jeřábové dráhy*, září 2008



SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

a	[mm]	Vzdálenost mezi příčnými výztuhami
A	[mm ²]	Plocha nosníku
a_d	[m·s ⁻²]	zrychlení nebo zpomalení mostu jeřábu
A_{eff}	[mm ²]	Účinná plocha nosníku
A_{fc}	[mm ²]	Plocha horní pásnice
A_{gmax}	[N]	Síla od vlastní hmotnosti působící na příčník
A_{hd}	[N]	Síla od příčné brzděné síly působící na příčník
A_s	[mm ²]	Smyková plocha
A_{s1}	[mm ²]	Smyková plocha
a_t	[m·s ⁻²]	zrychlení nebo zpomalení kočky
A_v	[N]	Síla od hmotnosti a břemene kočky, působící na příčník
A_{vmax}	[N]	Síla od hmotnosti a břemene kočky, působící na příčník v krajní
A_w	[mm ²]	Plocha stojiny
a_z	[m·s ⁻²]	zrychlení nebo zpomalení kočky při nárazu na narážky
b	[mm]	Šířka pásnice
b_0	[mm]	Šířka pásnice ohraničená střednicí stojiny
B_{d1}	[N]	Příčná brzděná síla od brzdění kol kočky
b_{ef}	[mm]	Účinná šířka tloušťky pásnice, výšky a šířky kolejnice
b_{eff}	[mm]	Účinná šířka
b_{e1}	[mm]	Horní část účinné šířky
b_{e2}	[mm]	Dolní část účinné šířky
B_{gmax}	[N]	Síla od vlastní hmotnosti působící na příčník
B_{t1}	[N]	Vodorovná brzděná síla od brzdění kol kočky
b_v	[mm]	Šířka příčné výztuhy



c	[mm]	Tloušťka dolní pásnice
c_o	[N·m ⁻¹]	Tuhost nosníku
d	[mm]	Vnitřní vzdálenost mezi pásnicemi
d_0	[mm]	Vzdálenost střednic pásnic
d_{01}	[mm]	Vzdálenost střednic pásnic zúženého průřezu
d_1	[mm]	Vnitřní vzdálenost mezi pásnicemi v krajním poli nosníku
d_2	[mm]	Výška stojiny zúženého profilu
d_{e1}	[mm]	Výška stojiny pro pole 1 a 3
d_{e2}	[mm]	Výška stojiny pro pole 2
E	[MPa]	Modul pružnosti
e	[mm]	Vnitřní vzdálenost mezi stojinami
$e_1 - e_{31}$	[-]	Koeficienty pro normálové a smykové napětí
e_4	[m]	Vzdálenost horní polohy háku od spodní polohy háku
$e_{y,N}$	[mm]	Vzdálenost osy plného průřezu od průřezu účinného v ose y
$e_{z,N}$	[mm]	Vzdálenost osy plného průřezu od průřezu účinného v ose z
E_{k1}	[J]	Kinetická energie při nárazu na nárazky podle výrobce
E_{k2}	[J]	Kinetická energie při nárazu na nárazky podle ČSN 270103
f	[s ⁻¹]	Frekvence vlastních kmitů nosníku
$F_1 \dots F_{10}$	[-]	Zatěžovací stav ze základních kombinací zatížení
$F_{11} \dots F_{17}$	[-]	Zatěžovací stav z mimořádných kombinací zatížení
$F_{18} \dots F_{25}$	[-]	Zatěžovací stav z kombinací pro určení únavy
$f_{b,Rd,x,x1,x2}$	[MPa]	Návrhové tlakové napětí
$f_{b,Rd,y,y1}$	[MPa]	Návrhové příčné normálové napětí únosnosti
$f_{b,Rd,\tau,\tau1,\tau2}$	[MPa]	Návrhové smykové napětí únosnosti
F_{cr}	[N]	Síla potřebná pro zjištění součinitele lokálního boulení
F_{dyn}	[N]	Dynamická síla při zkoušení břemene



