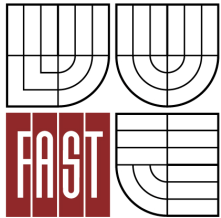




VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV KOVOVÝCH A DŘEVĚNÝCH KONSTRUKCÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF METAL AND TIMBER STRUCTURES

K PROBLEMATICE EFEKTIVNÍHO A SPOLEHLIVÉHO NAVRHOVÁNÍ NOSNÉ KONSTRUKCE JEŘÁBOVÝCH DRAH

TO PROBLEMS OF EFFECTIVE AND RELIABLE DESIGN OF CRANE RUNWAY BEAMS

DISERTAČNÍ PRÁCE
DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

ING. JINDŘIŠKA KOČAŘOVÁ

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

PROF. ING. JINDŘICH MELCHER, DrSc.

BRNO 2013

Abstrakt:

Tato disertační práce je věnovaná problematice spolehlivého navrhování nosníku jeřábové dráhy jako specifické konstrukce navrhované pro umístění a bezpečný provoz mostových jeřábů osazených shora na nosníky jeřábové dráhy.

Předmětem studie jsou dnes v praxi nejčastěji navrhované jeřábové dráhy z válcovaných tyčí tvaru HEA a zároveň stále častěji navrhované nosníky jeřábových drah staticky řešených jako spojitě o 2 a více polích místo dosud běžně navrhovaných prostých nosníků.

Práce se zabývá studií skutečného namáhání v průřezu výše zmiňovaných nosníků jeřábových drah. Problematika výpočtu globálních namáhání je dostatečně známá, ale zejména pro lokální namáhání ve stojině průřezu nejsou v odborné literatuře a normativních předpisech vztahy návrhových únosností zcela dopracovány. Ve studii je tedy věnována pozornost problematice lokálních namáhání ve stojině průřezu v důsledku excentrického působení kolového zatížení a problematice napjatosti nad střední podporou spojitých nosníků jeřábových drah.

Práce je rozdělena do několika částí. Kapitoly č.2 a č.3 jsou jako úvodní část věnované popisu problematiky jeřábových drah. Kapitola č.5 je věnovaná současnému stavu řešení napjatosti v průřezu nosníků jeřábových drah se zaměřením na nosníky provedené z válcovaných profilů bez vodorovného výztužného nosníku.

V další části práce jsou provedeny parametrické studie návrhu nosníků jeřábové dráhy v závislosti na statickém řešení nosníků, rozpětí jeřábu, rozvoru jeřábu a použité konstrukční oceli. Kapitola č.6 je věnovaná parametrické studii na prostých nosnících v závislosti na použité konstrukční oceli. Kapitola č.7 je věnovaná porovnávací studii v závislosti na volbě statického řešení nosníků jeřábové dráhy jako prostého a nebo spojitého o 2 polích.

Následující část se věnuje studii napjatosti na nosníku dráhy v místě střední podpory spojitého nosníku. V kapitole č.8 je pro ten účel vybrán a popsán konkrétní realizovaný případ jeřábové dráhy. V kapitole č.9 je provedeno srovnání analyticky vypočtených hodnot s výsledky numerických výpočtů 3D modelů řešených výpočetním programem Ansys a RFEM4.

Poslední část je věnovaná experimentálnímu ověření působení ve stojině průřezu od vodorovného příčného zatížení kola jeřábu v místě střední podpory spojitého nosníku jeřábové dráhy. Je zde popsána provedená laboratorní zkouška a porovnány experimentálně naměřené hodnoty s výsledky navrženého analytického řešení a výsledky numerického výpočtu.

Závěrečná část shrnuje výsledky, popisuje závěry provedené studie a navrhuje další možnou práci v dané problematice.

Abstract:

The problems of effective and reliable design of crane runway beams designed for carrying and safe running of overhead travelling cranes sitting on the top rail of supporting structures is the topic of this doctoral thesis.

The object of this study is recently the most often used crane runway beam designed from rolled HEA sections and at the same time designed as multi-span beam instead of single-span beam used in the past.

This thesis deals with the study of real stress in the cross section of above mentioned crane runway beams. The problems of global stress in cross section are sufficiently familiar, but particularly local stress analysis in the web of cross section is not already finished in technical

literature and standards. Therefore the thesis is focused on the problems of the local stress in the web due to eccentricities of wheel load and on the problems of stress analysis above the middle support of multi-span beams.

This thesis is divided into several parts. The outline of crane supporting structures and currently used methods of implementation are described in Chapter 2 and Chapter 3. The currently available stress analysis methods of cross section design of crane runway beams made from rolled HEA sections without horizontal bracing beam are summarized in Chapter 5.

The second part of thesis contains two parametrical studies of crane runway beam design depending on statical determination of the beam, crane span, crane wheelbase and chosen quality of steel. Chapter 6 presents parametric study of single beams cross section design depending on chosen quality of structural steel. Chapter 7 presents parametric study of cross section design depending on statical determination as single beam or multi-span beam.

Middle part of thesis contains the stress analysis of crane runway beam in its continuous part above the middle support. The realized implemented crane supporting structure was chosen for this purpose and is described in Chapter 8. The comparison of available stress analysis methods and numerical model calculation is made in Chapter 9.

The last part of the thesis describes experiment of crane runway beam above the middle support and effects on the web of the cross section due to eccentric horizontal transverse wheel load. Measured values are compared with results of new stress analysis method and with numerical model calculation results.

Closing part of thesis summarizes results and suggests further possible studies of set problems.

Klíčová slova:

Jeřábová dráha, mostový jeřáb, nosník jeřábové dráhy, kolejnice, excentrické působení kolového zatížení, lokální namáhání ve stojině průřezu, spojitý nosník o 2 polích.

Keywords:

Crane supporting structures, overhead travelling crane, crane runway beam, crane rail, eccentric action of wheel load, local stress in the web of the cross section, two-span beam .

Bibliografická citace:

KOČAŘOVÁ, Jindřiška. *K problematice efektivního a spolehlivého navrhování nosné konstrukce jeřábových drah*. Brno, 2013. 130 s., 46 s. příloh. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav kovových a dřevěných konstrukcí. Vedoucí disertační práce prof. Ing. Jindřich Melcher, DrSc..

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem disertační práci zpracovala samostatně a že jsem uvedla všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 15. prosince 2013

.....
podpis

Poděkování

Chtěla bych velmi poděkovat svému školiteli profesoru Ing. Jindřichu Melchrovi, DrSc. za odborné vedení při zpracovávání této disertační práce, za jeho trpělivost a vstřícnost, za cenné náměty, rady a za vedení při realizaci experimentální části práce.

Tato disertační práce byla vypracována na Ústavu kovových a dřevěných konstrukcí Fakulty stavební Vysokého učení technického v Brně. Chci poděkovat vedoucí ústavu paní docence Ing. Marceli Karmazínové, CSc za podporu a zázemí. Děkuji Ing. O. Peškovi a Ing. I. Balázsovi za pomoc a spolupráci při zpracování numerických modelů a dále technickým zaměstnancům laboratoří Ing. J. Veselému, M. Ledinovi a M. Minaříkovi za spolupráci při realizaci experimentu ve zkušebnách Ústavu KDK v rámci řešení disertační práce.

Poděkování patří dále panu Věroslavu Svobodovi z firmy Montáže Svoboda, Slavkov u Brna a panu ing. Martinu Pavlíkovi ze společnosti Hopax s.r.o., Červenka, kteří mi pomohli zajistit a dodat hutní materiál pro výrobu zkušebního tělesa a podpěrných konstrukcí k realizaci ověřovací zkoušky.

Nakonec bych ráda poděkovala rodině za podporu a vstřícnost po celou dobu zpracování této práce.

OBSAH

1. Úvod	8
2. Jeřábové dráhy (JD)	9
2.1. Definice JD	9
2.2. Nosník JD	9
2.2.1. Kolejnice	10
2.2.2. Hlavní průřez nosníku JD	10
2.2.3. Ložiska	11
2.3. Zásady navrhování JD	11
2.3.1. Průjezdny profil	11
2.3.2. Zatížení	12
2.3.3. Životnost, trvanlivost	13
2.4. Poruchy a havárie na konstrukcích jeřábových drah	13
3. Navrhování nosníků JD v současné praxi	16
3.1. Materiál	16
3.2. Statické řešení	17
3.3. Konstruktivní řešení ložiska	17
4. Cíle disertační práce	18
5. Současný stav řešení napjatosti na nosníku JD	20
5.1. Základní namáhání	21
5.2. Kroucení	21
5.3. Pevnost stěn nosníků jeřábových drah	22
5.3.1. Lokální napětí od centrického zatížení	22
5.3.2. Lokální ohybové napětí v důsledku excentricity kolových zatížení	23
5.3.3. Dostupné výpočetní postupy posuzování lokální napjatosti stěn	24
5.3.3.1. Řešení dle ČSN 731401	24
5.3.3.2. Řešení dle ČSN EN 1993-6	25
5.3.3.3. Řešení dle A.A.Apalka	26
5.3.3.4. Řešení dle E.A.Mitjugov	26
5.3.3.5. Řešení dle СНП II-23-90	27
5.3.4. Rovinná napjatost	27
5.4. Posouzení na únavu	28
5.5. Shrnutí	28
6. Parametrická studie pro prostý nosník JD	30
6.1. Úvod	30
6.2. Vstupní charakteristiky	30
6.3. Výpočetní postupy	32
6.4. Zpracování výsledků	33
6.4.1. Souhrnné grafy získaných výsledků	33
6.4.2. Hmotnost prostého nosníku JD v závislosti na rozvoru jeřábu R	38
6.4.3. Úspora materiálu v závislosti na použité konstrukční oceli	39
6.4.4. Průběh využití průřezu	43
6.5. Vyhodnocení parametrické studie pro prostý nosník	45

7.	Parametrická studie pro nosník JD v závislosti na statickém řešení	49
7.1.	Úvod	49
7.2.	Vstupní charakteristiky	49
7.3.	Výpočetní postupy	50
7.4.	Zpracování výsledků	51
7.4.1.	Souhrnný graf získaných výsledků	51
7.4.2.	Úspora materiálu v závislosti na statickém řešení	51
7.4.3.	Průběh využití průřezů	52
7.5.	Vyhodnocení parametrické studie v závislosti na statickém řešení	53
8.	Realizovaný případ nosníku JD vybraný pro účely studie	55
8.1.	Úvod k analyzované konstrukci	55
8.2.	Technické parametry jeřábové dráhy	55
8.3.	Konstrukční řešení nosníku JD	55
8.3.1.	Průřez	55
8.3.2.	Konstrukční řešení řezu nad podporou	57
8.3.3.	Rektifikace	57
8.4.	Zatížení nosníku JD	58
8.4.1.	Technické parametry jeřábu	58
8.4.2.	Uspořádání zatížení od mostového jeřábu	58
8.4.3.	Součinitele zatížení	58
8.4.4.	Porovnání získaných hodnot zatížení	59
8.4.5.	Rozhodující charakteristické zatížení od jeřábu	59
8.4.6.	Excentricity působení zatížení	60
8.5.	Shrnutí	61
9.	Napjatost nad střední podporou spojitého nosníku JD	62
9.1.	Numerický model nosníku JD	62
9.2.	Konstrukční řešení bez podporových výztuh – typ „a“	64
9.3.	Konstrukční řešení s podporovými výztuhami – typ „b“	69
9.4.	Konstrukční řešení s podporovými výztuhami – typ „c“	75
9.5.	Vyhodnocení deformací	80
9.6.	Vyhodnocení napětí	83
9.7.	Shrnutí	87
10.	Experimentální část	90
10.1.	Příprava experimentu	91
10.1.1.	Zkušební těleso – popis	91
10.1.2.	Konstrukce pro uložení zkušební tělesa	95
10.1.3.	Aplikace zatěžovací síly	97
10.2.	Vlastní realizace experimentu	97
10.2.1.	Popis experimentu	97
10.2.2.	Experimentální sestava	97
10.2.3.	Způsob zatěžování	100
10.2.4.	Měřené veličiny	102
10.2.5.	Naměřené hodnoty a jejich vyhodnocení	104
10.3.	Numerický model experimentu	107
10.4.	Analytický model	109
10.5.	Výsledky a vyhodnocení práce	111
10.5.1.	Lokální svislé napětí ve spodních vláknech stojiny průřezu	111
10.5.2.	Lokální svislé napětí v horních vláknech stojiny průřezu	114

10.5.3. Deformace u stojiny průřezu	115
10.5.4. Aplikace navržené metody výpočtu lokálního svislého napětí $\sigma_{z,t}$	116
10.5.5. Závěry z vyhodnocených výsledků	118
11. Závěr	119
11.1. Shrnutí práce	119
11.2. Náměty na další práci v oblasti	120
Seznam použité literatury	123
Seznam obrázků	124
Seznam grafů	126
Seznam tabulek	128
Použité symboly a značky	128
Seznam příloh	
P1. Technické parametry mostového jeřábu	132
P2. Uspořádání a výpočet zatížení od mostového jeřábu dle ČSN EN 1991-3	134
P3 Výpočet vnitřních sil v řezu nad podporou	139
P4 Výpočet průřezových charakteristik	141
P5 Výpočet napětí na nosníku JD nad střední podporou	146
P6 Hodnoty získané z numerických výpočtů 3D modelů	155
P7 Grafy využití pro prostý nosník JD	168
P8 Ilustrační obrázky příkladů tabulkového zpracování výpočtů v parametrických studiích	175

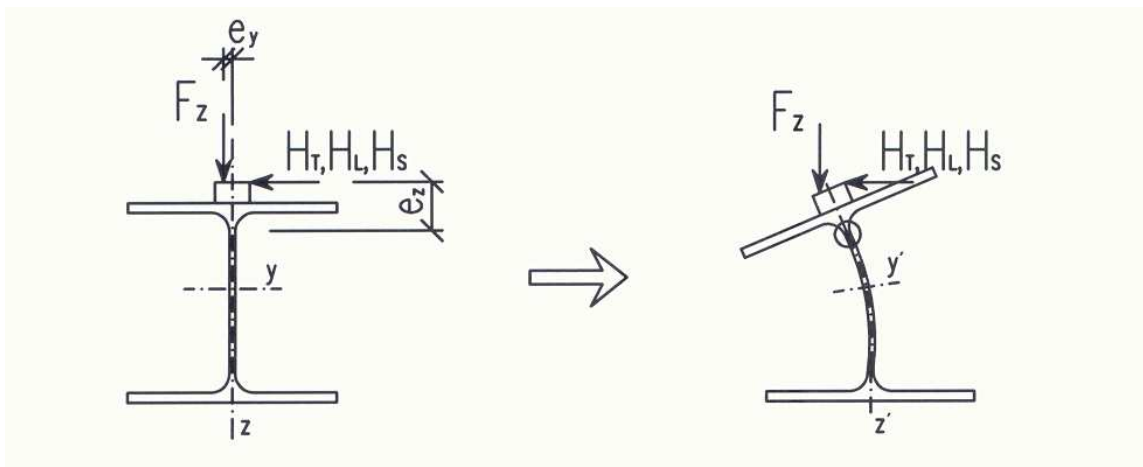
1. ÚVOD

V této práci je představena problematika navrhování hlavních nosníků ocelových jeřábových drah (JD) pro provoz mostových jeřábů osazených shora na nosníky JD. Zaměřena je na nosníky JD řešené ocelovým válcovaným profilem HEA bez vodorovného výztužného nosníku.