F_{Ed}	[N]	Návrhová příčná síla odpovídající R_{2max}
F_{N1}	[N]	Síla od nárazu na narážky podle výrobce
F_{N2}	[N]	Síla od nárazu na narážky podle ČSN270103
F_{Rd}	[N]	Návrhová únosnost v lokálním boulení
F_{st}	[N]	Statická síla při zkoušení břemene
f_u	[MPa]	Jmenovitá hodnota meze pevnosti v tahu
f_y	[MPa]	Jmenovitá hodnota meze kluzu
f_{yd}	[MPa]	Hodnota návrhové pevnosti oceli, odvozená od meze kluzu
g	[m·s ⁻²]	Gravitační zrychlení
g_e	[kg·m ⁻¹]	Hmotnost elektrické výzbroje s lávkou
g_g	[kg·m ⁻¹]	Zatížení od vlastní hmotnosti
g_k	[kg·m ⁻¹]	Hmotnost kolejnice
g_n	[kg·m ⁻¹]	Hmotnost nosníku
H_i	[-]	Zdvihová třída jeřábu
h_k	[mm]	Výška kolejnice
h_p	[mm]	Výška nosníku
H_{tp}	[N]	Maximální podélná síla od přičení jeřábu s kočkou na kraji mostu
H_{tp1}	[N]	Maximální podélná síla od přičení jeřábu s kočkou ve středu mostu
i	[-]	Počet nosných profilů
i_1	[mm]	Poloměr setrvačnosti prutu
I_{rfy}	[mm ⁴]	Moment setrvačnosti průřezu složeného z kolejnice a pásnice o b_{ef}
I_{sl}	[mm ⁴]	Minimální moment setrvačnosti pro příčné výztuhy
I_{Stx}	[mm ⁴]	Moment setrvačnosti účinného průřezu příčných výztuh
I_y	[mm ⁴]	Moment setrvačnosti nosníku ve směru osy y
$I_{y,eff}$	[mm ⁴]	Moment setrvačnosti nosníku s účinnou plochou osy y
I_z	[mm ⁴]	Moment setrvačnosti nosníku ve směru osy z



$I_{z,eff}$	[mm ⁴]	Moment setrvačnosti nosníku s účinnou plochou osy z
k	[-]	Součinitel pro využití pružné momentové únosnosti
$K_1, K_2 \dots K_5$	[N]	Síly působící na kola jeřábu
k_f	[-]	Součinitel boulení
$k_{\sigma x}, k_{\sigma x1}, k_{\sigma x2}$	[-]	Součinitel kritického napětí
$k_{\sigma y}, k_{\sigma y1}$	[-]	Součinitel boulení
$k_{\tau}, k_{\tau1}, k_{\tau2}$	[-]	Součinitel kritického napětí ve smyku
L	[m]	Rozpětí mostu
$l_1, l_2 \dots l_6$	[mm]	Vzdálenosti bodů napětí od těžiště nosníku
l_7	[mm]	Vzdálenost zúženého profilu nosníku od těžiště po krajní vlákno horní pásnice
l_8, l_9	[mm]	Vzdálenosti těžiště účinného průřezu ke krajním vláknům nosníku
$L_{5x}, L_{6x} \dots$	[N]	Jednotlivá zatížení působící v ose x
$L_{1y}, L_{2y} \dots$	[N]	Jednotlivá zatížení působící v ose y
$L_{8z}, L_{9z} \dots$	[N]	Jednotlivá zatížení působící v ose z
L_b	[m]	Rozchod kočky
L_{eff}	[mm]	Efektivní délka pro návrhovou únosnost v lokálním boulení
L_m	[m]	Rozvor kočky
L_p	[m]	Rozpětí příčnicku
l_y	[mm]	Účinná zatížená délka
m	[kg]	Hmotnost břemene
m_1	[-]	Součinitel účinné zatížené délky
m_2	[-]	Součinitel účinné zatížené délky
m_{el}	[kg]	Hmotnost elektrické výzbroje
m_g	[kg]	Vlastní hmotnost
M_{gmax}	[N · m]	Maximální moment od vlastní hmotnosti



M_{hdmax}	[N·m]	Maximální moment od příčné brzdné síly
m_k	[kg]	Hmotnost kočky
m_{kl}	[kg]	Hmotnost kladnice
m_{kol}	[kg]	Hmotnost koleje
m_n	[kg]	Hmotnost nosníku
m_p	[kg]	Hmotnost příčnicku
m_{red}	[kg]	Redukovaná hmotnost nosníku
M_{tmax}	[N·m]	Maximální moment od podélné brzdící síly
M_{vmax}	[N·m]	Maximální moment od hmotnosti břemene a kočky
$M_{y,Sd}$	[N·m]	Suma momentů ve směru osy y působící na nosník
$M_{z,Sd}$	[N·m]	Suma momentů ve směru osy z působící na nosník
$N_{b,Rd}$	[N]	Návrhová vzpěrná únosnost
N_{Ed}	[N]	Návrhová osová síla
R_1	[N]	Síla působící na kola kočky
R_2	[N]	Síla působící na kola kočky
R_{1max}	[N]	Maximální síla působící na kola kočky
R_{2max}	[N]	Maximální síla působící na kola kočky
$R_{fat(-1)}$	[MPa]	Základní výpočtová pevnost při únavě
$R_{fat,p(0)}$	[MPa]	Výpočtová pevnost při únavě pro tlak u míjivého namáhání
$R_{fat,t(0)}$	[MPa]	Výpočtová pevnost při únavě pro tah u míjivého namáhání
$R_{fat,p(x)}$	[MPa]	Výpočtová pevnost při únavě pro tlak
$R_{fat,t(x)}$	[MPa]	Výpočtová pevnost při únavě pro tah
r_h	[m]	Nejmenší možná vzdálenost kola kočky od konce nosníku
R_m	[MPa]	Mez pevnosti oceli
s	[m]	Rozvor mostu
s_s	[mm]	Roznášecí délka pod kolejnicí



s_y	[mm]	Roznášecí délka pod kolejnicí a horní pásnicí
S_{pw}	[m]	Rozvor kočky
t_f	[mm]	Tloušťka horní pásnice
t_{tl}	[s]	Doba útlumu
t_w	[mm]	Tloušťka stojiny
T_{Ed}	[N·mm]	Celkový krouticí moment při poloze kočky uprostřed mostu
T_{Ed1}	[N·mm]	Celkový krouticí moment při poloze kočky na kraji mostu
$T_{t,Ed}$	[N·mm]	Prostý krouticí moment při poloze kočky uprostřed mostu
$T_{t,Ed1}$	[N·mm]	Prostý krouticí moment při poloze kočky na kraji mostu
t_v	[mm]	Tloušťka příčné výztuhy
T_z	[mm]	Těžiště nosníku ve směru osy z
v	[-]	Logaritmický dekrement útlumu kmitání
V, V_1	[-]	Koeficient pro normálové a smykové napětí
$V_{bw,Rd}$	[N]	Návrhová únosnost příspěvku stojiny
V_{Ed}	[N]	Návrhová smyková síla při poloze kočky uprostřed mostu
$V_{gmax}/2$	[N]	Síla od vlastní hmotnosti působící na příčník
v_h	[m·min ⁻¹]	Rychlost zdvihu
v_j	[m·min ⁻¹]	Rychlost pojezdu jeřábu
v_k	[m·min ⁻¹]	Rychlost pojezdu kočky
$V_{pl,Rd}$	[N]	Návrhová únosnost ve smyku (kočka uprostřed mostu)
$V_{pl,Rd1}$	[N]	Návrhová únosnost ve smyku (kočka na kraji mostu)
$V_{pl,T,Rd}$	[N]	Návrhová únosnost ve smyku redukována kroucením
$V_{pl,T,Rd1}$	[N]	Návrhová únosnost ve smyku redukována kroucením
$V_{T,Sd}$	[N]	Maximální síla působící na nosník s kočkou v krajní poloze
V_{vmax}	[N]	Síla od hmotnosti a břemene kočky, působící na příčník v krajní
W_T	[mm ³]	Průřezový modul v kroucení při poloze kočky uprostřed mostu



W_{T1}	[mm ³]	Průřezový modul v kroucení při poloze kočky na kraji mostu
$W_{y,eff}$	[mm ³]	Modul účinného průřezu v ohybu ve směru osy y
$W_{z,eff}$	[mm ³]	Modul účinného průřezu v ohybu ve směru osy z
X_0	[m]	Vzdálenost kola kočky od konce nosníku
X_1	[m]	Vzdálenost kola kočky od konce nosníku
z	[mm]	Skutečný průhyb nosníku
z_1	[m]	Vzdálenost horní polohy háku od kola kočky
z_{st}	[mm]	Maximální dovolený průhyb nosníku
α	[-]	Součinitel imperfekce
α_1	[-]	Stranový poměr polí
β_f	[-]	Součinitel štíhlosti vnitřní tlačené pásnice
β_{f1}	[-]	Součinitel štíhlosti přečnávající tlačené pásnice
β_w	[-]	Součinitel štíhlosti vnitřní ohýbané stěny
γ_g	[-]	Součinitel pro zatížení od vlastní hmotnosti
γ_i	[-]	Součinitel zatížení
γ_{i0}	[-]	Součinitel zatížení od jmenovitého břemene
γ_m	[-]	Součinitel spolehlivosti
γ_{M0}	[-]	Součinitel spolehlivosti pro kteroukoliv třídu
γ_{M1}	[-]	Součinitel spolehlivosti pro stabilitu prutů
γ_{tp}	[-]	Součinitel zatížení od vodorovných příčných sil
δ_h	[-]	Součinitel zatížení při zvedání nebo spouštění břemene
δ_t	[-]	Součinitel zatížení od svislých sil při pojíždění
ε	[-]	Součinitel
η	[-]	Součinitel pro výpočet smykové plochy
η_1	[-]	Posouzení prutu namáhaného tlakem a dvojosým ohybem
η_2	[-]	Součinitel pro posouzení únosnosti na příčné síly