Způsoby návrhu a konstrukčního řešení se vyvíjely postupem času a to v závislosti na dosažené technické úrovni zdvihacích zařízení, požadavcích na konstrukci, znalostech napjatosti na ocelových nosnících, dostupných konstrukčních materiálech a způsobech jejich spojování.

V současné praxi dochází ke změnám v přístupech při samotné realizaci nosných konstrukcí JD z řady důvodů jako jsou časové, montážní, finanční apod. Z hlediska statického posudku vedou k navrhování průřezu nosníků JD z válcovaných širokopřírubových H-profilů a volbě statického systému spojitých nosníků o 2 a více polích oproti v minulosti používaných prostých nosníků. K tomu je vyvíjen tlak na co nejjednodušší konstrukční řešení nosníku v místě jejich uložení na další nosnou konstrukci JD (sloupy, konzoly). Vzhledem k aktuálním cenám na trhu se nabízí také možnost využití konstrukční oceli vyšší jakosti.

Posuzování nosníku JD je problematika velmi složitá, má řadu specifík vyplývajících ze způsobu jeho zatěžování. Nosník je přímo pojížděn pojezdovým kolem jeřábu a z toho plyne potřeba věnovat pozornost také lokálním namáháním v průřezu pod kolem jeřábu a výraznému vlivu excentricit namáhání, viz. obrázek č.1.1. Při posuzování pevnosti a poškození únavou je nutné brát v úvahu tedy jak globální působení na nosnících těchto konstrukcí, tak i lokální účinky zejména na stojinu průřezu hlavního nosníku JD. Výpočetní postupy a technické podklady pro návrh těchto konstrukcí nejsou v tomto ohledu doposud zcela dopsány.



Obrázek 1.1 - Ohyb horní pásnice a stojiny průřezu v důsledku excentricit kolového zatížení.

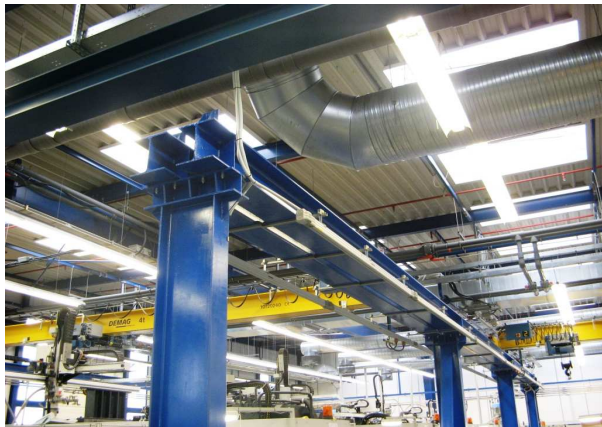
Předmětem této práce je studie, zda současné tendence návrhu a realizace jeřábových drah v praxi jsou opodstatněné a jaký mají dopad na samotnou analýzu napětí na nosníku JD. Pro vyhodnocení vhodnosti současných přístupů je nutné provést parametrické studie návrhu nosníku JD v závislosti na statickém řešení nosníku jako prostého nebo spojitého o 2 polích a v závislosti na použité konstrukční oceli.

Záměrem práce dále je se podrobněji věnovat problematice navrhování spojitého nosníku JD o 2 polích se zaměřením na chování průřezu v místě nad střední podporou v závislosti na zvoleném konstrukčním řešení a problematice lokálního namáhání stojiny průřezu od excentrického kolového zatížení. Pro tuto studii bude vybrán v praxi realizovaný případ konstrukce jeřábové dráhy. Pro zjištění působení v průřezu v místě nad střední podporou spojitého nosníku bude použit analytický výpočet, numerický výpočet objemového modelu a experimentální ověření.

2. JEŘÁBOVÉ DRÁHY (JD)

2.1. Definice JD

Pod pojmem *jeřábová dráha (JD)* se rozumí celá nosná konstrukce potřebná pro umístění a bezpečný provoz mostových jeřábů osazených na nosníky jeřábové dráhy. Příklady jeřábových drah jsou uvedeny na obrázcích č.2.1, 2.2, 2.3 a 2.4 (realizované projekty doktorandky).



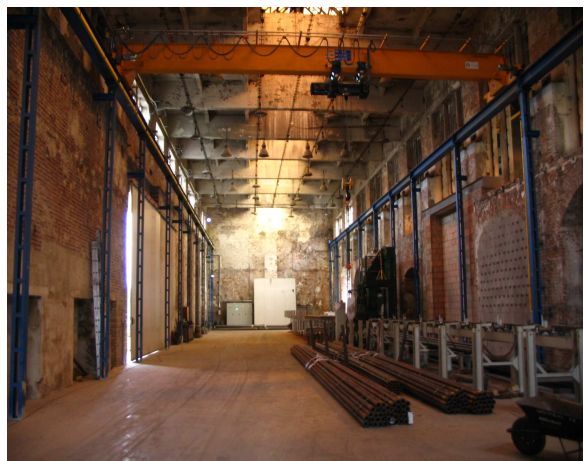
Obrázek 2.1 - Jeřábová dráha pro jeřáb Demag EPKE 4,0t, Kuřim.



Obrázek 2.2 - Jeřábová dráha pro jeřáb Demag ZKKE 25t, Mohelnice.



Obrázek 2.3 - Typová hala HARD PJ-18-8,7, zesílení jeřábové dráhy pro jeřáb Hopax 12,5t, Blansko.



Obrázek 2.4 - Jeřábová dráha pro jeřáb BONFANTI 12,5t, Brno - Židenice.

Stěžejním prvkem návrhu jeřábové dráhy je samotný pojižděný *hlavní nosník jeřábové dráhy*. Jeho návrh má řadu specifik, se kterými se u jiných typů ocelových konstrukcí nesetkáme.

Součástí návrhu jeřábové dráhy je i návrh tzv. *příslušenství jeřábové dráhy*, to je jeřábové kolejnice, přípojovacích prvků kolejnice, nárazníku a ložisek.

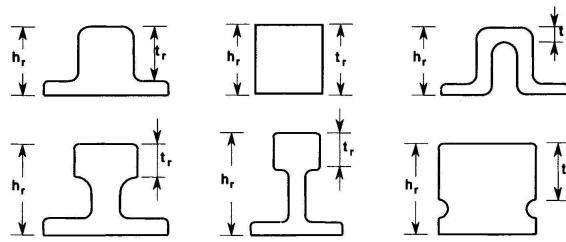
Přes ložiska jsou nosníky uloženy na další nosnou konstrukci jeřábové dráhy, která je navržena dle zadané situace. Jde zejména o sloupy nebo konzoly, brzdné ztužení a založení.

2.2. Nosník JD

Nosníkem jeřábové dráhy se zejména rozumí profil přímo pojižděný jeřábem. Pojezdové kola jeřábu pojiždí po kolejnici, která je uchycena k hlavnímu průřezu nosníku. Nosník je pak uložený pomocí ložisek na další nosnou konstrukci JD.

2.2.1. Kolejnice

Kolejnice se navrhují buď z jeřábových nebo železničních kolejnic vyrobených ze speciálních ocelí na kolejnice nebo z čtvercových či obdélníkových tyčí z konstrukčních ocelí potřebné pevnosti (obrázek 2.5).

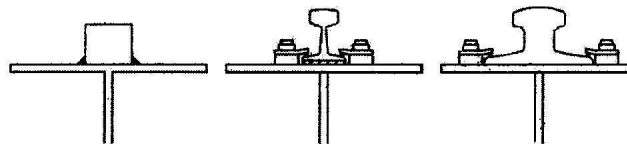


Obrázek 2.5 - Příklady nejběžněji používaných průřezů kolejnic.

Kolejnice může být připojena k horní pásnici průřezu dvěma způsoby – dva konstrukční systémy – posuvný a neposuvný (obrázek 2.6).

Neposuvný konstrukční systém je realizován tak, že je kolejnice připojena k horní pásnici průřezu neposuvně pomocí svarů nebo lícovaných či předpjatých šroubů. Dnes se tento způsob používá zejména pro připojení kolejnic navržených ze čtvercových nebo obdélníkových tyčí připojených přerušovaným koutovým svarem. Výhodou tohoto konstrukčního systému je možnost započíst redukovaný (z důvodu opotřebení) průřez kolejnice do celkového průřezu nosníku JD. Kolejnici však u tohoto konstrukčního systému nelze vyměnit, proto musí být navržena na požadovanou životnost jeřábové dráhy. Doporučuje se pro nižší nosnosti jeřábu a nižší vytížení.

Posuvný konstrukční systém je proveden tak, že kolejnice je připojena speciálními připojovacími prostředky, jako jsou přichytky a pružné roznášecí podložky, k horní pásnici průřezu. Kolejnici lze pak jednoduše vyměnit. Doporučuje se u vysokých nosností jeřábu a vysokého vytížení.

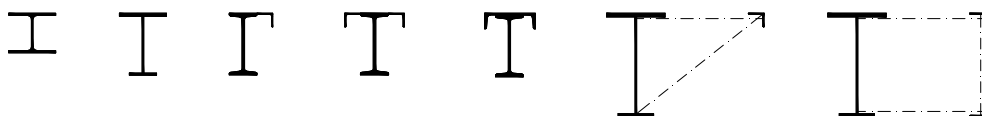


Obrázek 2.6 - Způsoby připojení kolejnice k horní pásnici.

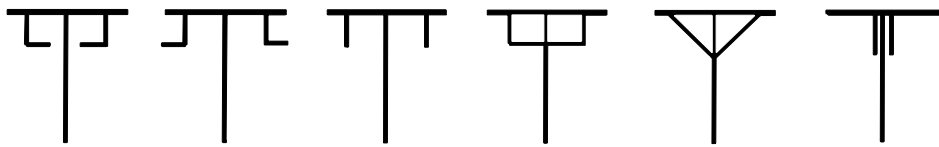
Průřez a kvalita materiálu kolejnice musí vyhovět při posouzení kontaktního napětí od zatížení maximálním výpočtovým kolovým tlakem.

2.2.2. Hlavní průřez nosníků JD

Možné tvary otevřených průřezů nosníků JD bez kolejnic a způsoby zesílení tlačných horních pásů průřezu jsou znázorněny na obrázcích č.2.7 a č.2.8.



Obrázek 2.7 - Příklady průřezů nosníků JD bez kolejnic.



Obrázek 2.8 - Příklady řešení zesílení horních pásů průřezu.

2.2.3. Ložiska

Uložení nosníku jeřábové dráhy na další konstrukci se realizuje pomocí ložisek. Ta musí být navržena tak, aby vždy byla umožněna *rektifikace* ve všech směrech jak pro montážní účely, tak pro případ pozdějších rektifikací například z důvodu poklesu základů aj.

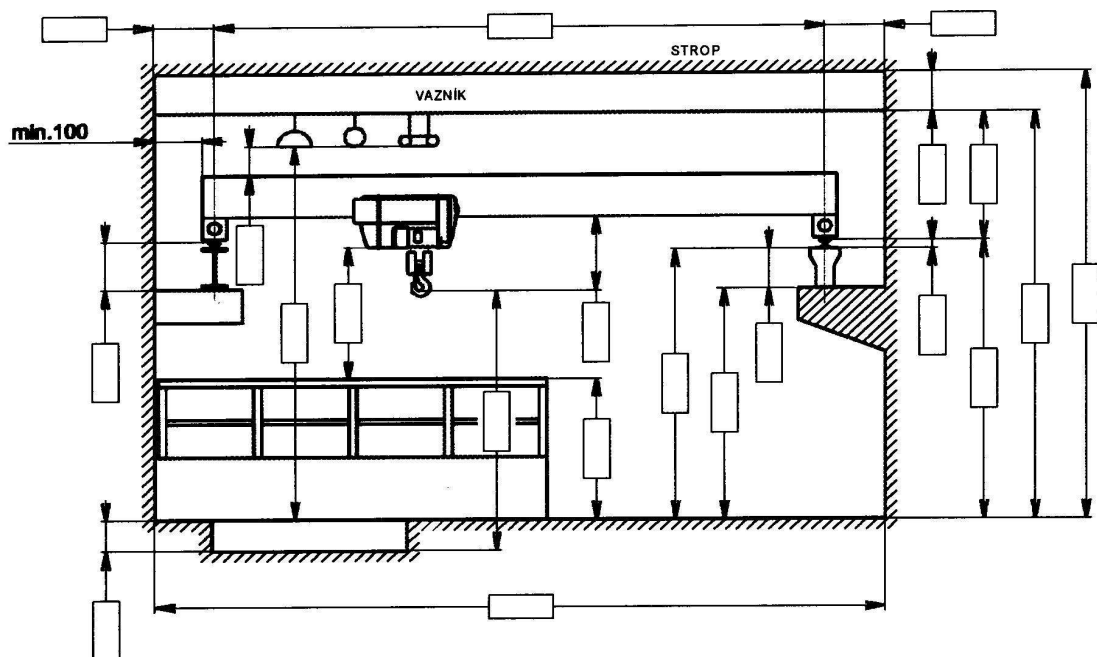
Vliv na výběr konstrukčního řešení ložiska má zejména velikost hodnot reakcí od zatížení jeřábem, statické řešení nosníku JD a typ podpůrné konstrukce.