$\overline{\eta}_3$	[-]	Interakce mezi smykovou silou, ohybovým momentem a
$\kappa_x, \kappa_{x1}, \kappa_{x2}$	[-]	Redukční součinitel
κ_y, κ_{y1}	[-]	Redukční součinitel
$\kappa_\tau, \kappa_{\tau1}, \kappa_{\tau2}$	[-]	Redukční součinitel
λ	[-]	Součinitel od vodorovných bočních sil od přičení jeřábu
λ_1	[-]	Hodnota štíhlosti pro určení poměrné štíhlosti
$\lambda_x, \lambda_{x1}, \lambda_{x2}$	[-]	Štíhlost stěny
λ_y, λ_{y1}	[-]	Štíhlost
$\lambda_\tau, \lambda_{\tau1}, \lambda_{\tau2}$	[-]	Štíhlost
$\bar{\lambda}$	[-]	Poměrná štíhlost
$\overline{\lambda}_F$	[-]	Součinitel pro získání součinitele lokálního boulení
$\overline{\lambda}_p$	[-]	Poměrná štíhlost
$\bar{\lambda}_W$	[-]	Štíhlost stojiny
μ	[-]	Součinitel tření při rozjíždění a brzdění
π	[-]	Ludolfovo číslo
ν	[-]	Poissonovo číslo pro ocel
ρ	[-]	Součinitel boulení
$\sigma_1, \sigma_2 \dots \sigma_6$	[MPa]	Kritické napětí na částech nosníku
$\sigma_e, \sigma_{e1}, \sigma_{e2}$	[MPa]	Referenční napětí
σ_{max}	[MPa]	Maximální mezní normálové napětí
σ_{min}	[MPa]	Minimální mezní normálové napětí
$\sigma_{Sd,x}, \sigma_{Sd,x1}$	[MPa]	Podélné normálové napětí
$\sigma_{Sd,y}$	[MPa]	Příčné normálové napětí
σ_v	[MPa]	Napětí v místě podélné výztuhy
σ_{xx}	[MPa]	Hodnota normálového napětí získaná z MKP
τ_{Ed}	[MPa]	Celkové smykové napětí při poloze kočky uprostřed mostu



τ_{Ed1}	[MPa]	Celkové smykové napětí při poloze kočky na kraji mostu
$\tau_{fat(x)}$	[MPa]	Maximální mezní smykové napětí
τ_{max}	[MPa]	Maximální mezní smykové napětí
$\tau_{maxshear}$	[MPa]	Hodnota smykového napětí získaná z MKP
τ_{min}	[MPa]	Minimální mezní smykové napětí
$\tau_{t,Ed}$	[MPa]	Smykové napětí od kroucení při poloze kočky uprostřed mostu
$\tau_{t,Ed1}$	[MPa]	Smykové napětí od kroucení při poloze kočky na kraji mostu
$\tau_{v,Ed}$	[MPa]	Smykové napětí při poloze kočky uprostřed mostu
$\tau_{v,Ed1}$	[MPa]	Smykové napětí při poloze kočky na kraji mostu
ϕ	[-]	Hodnota pro výpočet součinitele vzpěrnosti χ_1
χ	[-]	Poměr normálových mezních napětí
χ_0	[-]	Poměr smykových mezních napětí
χ_1	[-]	Součinitel vzpěrnosti
χ_F	[-]	Součinitel lokálního boulení
χ_w	[-]	Součinitel příspěvku stojiny
ψ, ψ_1, ψ_2	[-]	Součinitel poměru napětí



SEZNAM PŘÍLOH

- Příloha 1** - Tabulka. 10: Kombinace základních a mimořádných zatěžovacích stavů
- Tabulka. 11: Kombinace pro určení únavové pevnosti
- Příloha 2** - Tabulka. 12: Maximální deformace pro mody 1 až 8 při zatěžovacím stavu F4
- Příloha 3** - Výsledek MKP pro průhyb nosníku
- Tabulka. 13: Přehled hodnot maximálních průhybů jeřábu
- Příloha 4** - Výsledek MKP nejnepříznivějšího zatěžovacího stavu mostu bez podélných výztuh
- Příloha 5** - Výsledek MKP nejnepříznivějšího zatěžovacího stavu mostu s podélnou výztuhou na obou vnitřních částech stojiny
- Příloha 6** - Projekční výkres nosníku mostu



PŘÍLOHA 1 – Tabulka. 10: Kombinace základních a mimořádných zatěžovacích stavů F se základními zatíženími L a jejich koeficienty