2.3. Zásady navrhování JD

V této kapitole se stručně zmíníme o některých zásadách navrhování jeřábových drah, které jsou z hlediska problematiky těchto konstrukcí a jejich statického a konstrukčního řešení velmi důležité.

2.3.1. Průjezdny profil

Prvním krokem při řešení jeřábové dráhy je návrh příčného řezu, ve kterém se řeší průjezdny profil jeřábu. V případě vnitřní jeřábové dráhy se ta umístí dle prostorových možností objektu a požadavku investora tak, aby respektovala normativně předepsanou minimální vzdálenost jeřábu od ostatních konstrukcí. Dle ČSN 27 0140 [11] je minimální vzdálenost stanovena na 100 mm. Musí se zvážit návaznosti na stávající konstrukce, případné spolupůsobení, kolize se stávajícím založením objektu apod. K požadavkům investora pak obvykle patří požadovaná minimální výška zdvihu, požadavky na dojezdy háků, event. potřeba průjezdu jeřábu nad různými vestavbami a technologickými zařízeními. Schéma řešení příčného řezu, ze kterého vyplývají také výchozí požadavky pro návrh nosníků JD, je znázorněn na obrázku č.2.9.



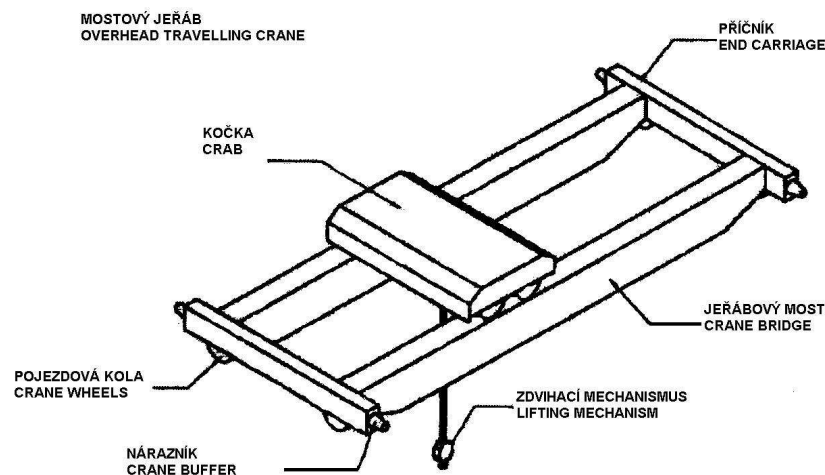
Obrázek 2.9 - Průjezdny profil obecný.

2.3.2. Zatížení

Nosníky jeřábových drah jsou zatěžovány stálým zatížením, proměnným zatížením od jeřábů a mimořádným zatížením.

Jako *stálé zatížení* se uvažuje zatížení od vlastní hmotnosti nosníku JD, případně od vlastní hmotnosti kolejnice, pokud ta není zahrnuta do průřezu nosníku.

Proměnné zatížení nosníků JD od jeřábů se odvíjí od změn hmotnosti břemene zavěšeného na kladkostroji jeřábu v čase a od změn polohy kladkostroje/kočky a jeřábu. Základní schéma a součásti mostového jeřábu jsou uvedeny na obrázku č.2.10. Proměnné zatížení od jeřábu se dělí na svislé zatížení a vodorovné zatížení od jeřábu. *Proměnné svislé zatížení* se počítá z vlastní hmotnosti jeřábu a hmotnosti kladkostroje včetně břemene. *Proměnné vodorovné zatížení* se počítá z důvodů dynamických účinků jeřábu jako je zrychlení, zpomalení, přičení jeřábu apod. Vyčíslují se vodorovné síly způsobené zrychlením nebo zpomalením jeřábu při jeho pohybu po nosníku JD, vodorovné síly způsobené zrychlením a zpomalením kočky při jejím pohybu po nosníku jeřábu a vodorovné síly způsobené přičením jeřábu při jeho pohybu po nosníku JD.



Obrázek 2.10 - Schéma mostového jeřábu a jeho základních částí.

Jako *mimořádné zatížení* se uvažuje síla na nárazník vztažená k pohybu jeřábu, síla na nárazník vztažená k pohybu kočky a klopné síly způsobené případnou kolizí jeřábu s překážkou.

Nosnou konstrukci je potřeba posoudit také na *zkušební zatížení*, tj. zatížení, které se používá při revizních zkouškách jeřábu před jejich uvedením do provozu.

Dynamický charakter zatížení se vyjadřuje dynamickými součiniteli φ_i , jimiž se násobí statické hodnoty zatížení jeřábů:

$$F_{\varphi,k} = \varphi_i F_k$$

kde $F_{\varphi,k}$... charakteristická hodnota zatížení od jeřábu;

φ_i ... dynamický součinitel;

F_k ... charakteristická hodnota statické složky zatížení od jeřábu.

V současnosti je zaveden *pojem charakteristické zatížení od jeřábu*, což je jedna/každá normativně definovaná skupina zatížení od jeřábů. Tyto skupiny jsou kombinace hodnot různých statických zatížení od jeřábu a jejich příslušných dynamických součinitelů. Každá z těchto skupin se používá pro kombinaci se zatíženími nezpůsobenými jeřáby.

Je potřeba dále uvážit vliv jiných zatížení na jeřábovou dráhu jako jsou *účinky teplot, sněh, vítr, pokles podpor atd.*

2.3.3. Životnost, trvanlivost

Při navrhování ocelové konstrukce jeřábové dráhy se uvažuje s návrhovou životností jeřábové dráhy. Je to doba, po kterou se požaduje zajištění plné funkčnosti konstrukce. Doporučená návrhová životnost jeřábové dráhy je v EU 25 let. Návrhová životnost jeřábové dráhy v ČR je národní poznámkou normativně upravena na 50 let (dle ČSN EN 1993-6, odst. 2.1.3.2, NP1). To se v zásadě týká středně a méně vytížených jeřábových drah.

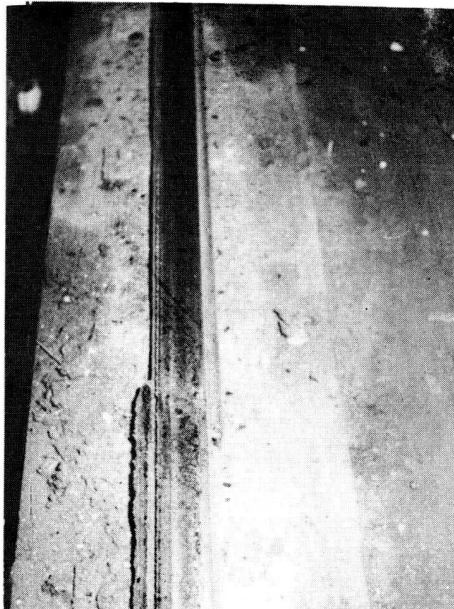
U jeřábových drah s jeřáby vysokých nosností a vysoké intenzity manipulace je životnost často nižší. Jednotlivé součásti, které nemohou být navrženy na plnou životnost, musí být provedeny jako vyměnitelné. V případech provozů s vysokým vytížením jeřábů a vícesměnným provozem je typické, že životnost součástí je řádově odlišná. Kolečnice může být potřeba vyměnit už v řádu měsíců, nosníky jeřábové dráhy za 4-6 let a životnost nosné konstrukce haly se počítá příkladně na 40 let. V případě potřeby lze tedy životnost snížit, je potřeba ji dohodnout s objednatelům a uvést v dokumentaci.

2.4. PORUCHY A HAVÁRIE NA KONSTRUKCÍCH JD

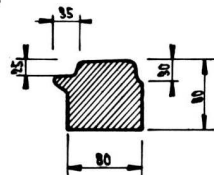
Při studiu problematiky ocelových jeřábových drah a jejich výzkumu je podnětné se zabývat závadami, poruchami a nehodami na těchto konstrukcích. Stále se s nimi lze setkat a řada z nich komplikuje manipulaci a plynulý provoz jeřábů.

Problematika poruch a havárií konstrukcí jeřábových je zpracovaná například v literatuře [4].

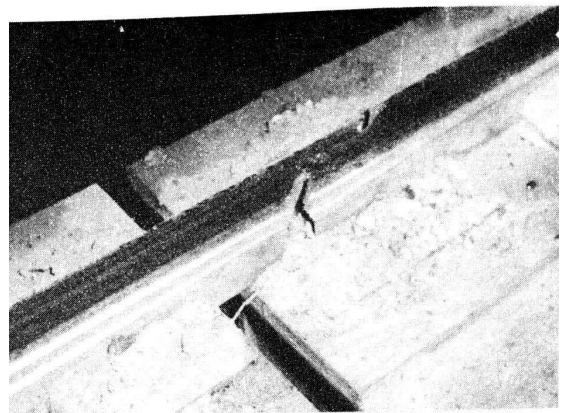
Nejčastěji vedou závady ke *zhoršení plynulosti* a opakovaným poruchám při pojezdu jeřábu, ke *sjetí kolejnice* (obrázek 2.11, 2.12) a *sjetí nákolků* pojezdových kol jeřábů (obrázek 2.13).



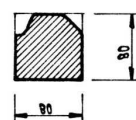
ŘEZ KOLEJNICÍ



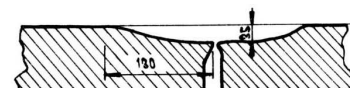
Obrázek 2.11 - Rozježděný styk kolejnice a sjetí původně čtvercové kolejnice.



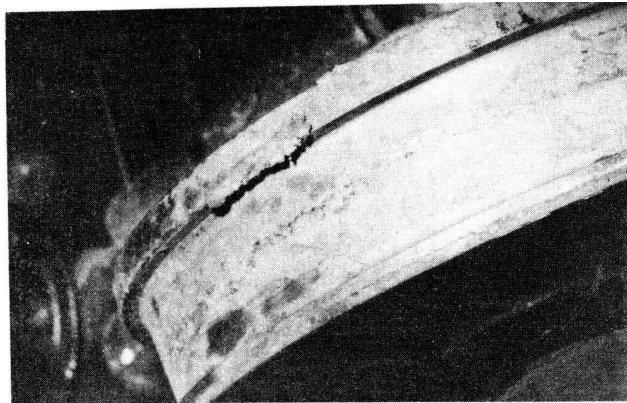
PŘÍČNÝ ŘEZ



PODÉLNÝ ŘEZ



Obrázek 2.12 - Rozježděný dilatační styk kolejnice.



Obrázek 2.13 - Sjetý nákok kola mostového jeřábu.

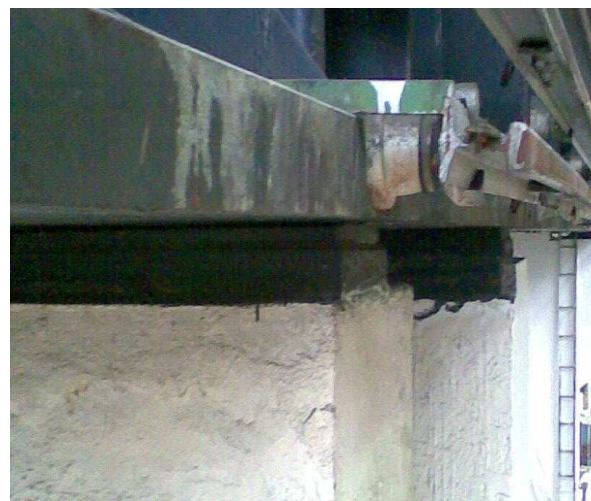
Závady lze rozdělit do několika základních skupin podle toho, ve které fázi realizace a provozu jeřábové dráhy daná závada nebo její příčina vznikla, a to:

- a) ve fázi projektu;
- b) ve fázi zpracování výrobní dokumentace;
- c) ve fázi výroby;
- d) ve fázi montáže;
- e) ve fázi provozu.

Významnou roli hraje *geometrie nosníků jeřábové dráhy*. K chybám, které ovlivňují geometrii nosníků, může dojít ve všech fázích realizace a provozu jeřábové dráhy. Už při statickém návrhu například *nedodržením doporučených mezních hodnot zejména vodorovných deformací* a rozdílů mezi vodorovnými posuvy sousedních sloupů, rámu a větví jeřábové dráhy. Dále *podceněním založení sloupů* jeřábové dráhy, zejména výpočtu sedání. Často se lze setkat s provedením uložení nosníku jeřábové dráhy na *podpory bez možnosti rektifikace*. Důsledkem je pak nepřesná montáž konstrukce a je znemožněna či zkomplikovaná montážní a provozní rektifikace. Ve fázi výroby dochází k dalším chybám. Odchylny od správné geometrie vznikají *šavlovitosti nosníků, excentrickým uložením kolejnice na hlavní průřez nosníku*, špatnou technologií svařování apod. Důsledkem je vznik dalších zejména vodorovných sil, na které konstrukce nebyla navržena.



Obrázek 2.14 - Neprovedení kotvení v patě sloupu JD.