	L_{1y}	L_{2y}	L_{3y}	L_{4y}	L_{5x}	L_{6x}	L_{7x}	L_{8z}	L_{9z}	L_{10x}	L_{11z}	L_{12z}	L_{13y}	L_{14y}
F_1	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$\gamma_g \cdot \delta_h$	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$							
F_2	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$\gamma_g \cdot \delta_h$	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$							
F_3	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$\gamma_g \cdot \delta_h$				$-\gamma_i$	$-\gamma_i$					
F_4	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$\gamma_g \cdot \delta_h$				$+\gamma_i$	$+\gamma_i$					
F_5	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$							
F_6	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$							
F_7	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$				$-\gamma_i$	$-\gamma_i$					
F_8	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$	$-0,25 \cdot \gamma_{l0} \cdot \delta_h$				$+\gamma_i$	$+\gamma_i$					
F_9	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$	γ_{l0}	γ_g						γ_{tp}				
F_{10}	1	1	1	1										
F_{11}	1	1	0,8	1							1	1		
F_{12}	1	1	0,8	1							-1	-1		
F_{13}	γ_g	γ_g		γ_g									1	
F_{14}	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$			$-\gamma_i$	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$							1
F_{15}	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$			$+\gamma_i$	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$							1
F_{16}	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$						$-\gamma_i$	$-\gamma_i$					1
F_{17}	$\gamma_g \cdot \delta_t$	$\gamma_g \cdot \delta_t$						$+\gamma_i$	$+\gamma_i$					1



-
- F_1 – Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění kočky proti směru osy x a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.
- F_2 - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění kočky ve směru osy x a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.
- F_3 - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění mostu proti směru osy z a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.
- F_4 - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění mostu ve směru osy z a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.
- F_5 - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění kočky proti směru osy x , přičemž se uvažuje odpadnutí břemene.
- F_6 - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění kočky ve směru osy x , přičemž se uvažuje odpadnutí břemene.
- F_7 - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění mostu proti směru osy z , přičemž se uvažuje odpadnutí břemene.
- F_8 - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění mostu ve směru osy z , přičemž se uvažuje odpadnutí břemene.
- F_9 - Zatěžovací stav, který působí při přícení mostu při poloze kočky na kraji mostu.
- F_{10} - Zatěžovací stav pro určení průhybu mostu.
- F_{11} - Zatěžovací stav, který působí při nárazu na nárazníky ve směru z .
- F_{12} - Zatěžovací stav, který působí při nárazu na nárazníky ve směru $-z$.
- F_{13} - Zatěžovací stav působící při statické zkoušce.
- F_{14} - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění kočky proti směru osy x , při dynamické zkoušce.
- F_{15} - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění kočky ve směru osy x , při dynamické zkoušce.
- F_{16} - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění mostu proti směru osy z , při dynamické zkoušce.
- F_{17} - Zatěžovací stav působící při rozjezdu či brzdění mostu ve směru osy z , při dynamické zkoušce.



Tabulka. 11: Kombinace pro určení únavové pevnosti složené ze zatěžovacích stavů F , základních zatížení L a jejich koeficienty

	L_{1y}	L_{2y}	L_{3y}	L_{4y}	L_{5x}	L_{6x}	L_{7x}	L_{8z}	L_{9z}
F_{18}	δ_t	δ_t	δ_h	δ_h	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$		
F_{19}	δ_t	δ_t	δ_h	δ_h	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$		
F_{20}	δ_t	δ_t	δ_h	δ_h				$-\gamma_i$	$-\gamma_i$
F_{21}	δ_t	δ_t	δ_h	δ_h				$+\gamma_i$	$+\gamma_i$
F_{22}	δ_t	δ_t		δ_h	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$	$-\gamma_i$		
F_{23}	δ_t	δ_t		δ_h	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$	$+\gamma_i$		
F_{24}	δ_t	δ_t		δ_h				$-\gamma_i$	$-\gamma_i$
F_{25}	δ_t	δ_t		δ_h				$+\gamma_i$	$+\gamma_i$

F_{18} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění kočky proti směru osy x a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.

F_{19} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění kočky ve směru osy x a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.

F_{20} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění mostu proti směru osy z a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.

F_{21} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění mostu ve směru osy z a při zdvihu, nebo spouštění jmenovitého břemene.

F_{22} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění kočky proti směru osy x , bez jmenovitého břemene.

F_{23} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění kočky ve směru osy x , bez jmenovitého břemene.

F_{24} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění mostu proti směru osy z , bez jmenovitého břemene.