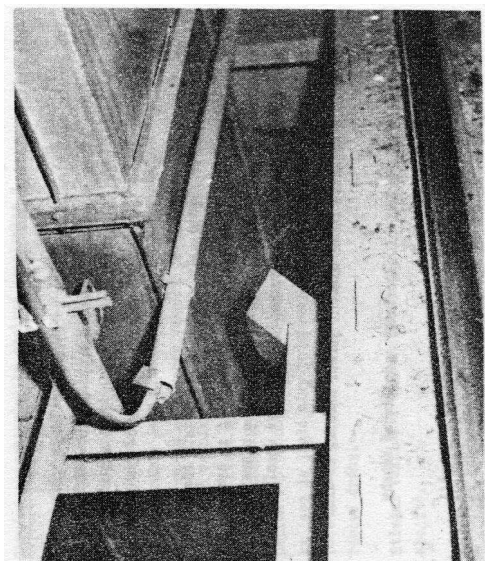


Obrázek 2.15 - Vypálený úhelník hlavního průřezu nosníku jeřábové dráhy nad podporou u převislého konce.

Další možné příčiny závad, se kterými se lze v praxi setkat jsou uvedeny na následujících obrázcích. Na obrázku č.2.14 je nesprávně provedené kotvení sloupu jeřábové dráhy ve fázi montáže. Na obrázku č.2.15 a č.2.16 jsou fotografie neodborného zásahu do hlavního průřezu nosníku jeřábové dráhy a to vypálením části L-profilu horního pásu průřezu nosníku.



Obrázek 2.16 - Vypálený úhelník hlavního průřezu nosníku jeřábové dráhy uprostřed pole.



Obrázek 2.17 - Vypálená diagonála vodorovného nosníku jeřábové dráhy.

Na obrázku č.2.17 je fotografie vypálení diagonály vodorovného nosníku jeřábové dráhy. A na obrázku č.2.18 je zdokumentováno zdemontování prvků podélného ztužidla haly a jeřábové dráhy a prutů zajišťujících vzpěrné délky hlavních sloupů haly. Obzvláště s tímto jevem se velmi často lze v praxi setkat. V obdobích privatizace a změn vlastníků halových objektů docházelo často k neodborným demontážím různých prvků a pravděpodobně k jejich odvozu do sběrný

Všechny výše uvedené závady také ovlivňují celkovou tuhost nosné konstrukce jeřábových drah, vznikají pak nepřijatelné deformace a zhoršuje se plynulost pojezdu jeřábu. V případě neodborné demontáže ztužujících a stabilizačních prvků nosné konstrukce pak hrozí havarijní stavy.



Obrázek 2.18 - Demontovány prvky podélného ztužidla haly a jeřábové dráhy a pruty zajišťující vzpěrné délky hlavních sloupů haly.

3. NAVRHOVÁNÍ NOSNÍKŮ JD V SOUČASNÉ PRAXI

Tato práce je věnovaná ocelovým jeřábovým drahám s běžnými délkami modulů (cca 4,0 m - 9,0 m), kdy nosník je řešený ocelovým válcovaným I profilem bez vodorovného výztužného nosníku.

Způsoby návrhu a konstrukčního řešení se vyvíjely postupem času a to v závislosti na dosažené technické úrovni zdvihacích zařízení, požadavcích na konstrukci, znalostech napjatosti na ocelových nosnících, dostupných konstrukčních materiálech a způsobech jejich spojování.

Návrhem, výrobou a dodáváním konstrukcí ocelových jeřábových drah se dnes zabývá mnoho firem nejrůznějších velikostí a odborných způsobilostí. Proto je v současnosti v praxi velký tlak na ekonomický návrh konstrukce, maximální jednoduchost výroby a jednoduchost montáže konstrukce. Vše je směřováno k co nejnižším pořizovacím nákladům konstrukce. Je požadována minimalizace finančních nákladů spojených s nákupem materiálu, nákladů spojených s výrobou nosníků JD a samotnou montáží konstrukce JD.

Jednoduchost a časová náročnost provedení montáže je závislá zejména na konstrukčním řešení ložiska nosníku JD a volbě způsobu jeho rektifikace zvláště při samotné montáži. Na jednoduchost případné rektifikace vlivem provozu JD během její životnosti už takové nároky při dodávce konstrukce kladeny nejsou. To vše vede při návrhu jeřábové dráhy ke skutečnostem, kterým jsou věnovány následující podkapitoly.

3.1. Materiál

Při navrhování nosníků sledovaného typu drah došlo ke změnám ve výběru válcovaného materiálu. Donedávna byly nosníky navrhovány převážně ze svařovaného průřezu složeného z válcovaných I profilů typu I, IE, IPE a L profilů. Profily L se přivařili k horní pásnici I-profilu a to buď jen z jedné strany nebo z obou stran (viz.obrázek č.2.7). Používaly se jak rovnoramenné tak nerovnoramenné L-profilu. Hospodárné bylo při návrhu použití nerovnoramenného L-profilu, jehož delší rameno bylo přivařeno k horní pásnici I-profilu. Výhodou tohoto řešení bylo efektivní zesílení pouze horního tlačného pásu nosníku na klopení, vodorovné deformace a posunutí středu smyku nahoru blíže k rovině působení vodorovných zatížení od jeřábu, čímž se snížilo namáhání průřezu od vázaného kroucení. Při výrobě byly válcované profily podélně k sobě svařeny průběžným nebo přerušovaným svarem po celé délce nosníku a minimálně ve ¼ délky nosníku byly provedeny výztužné žebra spojující horní pás I-profilu s L-profilu.

V posledních letech se pro návrh nosníků JD začal využívat sortiment válcovaných tyčí tvaru H, zejména profily HEA a HEB. Parametry H profilů a jejich široké přírubby, umožňují rychlý návrh průřezu nosníků JD. Lépe vyhovují pro dvojosé namáhání nosníků JD v rovině „y“ i rovině „z“ a na přísné požadavky na mezní vodorovný průhyb nosníků JD. Naopak poloha středu smyku je vzdálenější od roviny působení vodorovného zatížení jeřábu a je méně příznivá pro napjatost od vázaného kroucení v průřezu. Rozložení hmoty materiálu po průřezu není proto zcela optimální. Nicméně zásadním důvodem pro návrh válcovaného H-profilu místo svařovaných průřezů z válcovaných I a L profilů je podstatně jednodušší výroba a tím snížení výrobních nákladů.

Na trhu jsou běžně dostupné H-profilu z konstrukční oceli S235 (o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 360 \text{ N/mm}^2$) a z konstrukční oceli S355 (o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 510 \text{ N/mm}^2$). Pro návrh nosníků JD jsou standardně používány válcované H-profilu z konstrukční oceli S235, podstatně méně pak z konstrukční oceli S355.

3.2. Statické řešení

Staticky se nosníky JD převážně řeší jako prosté nosníky. V posledních letech se ale u jeřábových drah stále častěji přistupuje k návrhu a realizaci nosníků jako spojitých o 2 a více polích. Toto statické řešení umožňuje návrh menšího průřezu, tedy lehčího a cenově levnějšího.

Navíc se jeví jednodušší také řešení uložení spojitých nosníků a to jak konstrukčně, tak i výrobně a montážně. Zejména u spojitých nosníků o více polích je průřez nosníků nad podporami průběžný a montážní spoj nosníků se realizuje jako momentový šroubový spoj ve staticky výhodném místě v poli nosníků.

Běžné výrobní a dodavatelské délky válcovaných H-profilů jsou 6 m, 12 m, 14 m a až 24 m. Pro výrobce není problém si zajistit dodávku potřebných délek materiálu a ani při montáži nevznikají neobvyklé požadavky na zdvihací techniku. Jistým limitem může být snad jen doprava hotových dílců. Maximální délka jednoho dílce tak, aby nevznikly zvýšené finanční nároky na dopravu, je 14,0 m.

3.3. Konstrukční řešení ložiska

V minulosti se při návrhu konstrukčního řešení ložisek vždy dbalo řady zásad. Průřez nosníku byl v ložisku uložen a kotven ve svislém i vodorovném směru tak, aby pokud možno nedocházelo k žádnému přídavnému namáhání lokálním ohybem nebo kroucením a to jak průřezu nosníku JD, tak i ostatní nosné konstrukce JD jako jsou konzoly sloupů, sloupy a brzdná ztužidla.

Rektifikace ve všech směrech byla zajištěna konstrukčním řešením tak, aby mohla být pohodlně proveditelná jak při montáži, tak během celé doby životnosti konstrukce a jejího provozu bez víceprací jako je odstraňování svarů a opětovná fixace polohy nosníku přivařením apod.

Z výše uvedených důvodů bylo konstrukční řešení ložisek často poměrně složité a výrobně a montážně náročnější. Současný tlak na zjednodušení výroby a montáže jeřábových drah vede k podstatně jednodušším konstrukčním řešením ložisek. V praxi se také prosazuje provedení ložisek nosníků bez bočního kotvení horní pásnice průřezu k dalším nosným konstrukcím. Takovéto zjednodušení se provádí zejména pro řadu H-profilů do velikosti HEA 300 a HEB 300.

4. CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

V úvodní části práce je popsána problematika konstrukcí jeřábových drah pro provoz mostových jeřábů a shrnut současný stav navrhování těchto ocelových jeřábových drah, to je drah s běžnými délkami modulů v rozmezí od 4,0m do cca 9,0 m, kdy nosník JD je řešený ocelovým válcovaným H-profilem bez vodorovného výztužného nosníku.

Prvním cílem předkládané disertační práce je stanovení vhodnosti použití nových přístupů uvedených v kapitole č.3, tedy využití konstrukční oceli S355 a využití statického řešení spojitých nosníků, při návrhu vybraného typu ocelových konstrukcí jeřábových drah a to provedením komplexnějších studií zahrnující rozsáhlejší skupinu případů.

Proto budou nejprve provedeny parametrické studie výhodnosti použití dnešních postupů. V první parametrické studii (kapitola č.6) bude provedeno porovnání návrhu prostých nosníků JD v závislosti na volbě konstrukční oceli. Ve druhé parametrické studii (kapitola č.7) bude provedeno porovnání návrhu nosníků JD v závislosti na volbě statického řešení nosníku JD jako prostého nosníku a nebo spojitého nosníku o 2 polích.

Dalším záměrem práce je věnovat se podrobněji problematice navrhování spojitých nosníků JD, pakliže se v předcházející parametrické studii prokáže jejich využití výhodné. Cílem je definování problematických oblastí návrhu spojitých nosníků JD a jejich studie. Pozornost bude věnována studii působení spojitých nosníků o 2 polích v místě nad střední podporou v závislosti na zvoleném konstrukčním řešení nosníku nad podporou a problematice lokálního namáhání stojiny průřezu od kolového zatížení.

Postup této disertační práce je:

1. Shrnutí současných poznatků a podrobná studie stavu možných řešení napjatosti na nosnících JD.
2. Parametrická studie návrhu válcovaného HEA profilu pro nosník JD v závislosti na použité konstrukční oceli S235 nebo S355.
3. Parametrická studie návrhu válcovaného HEA profilu pro nosník JD v závislosti na zvoleném statickém řešení nosníku JD jako prostého nebo spojitého nosníku o 2 polích.
4. Zvolení vhodné realizované konstrukce jeřábové dráhy pro studii chování průřezu nad střední podporou spojitého nosníku JD o 2 polích.
5. Provedení analýzy napjatosti v řezu nad střední podporou na zvoleném realizovaném nosníku jeřábové dráhy analytickým výpočetním postupem.
6. Numerické modelování vybraného případu výpočetním programem s cílem analýzy nejnepříznivějších účinků v řezu nad střední podporou nosníku pro základní typy konstrukčního řešení ve sledovaném místě.
7. Porovnání hodnot napětí v řezu nad střední podporou nosníku získaných analytickým výpočtem s hodnotami získanými numerickým výpočtem. Vyhodnocení numericky vypočtených deformací.
8. Provedení experimentu na spojitém nosníku JD o 2 polích k ověření působení v průřezu nad střední podporou od vodorovného příčného zatížení a jeho porovnání s hodnotami získanými z numerického výpočtu a z navržené zjednodušené analytické výpočetní metody.

9. Shrnutí a vyhodnocení získaných výsledků.

Cíle této disertační práce jsou:

1. Ověřit, zda je pro konstrukci prostého nosníku JD délky 6,0 m výhodné použít konstrukční ocel vyšší jakosti S355 a ve kterých případech.
2. Ověřit, zda je pro konstrukci nosníku JD délky 6,0 m výhodné zvolit statické řešení spojitého nosníku o 2 polích oproti statickému řešení nosníku jako prostého a ve kterých případech.
3. Ověřit, zda existuje skupina případů, kdy při návrhu průřezu nosníku JD rozhoduje posouzení průřezu na 1.MS v horních vláknech stojiny průřezu.
4. Analyzovat napjatost v průřezu nad střední podporou spojitého nosníku JD z numerických modelů v závislosti na konstrukčním řešení nosníku v daném místě.
5. Ověřit, zda analyticky vypočtena napjatost v řezu nad střední podporou spojitého nosníku odpovídá globální, lokální i celková napjatosti získané numerickými výpočty prostorových modelů.
6. Experimentálně ověřit působení ve stojině průřezu nad střední podporou spojitého nosníku JD od vodorovného příčného zatížení kola jeřábu a porovnat naměřené hodnoty s výsledky numerického výpočtu a výsledky analytického výpočtu.

5. SOUČASNÝ STAV ŘEŠENÍ NAPJATOSTI NA NOSNÍKU JD

Následující podkapitoly jsou věnované současnému stavu řešení napjatosti na nosnících jeřábových drah se zaměřením na posouzení únosnosti průřezu a zejména únosnosti nejvíce namáhaných míst stojiny průřezu. Posuzování nosníků jeřábových drah navržených z válcovaných I-profilů a H-profilů je shrnut v tabulce č.1.

GLOBÁLNÍ ÚČINKY	PROSTOROVÝ OHYB	<p>pro n jeřábů pro celý průřez</p> $\sigma_{x,i} = f(F_z, H_T, H_L, H_S) \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$ $\tau_{xz,i} = f(F_z, H_T, H_L, H_S) \leq \frac{f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}}$	
	VÁZANÉ KROUČENÍ	<p>pro n jeřábů pro celý průřez</p> $\sigma_{x,i} + \sigma_{\omega,i} = f(F_z, H_T, H_L, H_S, e) \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$ $\tau_{xz,i} + \tau_{i,i} + \tau_{\omega,i} = f(F_z, H_T, H_L, H_S, e) \leq \frac{f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}}$	
LOKÁLNÍ ÚČINKY		<p>pro n jeřábů pro horní část stojiny průřezu</p> $\sigma_{eq,i} = f(\sigma_{x,i}, \sigma_{ox,i}, \sigma_{oz,i}, \sigma_{T,i}, \tau_{xz,i}, \tau_{\omega,i}, \tau_{oxz,i}, f_y, \gamma_{M1})$ $\sigma_{eq,i} \leq 1$	
ÚNAVA		<p>pro n jeřábů pro celý průřez</p> $\sigma_{E2,i} = f(F_z) \quad \tau_{E2,i} = f(F_z)$ $D_{d,i} = f(\Delta\sigma_{E2,i}, \Delta\tau_{E2,i}, \Delta\sigma_{C,i}, \Delta\tau_{C,i}, \gamma_{Mf}) \leq 1$ <p>pro horní část stojiny průřezu</p> $D_{d,i} = f(\Delta\sigma_{eq,E2,i}, \Delta\sigma_{C,i}, \gamma_{Mf}) \leq 1$	

Tabulka 1 - Posuzování nosníků jeřábových drah navržených z I-profilů a H-profilů.

$F_z (= Q_r), H_T, H_L, H_S \dots$ zatěžovací síly jeřábu

5.1. Základní namáhání

Základním krokem při návrhu nosníku jeřábové dráhy je stanovení únosnosti průřezu na *ohyb* k oběma hlavním osám průřezu a *smyk*.

Pro nosníky jeřábové dráhy se z důvodu požadavku odolnosti na únavu doporučuje aplikovat pružnostní analýza pro všechny třídy průřezu za předpokladu, že pro průřezy třídy 4 se počítá s vlastnostmi účinného průřezu.

Technický předpis ČSN EN 1993-1-1 [12] připouští použití konzervativní sumace složek využití průřezu:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \leq 1 \quad (5.01)$$

V posuzovaných vláknech řezu se v první řadě musí tedy vyčíslit *návrhová hodnota podélného normálového napětí* $\sigma_{x,Ed}$ od ohybových momentů od svislého i vodorovného zatížení nosníku včetně uvažování vlivu klopení:

$$\sigma_{x,Ed} = \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot A} + k_{yy} \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot W_{el,y}} + k_{yz} \frac{M_{z,Ed}}{W_{el,z}} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (5.02)$$

Dle průběhu vnitřních sil se vyčíslí dále *smyk*. Platí ověřené vztahy:

$$\frac{V_{Ed}}{V_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (5.03)$$

$$\frac{\tau_{Ed}}{f_y} = \frac{\frac{V_{Ed} S}{I \cdot t}}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} \leq 1,0 \quad (5.04)$$

5.2. Kroucení

Nosník jeřábové dráhy je prut namáhaný na *kroucení*. Konstrukční řešení nosníků JD, tedy zpravidla provedených jako otevřené průřezy, a způsob uložení nosníků vede k namáhání průřezu jak prostým, tak vázaným kroucením. Uvažují se následující napětí vyvolaná kroucením:

- Smykové napětí $\tau_{t,Ed}$ od momentu prostého kroucení $T_{t,Ed}$;
- Normálové napětí $\sigma_{\omega,Ed}$ od bimomentu B_{Ed} ;
- Smykové napětí $\tau_{\omega,Ed}$ od momentu vázaného kroucení $T_{\omega,Ed}$.

Složky napětí od kroucení u nosníků jeřábových drah *nelze zanedbat*. Například normálové napětí od bimomentu B_{Ed} může tvořit až 30 % napjatosti v rozhodném bodu průřezu. Lze se v praxi setkat s tím, že projektant vliv kroucení z neznalosti problematiky neuvažuje nebo zanedbá a nebo si nechá pro účinky kroucení nedostatečnou rezervu. Navržený průřez je pak poddimenzovaný.

Pozornost si také žádá *problematika úprav* doporučeného výpočtu kroucení na nosnících jeřábových drah v technických dokumentech EC. V prvním předběžném dokumentu pro navrhování jeřábových drah ČSN P ENV 1993-6 z roku 2000 [14] bylo na výpočet kroucení upozorněno. Byl doporučen postup pro výpočet v kapitole 5.3.3. Konstrukční systémy, kde ovšem v odstavci (4) bylo uvedeno: „Krouťící momenty se převedou do dvojic sil působících

vodorovně v horní a spodní pásnici“. V dokumentu nebyla zmíněna možnost přesnějšího výpočtu vázaného kroucení, který byl již zpracovaný ve starém českém technickém předpise ČSN 73 1401 z roku 1984 [15]. Na tuto skutečnost se v té době upozorňovalo. Dokládalo se výpočty, že posudek provedený tímto způsobem je velmi neekonomický.

V současném platném technickém dokumentu ČSN EN 1993-6 [13] je výše zmíněný postup převedení kroučících momentů na dvojici sil opět uveden a to v kapitole 5.6.2. Konstrukční systémy, odstavec (4). K určitému posunu však došlo. V příloze A je uvedena alternativní metoda posouzení ohybu s vlivem klopení a kroucení.

Pro pruty namáhané kombinací ohybu a kroucení má platit:

$$\frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot M_{y,Rk} / \gamma_{M1}} + \frac{C_{mz} M_{z,Ed}}{M_{z,Rk} / \gamma_{M1}} + \frac{k_w k_{zw} k_{\alpha} B_{Ed}}{B_{Rk} / \gamma_{M1}} \leq 1 \quad (5.05)$$

B_{Ed} ... bimoment, návrhová hodnota kroučícího momentu od vázaného kroucení;

$$B_{Ed} = M_{z,Ed} \cdot e \cdot (1 - \kappa)$$

B_{Rk} ... charakteristická hodnota únosnosti při vázaném kroucení;

k_{ij} ... interakční součinitelé.

Doplněním vázaného kroucení do vztahu pro návrhovou hodnotu podélného normálového napětí $\sigma_{x,Ed}$, dostaneme:

$$\sigma_{x,Ed} = \frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot A} + k_{yy} \frac{M_{y,Ed}}{\chi_{LT} \cdot W_{el,y}} + C_{mz} \frac{M_{z,Ed}}{W_{el,z}} + \frac{k_w k_{zw} k_{\alpha} B_{Ed} W}{I_w} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (5.06)$$

V národní příloze dokumentu je však k tomuto postupu uvedeno: „poznámka překladatele: dosud není hotovo“.

Problematika výpočtu kroucení nosníků jeřábových drah si žádá dalšího podrobnějšího studia a rozboru. První problematickou oblastí je analýza možností dopracování doporučených vztahů. Druhou je studie návrhu podle obou zmíněných doporučených postupů z hlediska ekonomického s cílem zasadit se o zrušení velmi zjednodušeného doporučení rozdělit kroučící momenty do dvojice sil.

5.3. Pevnost stěn nosníků jeřábových drah

V současnosti je stále potřeba se věnovat vývoji metodiky výpočtu pevnosti stěn nosníků jeřábových drah. Již v 50 letech minulého století se začali odborníci věnovat výskytu trhlin v horních částech stěn průřezů nosníků. Vznikla tedy potřeba podrobněji řešit problematiku napjatosti ve stěnách. Ta se rozdělila do dvou směrů:

- i. řešení rovinné napjatosti ve stojině zatížené centrickou silou od kola jeřábu;
- ii. výzkum lokálního příčného ohybu vznikajícího kroucením horního pásu od mimostředního zatížení.

5.3.1. Lokální napětí od centrického zatížení

V případě centrického lokálního namáhání se brzy dospělo k uspokojivému řešení. Uvažuje se lokální normálové napětí a lokální smykové napětí ve stojině pod kolem jeřábu jako od centrického zatížení. Výpočetní postupy jsou detailněji uvedeny v kapitolách 5.3.3.1. a 5.3.3.2.

Pro výpočet lokálního napětí v horním okraji stěny pod kolem jsou uváděny vztahy:

$$\sigma_{loc,z} = \sigma_{oz,Ed} = \frac{F_{z,Ed}}{l_{eff} t_w} \quad (5.07)$$

$$\sigma_{loc,x} = \nu \cdot \sigma_{loc,z} \quad (5.08)$$

Pro lokální smykové napětí v horním okraji stěny pod kolem pak:

$$\text{dle ČSN 73 1401 [15] ... } \tau_{loc,xz} = 0,325 \cdot \sigma_{loc,z} \quad (5.09)$$

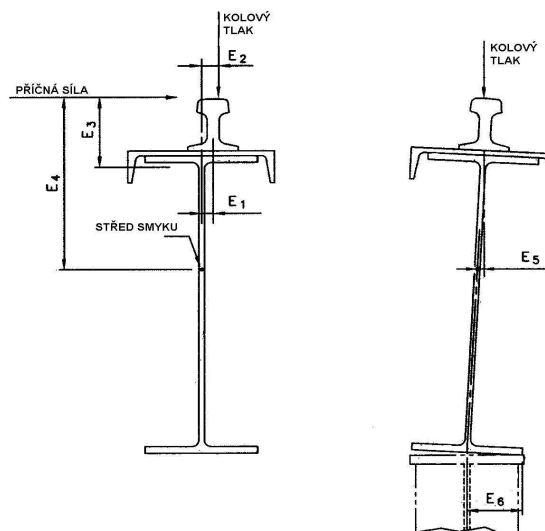
$$\text{dle ČSN EN 1993-6 [13] ... } \tau_{loc,xz} = \tau_{oz,Ed} = 0,2 \cdot \sigma_{oz,Ed} \quad (5.10)$$

5.3.2. Lokální ohybové napětí v důsledku excentricity kolových zatížení

Problematika lokálního příčného ohybu od excentrického zatížení a její řešení se jeví jako složitější. Na reálném nosníku vzniká řada excentricit zatížení oproti teoretickému modelu. Typické možné excentricity, na kterých působí síly od jeřábů na nosník, jsou znázorněny na obrázku č.5.1. Jedná se o:

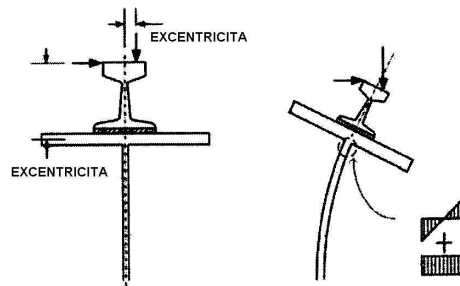
- E1 ... excentrické uložení kolejnice na hlavní průřez nosníku ve výrobě;
- E2 ... excentrický pojezd kola jeřábu po kolejnici;
- E3 ... vzdálenost působiště příčných sil od místa lokálního ohybu stojiny;
- E4 ... vzdálenost působiště příčných sil od středu smyku průřezu;
- E5 ... nezajištění svislosti průřezu, rovina kolové síly neprochází středem smyku;
- E6 ... nestejnomořné uložení v podpoře.

V podstatě pouze excentricity E3 a E4 jsou přesně známy. Ostatní excentricity nelze s určitostí stanovit. Předpokládají se smluvenými hodnotami.



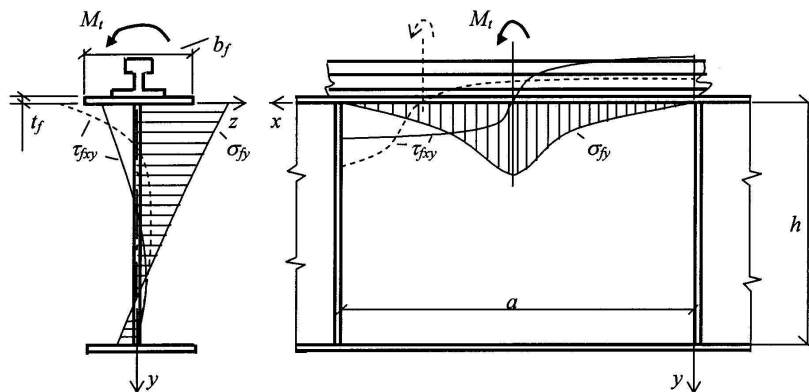
Obrázek.5.1 - Typy excentricit zatížení na nosnících jeřábových drah.

Na obrázku 5.2 je ve dvou krocích znázorněn ohyb a rotace horního pásu průřezu nosníku v důsledku excentricit E1, E2 a E3. Konstrukčně jim lze předcházet provedením výztužných žeber nebo zvětšením tloušťky stojiny.



Obrázek 5.2 - Ohyb horní pásnice a stojiny v důsledku excentricit.

Sestavení rovnice ohybu stojiny spolu s kroucením horní pásnice průřezu a kolejnice a její řešení je problematické, viz. obrázek 5.3. Na stojině vzniká desková napjatost, navíc jde o problém interaktivní. Velikost excentricity působení zatížení je závislá na přetvoření horního pásu průřezu, na globálním pootočení průřezu a na lokálním pootočení horního pásu.



Obrázek 5.3 - Napjatost při lokálním příčném ohybu od kroucení horního pásu nosníku.

5.3.3. Dostupné výpočetní postupy posuzování lokální napjatosti stojin

V literatuře a technických dokumentech lze nalézt řada navržených postupů.

5.3.3.1. Řešení dle ČSN 731401

ČSN 731401 [15] je předchozí platný („starý“) český technický dokument, který upravoval navrhování ocelových konstrukcí. Tento předpis upravoval výpočet lokálního napětí stojiny pod břemenem a únosnost stěn při boulení. Výpočet lokálního ohybového napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení dokument neupravoval.