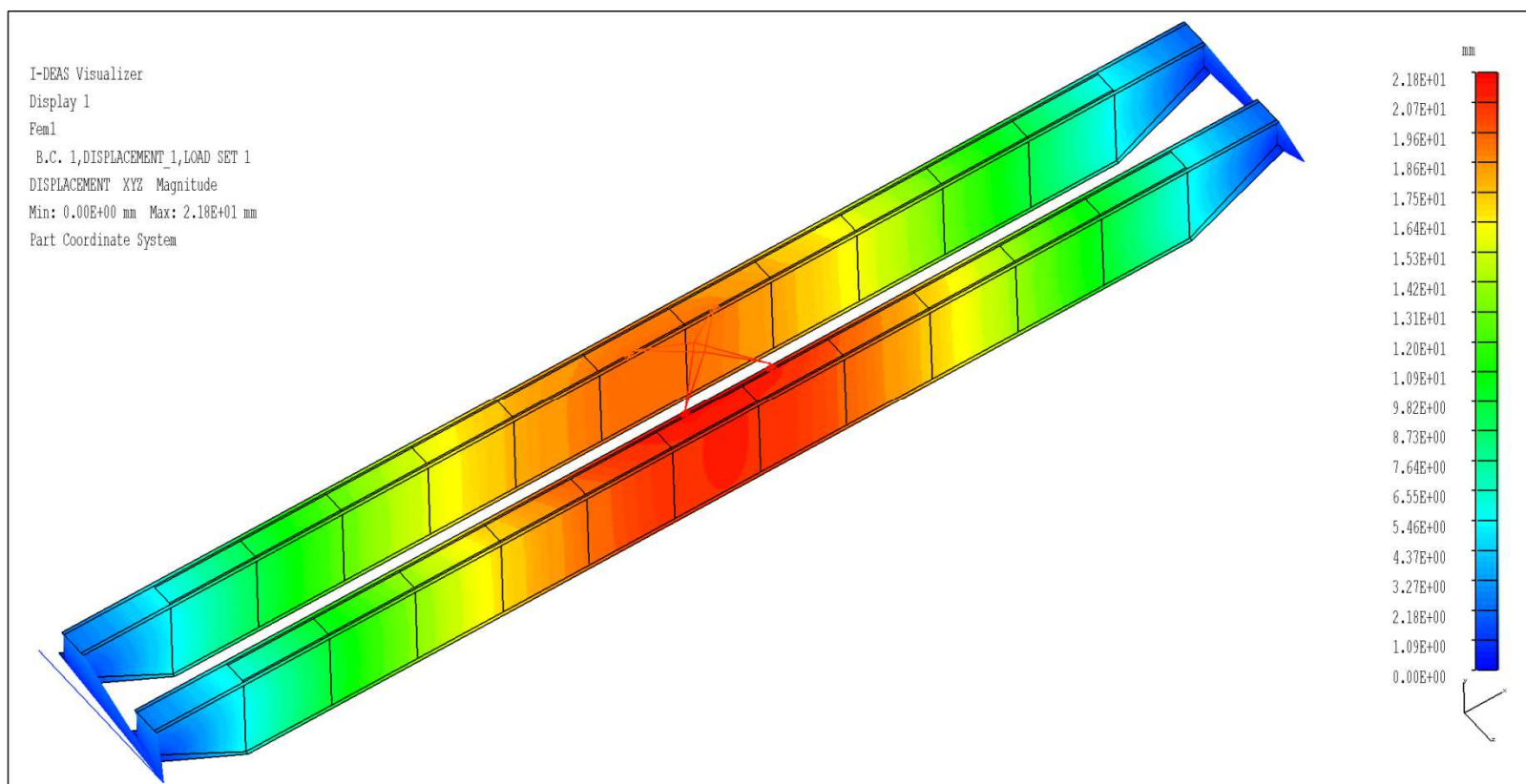
F_{25} – Zatěžovací únavový stav působící při rozjezdu či brzdění mostu ve směru osy z , bez jmenovitého břemene.