Výpočet lokálního svislého tlakového napětí bylo řešeno v kapitole V., článek č.25. Lokální napětí stěny σ_{loc} pod břemenem P v místě nevyztuženém výztuhou mělo vyhovět podmínce:

$$\sigma_{loc} = \frac{P_d}{c_e \cdot t} \leq R_{dw} \quad (5.11)$$

P_d ... tíha extrémního břemene,

t ... tloušťka stojiny průřezu,

R_{dw} ... výpočtová pevnost stojiny průřezu,

c_e ... délka, na níže se předpokládá rovnoměrné rozdělení břemene,

$c_e = \kappa \sqrt[3]{\frac{I}{t}}$ I ... součet momentů setrvačnosti roznášecích prvků,

$\kappa = 3,25$ pro válcované a svařované nosníky.

5.3.3.2. Řešení dle ČSN EN 1993-6

ČSN EN 1993-6 [13] je současný platný technický dokument, která se týká přímo navrhování ocelových konstrukcí jeřábových drah. Tento předpis upravuje výpočet lokálního svislého napětí ve stojině pod břemenem a nově již také upravuje lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení.

Výpočet lokálního svislého tlakového napětí je řešen v kapitole 5.7.1. Lokální svislé tlakové napětí ve stojině $\sigma_{oz,Ed}$ pod břemenem $F_{z,Ed}$ v místě nevyztuženém výztuhou se má určit ze vztahu:

$$\sigma_{oz,Ed} = \frac{F_{z,Ed}}{l_{eff} \cdot t_w} \quad (5.12)$$

$F_{z,Ed}$... návrhová hodnota kolového zatížení,

t_w ... tloušťka stojiny,

l_{eff} ... účinná roznášení délka závislá na způsobu připojení kolejnice, viz. tabulka 5.1 dokumentu.

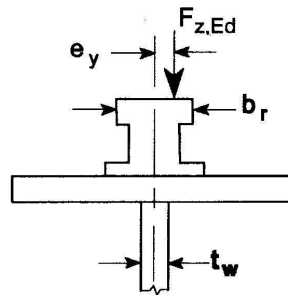
Výpočet lokálního ohybového napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení nyní upravuje kapitola 5.7.3 a má tvar:

$$\sigma_{T,Ed} = \frac{6 \cdot T_{Ed}}{a \cdot t_w^2} \eta \tanh(\eta), \quad (5.13)$$

$$\text{kde } \eta = \left[\frac{0,75 \cdot a \cdot t_w^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\pi \cdot \frac{h_w}{a}\right)}{\sinh\left(2\pi \frac{h_w}{a}\right) - 2\pi \frac{h_w}{a}} \right]^{0,5} \quad (5.14)$$

I_t ... moment tuhosti v prostém kroucení pásnice (včetně kolejnice, je-li tuze připojena)

$$T_{Ed} = F_{z,Ed} \cdot e_y \quad \dots \dots \text{ kroučící moment (obrázek 5.4)} \quad (5.15)$$



Obrázek 5.4 - Kroucení horní pásnice dle ČSN EN 1993-6.

Kroučící moment je tedy uvažován pouze od svislého kolového zatížení působícího s příčnou excentricitou e_y (dokumentem doporučená hodnota e_y je $0,25 \times$ šířka hlavy kolejnice, zároveň $e_y > 0,5 \cdot t_w$). Do výpočtu se neuvvažuje moment od vodorovné síly násobený výškou kolejnice.

Řešení únosnosti stojin při kolovém zatížení je v předpise upraveno v kapitole č.6.5.:

- (1) Stojina nosníku jeřábové dráhy, podepírajícího shora osazený jeřáb, se má posoudit na únosnost příčné síly od kolového zatížení.
- (2) Při tomto posouzení lze zanedbat účinky příčné excentricity kolového zatížení.
- (3) Únosnost stojiny válcovaného nebo svařovaného průřezu na příčné síly působící na pásnici se má určit podle En 1993-1-5, kapitole 6.
- (4) Pro interakci příčných sil s momenty a osovými silami viz. EN 1993-1-5 [16], 7.2.

5.3.3.3. Řešení dle A.A.Apalka

A.A.Apalka uvedl následující vztahy pro výpočet lokálního namáhání na stojině:

$$\sigma_{fz} = \frac{M_t}{I_d \cdot \gamma - 0,068at^3} \quad (5.16)$$

$$\text{kde } \gamma = \frac{1,75(\beta^2 sh^2 \alpha h - \alpha^2 \sin^2 \beta h)}{\alpha \beta (\beta sh \alpha h ch \alpha h - \alpha \sin \beta h \cos \beta h)}; \alpha = \frac{4,14}{a}; \beta = \frac{2,28}{a};$$

M_t ... kroutící moment;

I_d ... moment tuhosti v kroucení horní pásnice;

h ... výška stojiny průřezu;

t ... tloušťka stojiny průřezu;

a ... vzdálenost výztuh.

5.3.3.4. Řešení dle E.A.Mitjugova

E.A.Mitjugov [3] vznesl kritické argumenty proti vztahům A.A.Apalka, jako špatné znaménko ve jmenovateli a ve vzorci není zahrnuta tuhost kolejnice. V šedesátých letech pomocí trigonometrických řad odvodil následující vztah:

$$\sigma_{fz} = \frac{1,333M_t \cdot t \cdot a}{(I_t + I_d + 0,059t^3 h)h} \quad (3.17)$$

Poslední člen součtu ve jmenovateli znamená tuhost stěny v kroucení $0,059t^3 h$; která je malá a lze ji zanedbat. Vztah dále upravil pro všeobecně přijatou hodnotu $v = 0,3$ a uvedl vztah:

$$\sigma_{fz} = \frac{M_t \cdot t \cdot a}{0,7I_f h} \quad (5.18)$$

$$\text{kde } M_t = F \cdot e + T \cdot h_p \quad \dots \text{ kroutící moment;} \quad (5.19)$$

$I_f = I_t + I_d$ I_t ... moment tuhosti v kroucení kolejnice;

I_d ... moment tuhosti v kroucení horní pásnice;

h ... výška stojiny průřezu;

t ... tloušťka stojiny průřezu;

a ... vzdálenost výztuh;

h_p ... výška kolejnice;

e ... excentricita svislého kolového zatížení, $e = E1 + E2$ (viz. obrázek č.5.1), smluvní hodnota.

Kroutící moment uvažuje jako součet dvou momentů. Momentu od svislého kolového zatížení působícího excentricky od svislé osy průřezu a momentu od vodorovných příčných sil působících v úrovni horní hrany kolejnice.

Pro případ, že není zajištěna spolehlivost uchycení kolejnice nad výztuhami a kolejnice se plně nezapojí v kroucení, uvádí E.A.Mitjugov vztah:

$$\sigma_{fz} = \frac{(F \cdot e + R \cdot h_p) \cdot t \cdot a}{0,7 \cdot (I_t / n + I_d) \cdot h} \quad (5.20)$$

kde n ... počet výztuh nosníku, po jejichž délce je kolejnice slabě uchycena.

5.3.3.5. Řešení dle ČНП II-23-90

Ruský technický dokument ЧНП II-23-90 [27] uvádí pro výpočet lokálního ohybového napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení pro nosníky z oceli s mezí kluzu do 400 MPa vztah:

$$\sigma_{fz} = \frac{2.M_t.t}{I_f} \quad (5.21)$$

$$\text{kde } M_t = F.e + 0,75.Q_t.h_r \dots \text{kroutící moment;} \quad (5.22)$$

$$I_f = I_t + \frac{b_f.t_f^3}{3} \dots \text{suma momentů tuhosti v kroucení kolejnice a horní pásnice;}$$

t_f ... tloušťka stojiny průřezu;

b_f ... šířka horní pásnice průřezu;

e ... excentricita svislého kolového zatížení, $e = 15\text{mm}$, smluvní hodnota.

h_r ... výška kolejnice;

Q_t ... příčná vodorovná síla od působení jeřábu.

5.3.4. Rovinná napjatost

Vzhledem k prostorové napjatosti vznikající na stojině průřezu od zatížení jeřábem je potřeba posoudit také srovnávací napětí v nejnepříznivěji namáhaném místě stojiny průřezu. Nejvhodnější v tomto případě je aplikace srovnávacího napětí von Misses.

Rovinná napjatost na stěně pod pásem jeřabové dráhy poježděné jeřábem se dle dokumentu ČSN 73 1401 [15] doporučovala posuzovat podle vzorců (viz. kapitola V., článek č.27):

$$\tau^2 - \sigma_x \cdot \sigma_z \geq (0,3R_d)^2 \Rightarrow \sqrt{(\sigma_x^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_z + 3.\tau^2)} \leq 1,1.R_d,$$

$$0 \leq \tau^2 - \sigma_x \cdot \sigma_z \leq (0,3R_d)^2 \Rightarrow \sigma_x \cdot \sigma_z \leq R_d, \quad (5.23)$$

$$\tau^2 - \sigma_x \cdot \sigma_z \leq 0 \Rightarrow \sqrt{(\sigma_x^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_z + 3.\tau^2)} \leq R_d,$$

a to pro kombinace napětí σ, τ nebo $\sigma, \sigma_{loc}, \tau_m$ nebo $\sigma, (\tau_{loc} + \tau_m)$

σ ... normálové napětí od ohybu nosníku,

σ_{loc} ... místní napětí stěny pod břemenem podle čl.25,

τ ... větší ze smykových napětí nosníku před břemenem a za ním,

τ_m ... průměr ze smykových napětí nosníku před břemenem a za ním,

$$\tau_{loc} = 0,325.\sigma_{loc}.$$

V dokumentu ČSN 73 1401 [15] nebyly uvedeny žádné podklady pro stanovení hodnot od excentrického zatížení stojiny a deskového působení na stojinu od přetvoření příčného řezu vlivem excentricit a kroucení.

Dle dokumentu ČSN EN 1993-1-1 [13] musí být v rozhodujícím bodu průřezu splněna podmínka:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right) \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right) + 3 \left(\frac{\tau_{Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right)^2 \leq 1 \quad (5.24)$$

Dle dokumentu СНиП II-23-90 [27] se rovinná napjatost na stěně pod pásem jeřábové dráhy pojižděné jeřábem doporučuje posuzovat podle vztahů:

$$\sqrt{\left(\left(\sigma_x + \sigma_{loc,x}\right)^2 - \left(\sigma_x + \sigma_{loc,x}\right)\sigma_{loc,z} + \sigma_{loc,z}^2 + 3\left(\tau_{xz} + \tau_{loc,xz}\right)^2\right)} \leq \beta \cdot R_y ; \quad (5.25)$$

$$\sigma_x + \sigma_{loc,x} \leq R_y ; \quad (5.26)$$

$$\sigma_{loc,z} + \sigma_{fz} \leq R_y ; \quad (5.27)$$

$$\tau_{xz} + \tau_{loc,xz} + \tau_{f,xz} \leq R_s ; \quad (5.28)$$

$$\text{kde } \sigma_x = \frac{M}{W_{xn}} \quad \tau_{xz} = \frac{Q}{h \cdot t} \quad \sigma_{loc,z} = \frac{\gamma_{f1} F}{l_{eff} \cdot t} \quad \left. \begin{array}{l} \sigma_{loc,x} = 0,25 \cdot \sigma_{loc,z} \quad \tau_{loc,xz} = 0,3 \cdot \sigma_{loc,z} \\ \sigma_{fz} = \frac{2 \cdot M_f \cdot t}{I_f} \quad \tau_{f,xz} = 0,25 \cdot \sigma_{fz} \end{array} \right\} \quad (5.29)$$

Popis jednotlivých parametrů výpočtových vztahů viz. kapitola č.3.3.3.6 a viz. literatura [27].

5.4. Posouzení na únavu

Protože jsou nosníky JD vystaveny proměnlivému namáhání, musí být jejich dílce a spoje posouzeny na únavu, tedy musí se prokázat, že po dobu jejich návrhové životnosti se konstrukce neporuší v důsledku únavy.

Posouzení konstrukčních detailů spočívá ve srovnání hodnoty celkového poškození únavou D_d s mezní hodnotou poškození únavou $D_L = 1,0$. Pro výpočet celkového poškození únavou je rozhodující rozkmit napětí, spektrum zatížení, počet zatěžovacích cyklů a uspořádání konstrukčního detailu. Přičemž pro výpočet rozkmitu napětí mají být použita jmenovitá napětí zahrnující globální i lokální účinky vypočtena podle teorie pružnosti. Posouzení na únavu se obecně požaduje pouze pro ty části jeřábové dráhy, které jsou namáhány rozkmitem napětí od svislého zatížení jeřáby.

Detailnější rozbor výpočtu poškození únavou zde není potřeba provádět, protože to není předmětem této práce.

5.5. Shrnutí

Tato kapitola byla věnovaná současnému stavu řešení napjatosti na nosnících jeřábových drah se zaměřením na posouzení únosnosti průřezu a zejména únosnosti nejvíce namáhaných míst stojiny průřezu.

Shrnutí posuzování nosníků JD je provedeno v tabulce č.1.

Základním krokem při návrhu nosníku jeřábové dráhy je stanovení únosnosti průřezu na ohyb včetně vlivu klopení a smyk od globálních účinků zatížení a to k oběma hlavním osám průřezu a stanovení únosnosti průřezu na prosté a vázané kroucení od globálních účinků zatížení.

Složky napětí od kroucení u nosníků jeřábových drah nelze při návrhu zanedbat. Normálové napětí od bimomentu B_{Ed} může tvořit až 30 % napjatosti v rozhodném bodu průřezu. V odborné literatuře lze nalézt uspokojivé výpočetní vztahy. Problematika výpočtu kroucení nosníků JD v

oblasti doporučených vztahů v technických předpisech ale není zcela dopracovaná, tam se vyskytují velmi zjednodušující doporučení výpočtu na úkor efektivního návrhu průřezu.

Významným místem návrhu nosníku JD je ověření únosnosti stojiny průřezu a řešení napjatosti v nejvíce namáhaném místě stojiny. Problematika se rozděluje na řešení rovinné napjatosti ve stojině zatížené centrickou silou od kola jeřábu a řešení lokálního příčného ohybu vznikajícího kroucením horního pásu od mimostředního svislého i vodorovného zatížení. V případě centrického lokálního namáhání stojiny jsou dnešní postupy dostatečné a prověřené.

Problematika lokálního příčného ohybu od excentrického zatížení a její řešení je složitější. V této kapitole byly uvedeny možné postupy získané z literatury a z technických dokumentů. Výpočtové vztahy se však velmi liší. Odlišný je přístup k výpočtu kroutícího momentu způsobujícího lokální ohyb horní části stojiny. Dále ve všech výpočtových vztazích je výpočet lokálního ohybového napětí závislý na hodnotě vzdálenosti příčných výztuh stojiny, což nelze aplikovat u nosníků JD navržených z válcovaných tyčí tvaru I a H. Navíc byly všechny získané vztahy odvozeny pro případ namáhání v poli prostého nosníku a nikoliv pro případ namáhání stojiny v řezu nad průběžnou podporou spojitého nosníku.

Vzhledem k prostorové napjatosti vznikající na stojině průřezu od zatížení jeřábem je potřeba posoudit také srovnávací napětí v nejnepříznivěji namáhaném místě stojiny průřezu.

Problematika porušení únavou zde není podrobněji řešena, neboť není předmětem studie.

6. PARAMETRICKÁ STUDIE PRO PROSTÝ NOSNÍK JD

6.1. Úvod

Standardně se staticky nosník JD řeší jako prostý nosník kloubově uložený na další nosnou konstrukci jeřábové dráhy. Délka prostého nosníku se odvíjí od vzdálenosti podpor nosníku JD a nazývá se modul jeřábové dráhy.

Při návrhu průřezu nosníku JD se dnes upřednostňuje, jak už bylo zmíněno v úvodu práce, profilová ocel a to válcované tyče průřezu HEA a HEB. Tyto průřezy se v současnosti na trhu běžně dodávají z konstrukční oceli S235 o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 360 \text{ N/mm}^2$ a také z oceli S355 o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 510 \text{ N/mm}^2$.

Ve vývoji cen materiálu S235 a S355 na trhu dochází v posledních letech k postupným změnám. Cenový rozdíl mezi konstrukční oceli S235 a S355 se stále snižuje. Na cenu materiálu má vliv řada výrobních a obchodních faktorů. Protože neexistuje jednotná tržní cena, byly získány aktuální ceny několika dodavatelů válcovaných tyčí a vypočten jejich průměr, který je uvedený v tabulce č.2.

	HEA 160	HEA 320	HEA 500
S235	17,60	18,80	20,00
S355	19,00	20,30	21,60

Tabulka 2 - Průměrné velkoobchodní ceny v Kč/kg bez DPH.

Při takovémto vývoji cen je na místě otázka, zda a ve kterých případech by bylo efektivní zvolit válcované profily pro staticky řešené nosníky JD jako prosté nosníky z konstrukční oceli S235 a ve kterých případech z konstrukční oceli S355.

6.2. Vstupní charakteristiky

Studie je provedena pro jeřábovou dráhu poježděnou pouze jedním jeřábem.

Pro návrh průřezu nosníku JD v této studii bylo zapotřebí stanovit řadu vstupních parametrů, které vycházejí z dispozice konstrukce jeřábové dráhy a technických parametrů jeřábu.

Jeřáb je uvažovaný jako v současnosti převážně dodávaný standardní elektrický mostový jeřáb s pohonem jednotlivých kol, 2 pohony pro celý jeřáb (na každém pojezdovém příčnicku je 1 pohon), vedením pomocí nákolků, uložení kol vzhledem k bočním pohybům pevné/pevné (FF) a kombinací dvojic kol nezávislou (I). Klasifikace jeřábu z hlediska únavy dle ČSN EN 1991-3 [12] je uvažováno viz. příloha B, položka č.6 – Dílenské jeřáby jako HC3, S4. Dále bylo potřeba stanovit následující parametry: ustálená rychlost zvedání 5,0 m/s a vůle mezi kolejnicí a vodícími prostředky 15 mm. Všechny parametry a hodnoty parametrů uvedené v tomto odstavci jsou nejčastěji požadovány dnešními investory. Lze je považovat za parametry jeřábů standardních, běžně dodávaných jak do skladovacích hal tak do dílenských provozů a do provozů bez dalších speciálních procesních požadavků.

Dále jsou zapotřebí následující parametry:

- modul jeřábové dráhy (označení „L“),
- rozpětí jeřábu (označení „J“),
- rozvor jeřábu (označení „R“),
- charakteristická hodnoty kolového tlaku jeřábu $Q_{r,max}$,
- hmotnost jeřábu.

Parametry J , R a $Q_{r,max}$ jsou uvažovány jako proměnné.

Parametr L je uvažovaný v této studii jako v praxi nejběžněji se vyskytující délka rozpětí nosníku JD a to 6,0 m. Parametr J je uvažovaný v praxi zaběhlými typovými rozpětí jeřábu 9,0m, 12,0 m, 15,0 m, 18,0 m a 21,0 m. Parametr R je uvažovaný variantně jako 2000 mm, 2500 mm, 3000 mm, 3500 mm a 4000 mm.

Hodnoty hmotnosti jeřábů jsou získány z výrobních programů standardních sériově vyráběných jeřábů společnosti Demag Cranes@Componenets a společnosti ABUS [17]. V případě kusově vyráběných jeřábů menších dodavatelů by hodnoty hmotnosti jeřábu byly v řádu do 10% vyšší.

Charakteristická hodnota kolového zatížení $Q_{r,max}$ je uvažovaná jako proměnná hodnota v rozmezí od 4,0 kN do 120,0 kN. V tabulce č.3 jsou uvedeny maximální parametry standardních mostových jeřábů, které odpovídají uvažovanému rozmezí hodnot $Q_{r,max}$. Mostové jeřáby vyšších parametrů mají kolové tlaky vyšší než 120,0 kN.

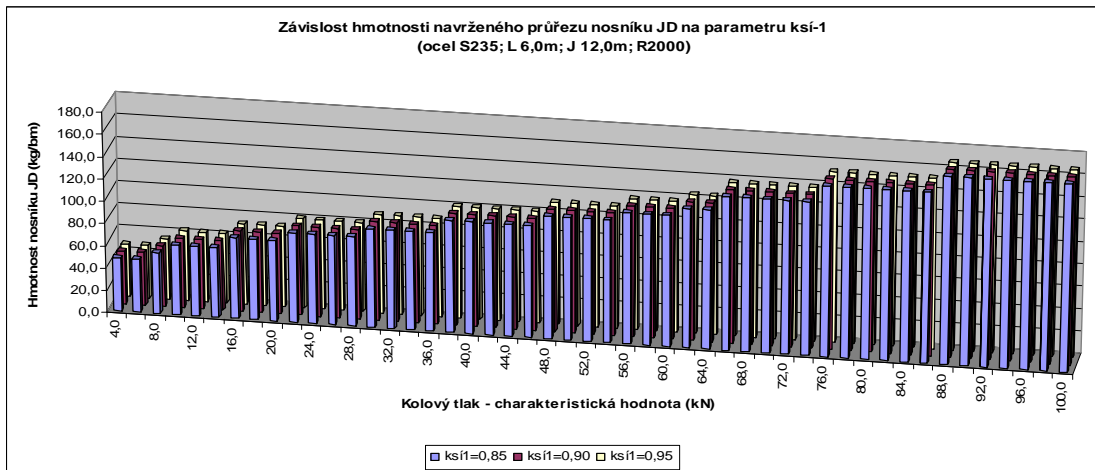
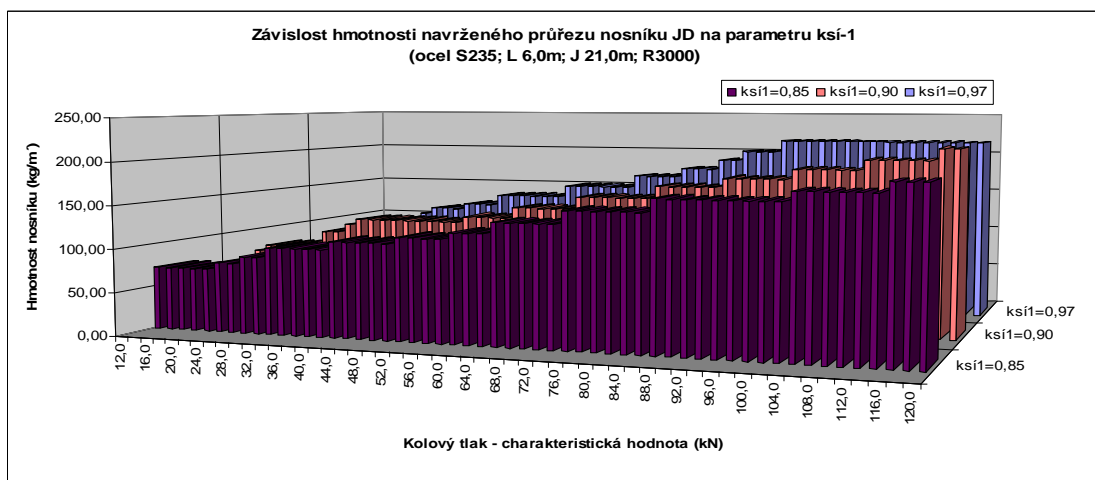
$Q_{r,max}$ [kN]	Max. nosnost [t]	Max.rozpětí jeřábu odpovídající max.nosnosti [m]
4,0 – 120,0	12,5 t	31,0 m
	16,0 t	28,0 m
	20,0 t	16,5 m

Tabulka 3 - Technické parametry jeřábů pro $Q_{r,max} \leq 120,0$ kN.

Během přípravy výpočtů se ukázalo, že bude nutné stanovit ještě parametr ξ_1 pro výpočet vodorovného zatížení od jeřábu dle ČSN EN 1991-3 [12]. Jeho hodnota závisí na technických parametrech jeřábu a to na dojezdu kladkostroje jeřábu k příčnicku a poměru maximálního kolového zatížení na jedné větvi JD k celkovému zatížení od jeřábu. Tyto hodnoty jsou u každého jeřábu jiné a proto je poměr ξ_1 zvolen také jako vstupní a proměnná hodnota. Na vybraných případech byl sledován vliv parametru ξ_1 na návrh průřezu. Dva z nich jsou popsány v dalších odstavcích.

Byl proveden návrh průřezů pro případ o parametrech $L = 6,0$ m, $J = 12,0$ m a $R = 2000$ mm v závislosti na parametru $\xi_1 = (0,85;0,90;0,95)$. Závislost návrhu průřezu na parametru ξ_1 je zobrazena v grafu č.6.1 a ukazuje, že tento parametr v uvažovaném případě nemá zásadní vliv na výsledně navržený průřez. Výsledky ukazují, že ani v jednom případě nevznikl rozdíl mezi navrženým průřezem.

Dále byl proveden návrh průřezů pro případ o parametrech $L = 6,0$ m, $J = 21,0$ m a $R = 3000$ mm v závislosti na parametru $\xi_1 = (0,85;0,90;0,97)$. Ukázalo se, že v případech jeřábových drah pojížděných jeřábem o větším rozpětí může parametr ξ_1 mít vliv na velikost navrženého průřezu. Sledovaný případ je zobrazen v grafu č.6.2

Graf 6.1 - Příklad vlivu parametru ξ_1 na hmotnost navrženého nosníku JD pro $J = 12,0$ m.Graf 6.2 - Příklad vlivu parametru ξ_1 na hmotnost navrženého nosníku JD pro $J = 21,0$ m.

Proto bylo rozhodnuto, že ξ_1 bude pro účely studie získáno přesně a to opět z výrobních programů standardních sériově vyráběných jeřábů společnosti Demag Cranes@Componentes a společnosti ABUS [17]. Pro každý případ rozpětí jeřábu byl vyšetřen maximální dojezd kočky k příčnicku a z něho spočten parametr ξ_1 . Výsledné hodnoty použité pro parametrickou studii jsou uvedeny v tabulce č.4.

Rozpětí jeřábu J [m]	9,0	12,0	15,0	18,0	21,0			
Kolový tlak $Q_{r,max}$ [kN]			<54	>54	<54	>54	<54	>54
Parametr ξ_1	0,95	0,96	0,96	0,95	0,97	0,96	0,97	0,96

Tabulka 4 - Tabulka zjištěných maximálních parametrů ξ_1 .

6.3. Výpočetní postupy

Při návrhových výpočtech prováděných ve studii bylo postupováno dle poznatků stavebné mechaniky a v souladu s platnými českými technickými předpisy.

Při výpočtu zatížení konstrukce bylo postupováno v souladu s nyní platným českým technickým předpisem ČSN EN 1991-3 Zatížení od jeřábů a strojního vybavení [12].

Návrh a posouzení průřezu na mezní stav únosnosti byl proveden dle výpočtových vztahů uvedených v kapitole č.5 a v souladu s ČSN EN 1993-1 [18] a ČSN EN 1993-6 [13]. Pro globální namáhání byly použity vztahy 5.01, 5.03, 5.04. Kroucení bylo zohledněno vztahem 5.05. Namáhání na stěně průřezu nosníku bylo uvažováno vztahy 5.10 a 5.12 pro lokální napětí od centrického zatížení a vztahem 5.13 pro lokální ohybové napětí v důsledku excentricity kolového zatížení. Rovinná napjatost pak vztahem 5.23.

Návrh a posouzení na mezní stav použitelnosti byl proveden v souladu s ČSN EN 1993-6 viz. literatura [13]. Mezní hodnota vodorovné deformace nosníku JD byla brána jako $1/600$ rozpětí nosníku ($=$ modul JD L) na rozdíl od v minulém období uvažovaného a dnes již neplatného normativního předpisu ČSN 73 1401, který požadoval $1/1000$ rozpětí nosníku. Mezní hodnota svislé deformace nosníku JD byla brána jako $1/600$ rozpětí nosníku JD.

Posouzení na únavu byl proveden dle ČSN EN 1993-1-9 [19] Klasifikace jeřábu z hlediska únavy byla uvažována viz. příloha B, položka č.6 – Dílenské jeřáby jako HC3, S4. Ekvivalentní návrhové spektrum zatížení s počtem cyklů $2,0 \cdot 10^6$.