PŘÍLOHA 2

Tabulka. 12: Maximální deformace pro mody 1 až 8 při zatěžovacím stavu F4

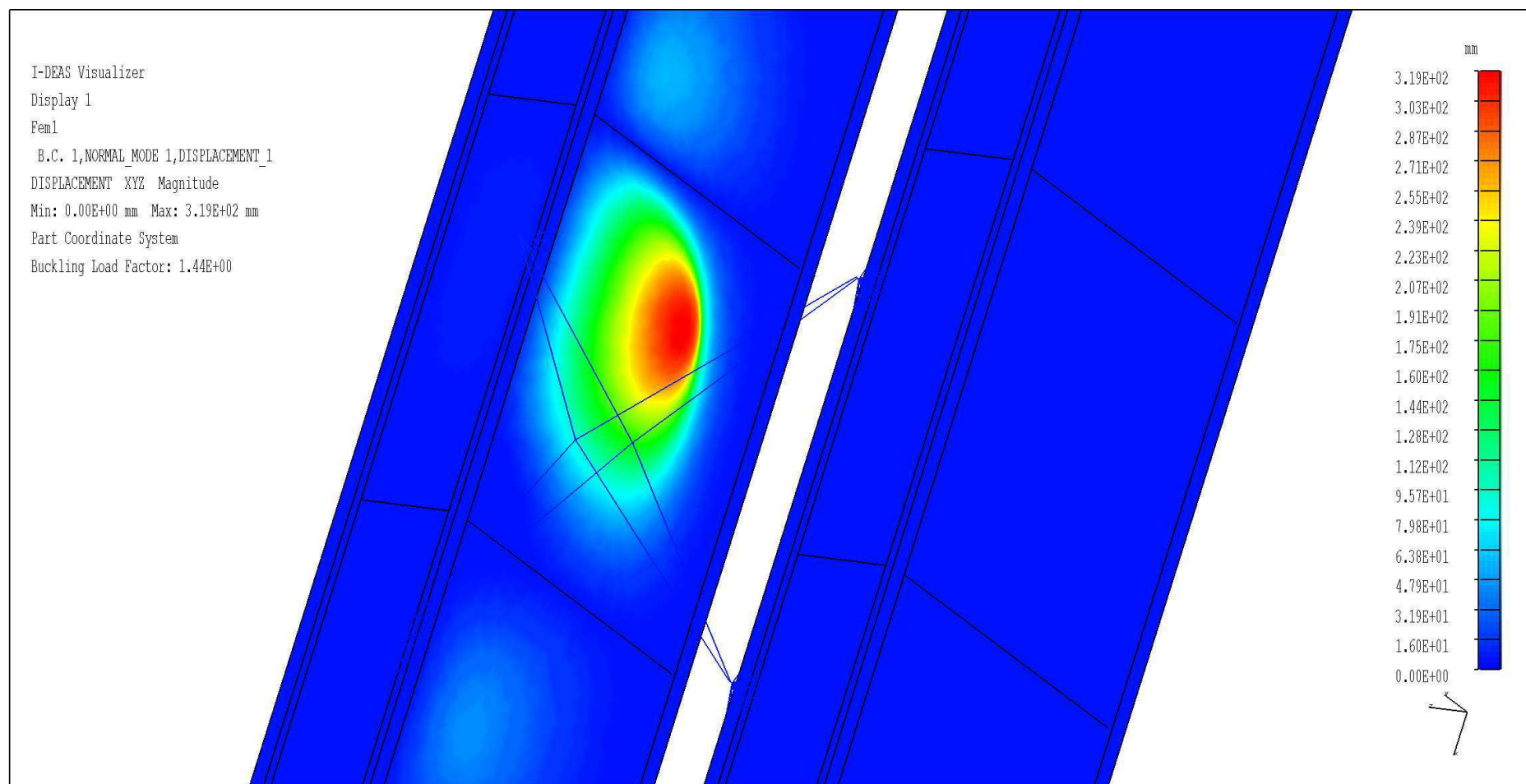
Mod	Výpočet mostu bez podélných výztuh					Výpočet mostu s podélnými výztuhami						
	Před deformací			Po deformaci		Před deformací				Po deformaci		
	deformace v ose Z	deformace v ose X	Buckling Factor	hlavní deformace 80%	vedlejší deformace 70%	deformace v ose Z	deformace v ose Y	deformace v ose X	Buckling Factor	hlavní deformace 80%	vedlejší deformace 70%	vedlejší deformace 70%
				delta max v ose Z = 6 mm	delta max v ose X = 3,75 mm					delta max v ose Z = 6 mm	delta max v ose Y = 3,75 mm	delta max v ose X = 3,75 mm
1	319	23,6	1,44	0,015	0,111	170	57,1	13	4,17	0,035	0,046	0,202
2	314	30	1,45	0,015	0,088	147	42,1	7,12	4,35	0,041	0,062	0,369
3	345	22,6	1,7	0,014	0,116	233	50,8	16,4	5,22	0,026	0,052	0,160
4	323	20,5	1,81	0,015	0,128	230	42,7	4,8	5,41	0,026	0,061	0,547
5	225	43,1	1,99	0,021	0,061	93,4	8,8	5,13	5,61	0,064	0,298	0,512
6	187	46,4	1,99	0,026	0,057	93,4	9,31	5,22	5,64	0,064	0,282	0,503
7	223	46,4	2,13	0,022	0,057	121	41,2	6,37	5,66	0,050	0,064	0,412
8	225	28,7	2,14	0,021	0,131	123	34,1	3,75	5,86	0,049	0,077	0,700



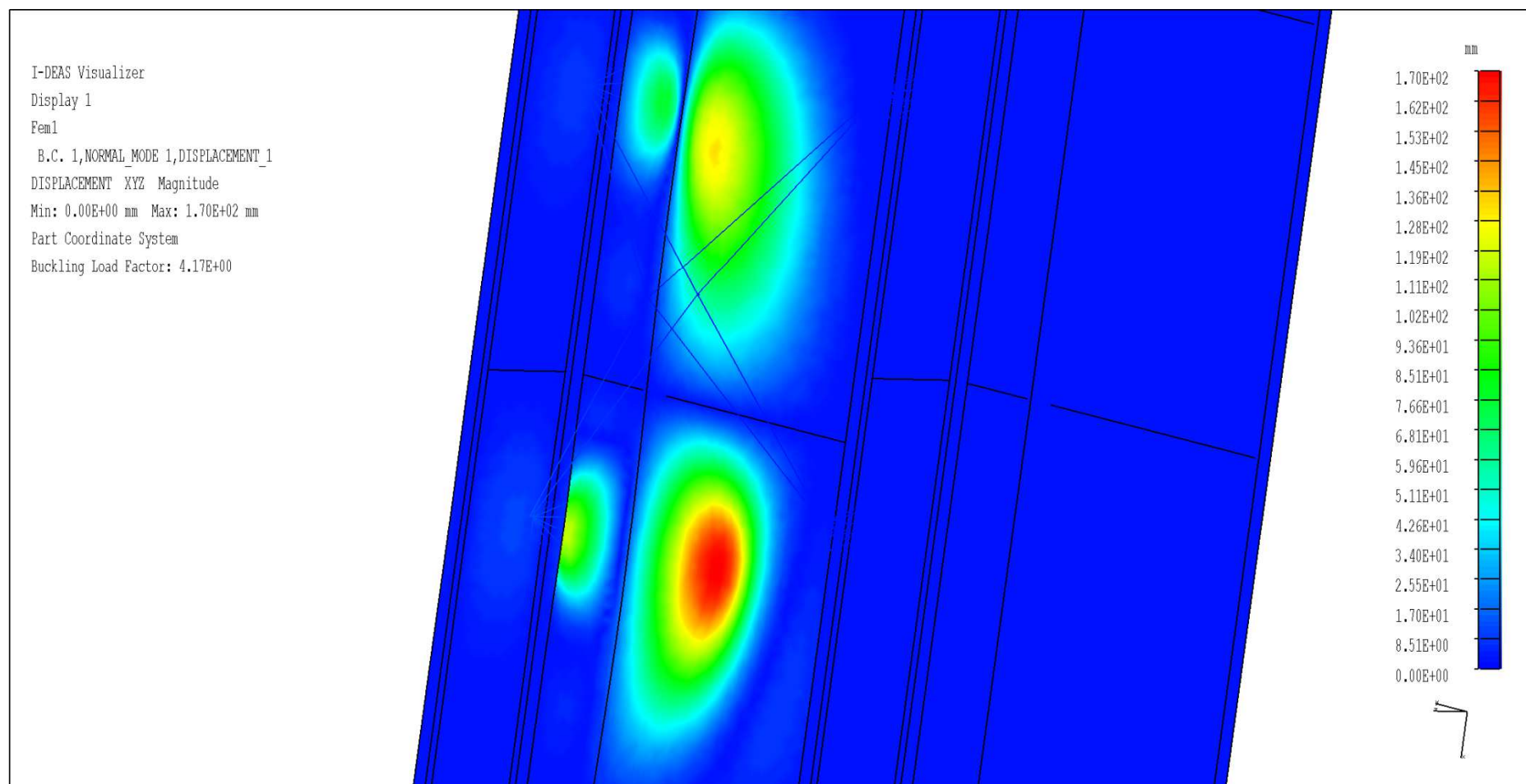
Obr. 35 Průhyb nosníku mostu – Zatěžovací stav F_{10} s polohou kočky uprostřed mostu, maximální průhyb 21,8 mm.

Tabulka. 13: Přehled hodnot maximálních průhybů jeřábu za jednotlivých stavů.

Průhyb mostového jeřábu	Samostatný most	Most s kočkou	Zatížený most za klidu	Zatížený most kombinací F4
Bez podélné výztuhy	2,6mm	3,9mm	21,8mm	30,9mm
S podélnou výztuhou	2,7mm	4mm	21,7mm	30,4mm



Obr. 36 Zatěžovací stav F_4 s polohou kočky uprostřed mostu, Buckling factor 1,44 a průběh tvaru boulení – Mostový jeřáb bez podélných výztuh



Obr. 37 Zatěžovací stav F_4 s polohou kočky uprostřed mostu, Buckling factor 4,17 a průběh tvaru boulení – Mostový jeřáb s podélnými výztuhami