Vzhledem k velkému množství matematických operací výpočetních postupů bylo potřeba zvolit vhodný prostředek jak pro samotný výpočet tak pro zpracování získaných dat. Byl použit výpočetní software Microsoft Office EXCEL 2003. Tento software umožnil pracovat s dostatečným rozsahem řádků a sloupců a umožnil následné grafické zpracování získaných výsledků.

Nejprve bylo nutné vložit velké množství vzorců do tabulkového procesoru do jednotlivých řádků v takovém pořadí, v jakém je nutné postupovat při návrhu a posouzení nosníku JD. Samotné vkládání výpočetních vztahů bylo náročné na čas, vyžadovalo přesnost, aby nedošlo k chybnému výpočtu, a vyžadovalo provedení ručních kontrolních výpočtů.

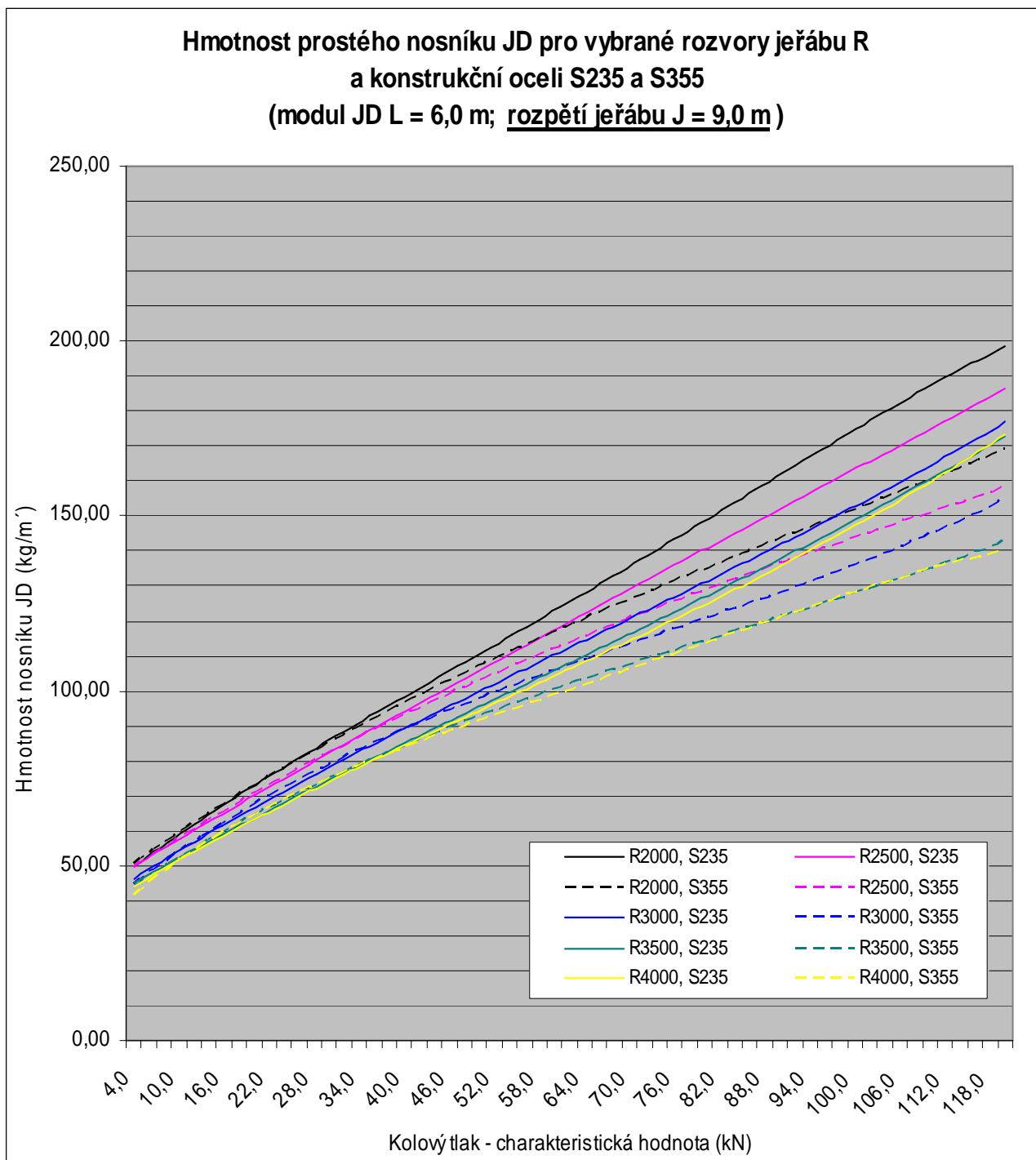
Ve sloupcích byl pak proveden postupně opakovaný výpočet pro narůstající charakteristickou hodnotu kolového tlaku jeřábu. Celý tento blok výpočtů byl poté proveden v dalších blocích pro zvolené proměnné vstupní parametry J (rozpětí jeřábu) a R (rozvor jeřábu), které byly definované v kapitole č.6.2. Příklad popsaného postupu je uveden ve formě obrázku tabulky v příloze č.8. Obrázky tabulky však ukazují jen nepatrnou část všech výpočtů a získaných dat.

Výsledky výpočtů byly zpracovány do různých typů grafů, kterých výpočtový software Microsoft Office EXCEL nabízí širokou škálu. Sestavování grafů bylo náročné na orientaci ve velkém množství dat, ale umožnilo přehledné a vystižné zobrazení výsledků pro následné vyhodnocení celé parametrické studie.

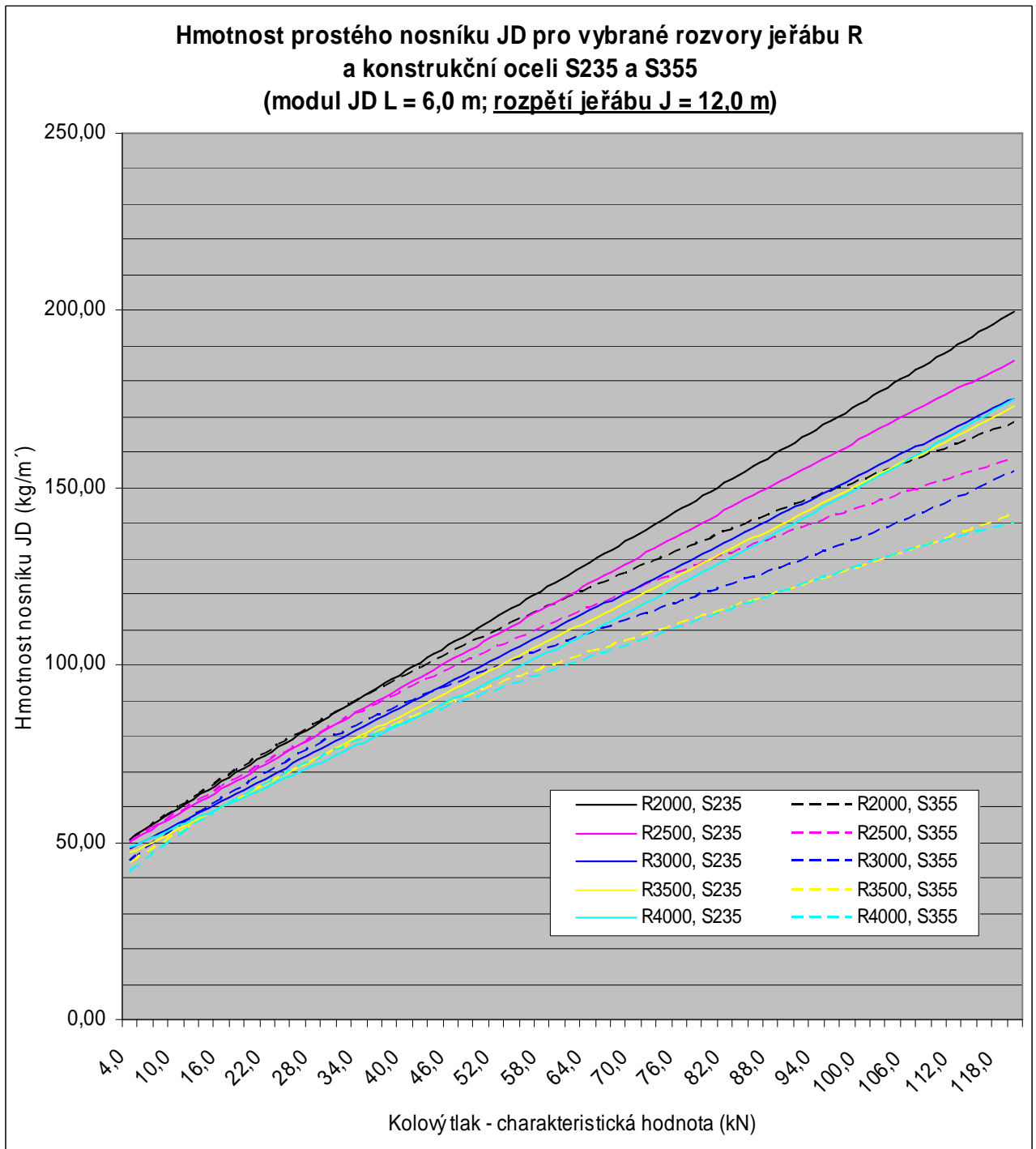
6.4. Zpracování výsledků

6.4.1. Souhrnné grafy získaných výsledků

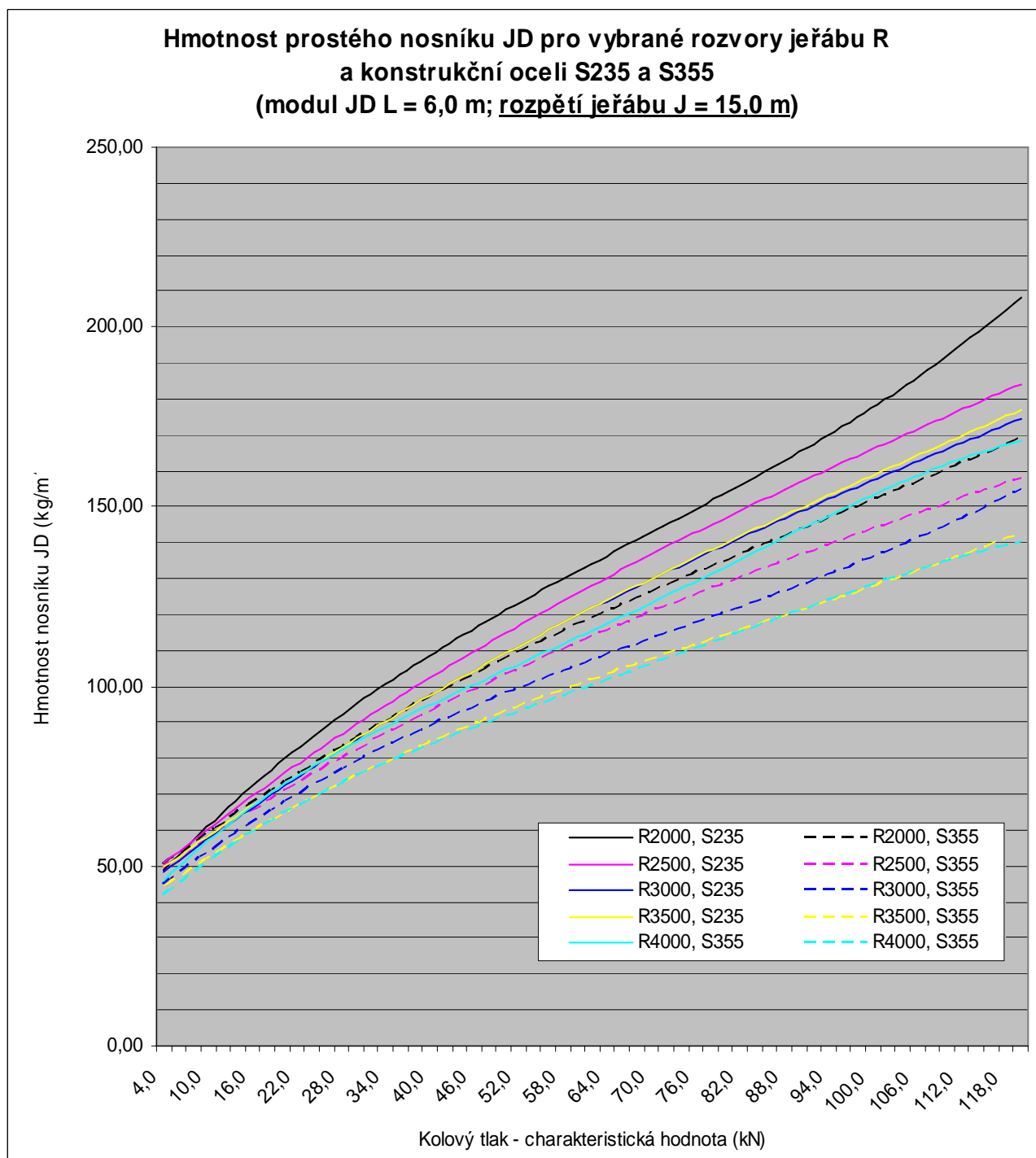
V následujících grafech č.6.3, 6.4, 6.5, 6.6 a 6.7 jsou zaznačeny křivky hmotnosti navrženého prostého nosníku z válcovaného profilu HEA pro modul JD L = 6,0 m a rozpětí jeřábu J = 9,0 m, J = 12,0 m, J = 15,0 m, J = 18,0 m a J = 21,0 m v závislosti na charakteristické hodnotě kolového tlaku $Q_{r,max}$ [kN], velikosti rozvoru jeřábu R [mm] a použité konstrukční oceli S235 nebo S355. Z důvodu přehlednosti jsou spojnice hmotností pro jednotlivé rozvory a konstrukční oceli polynomickou spojnici trendu o stupni č.3.



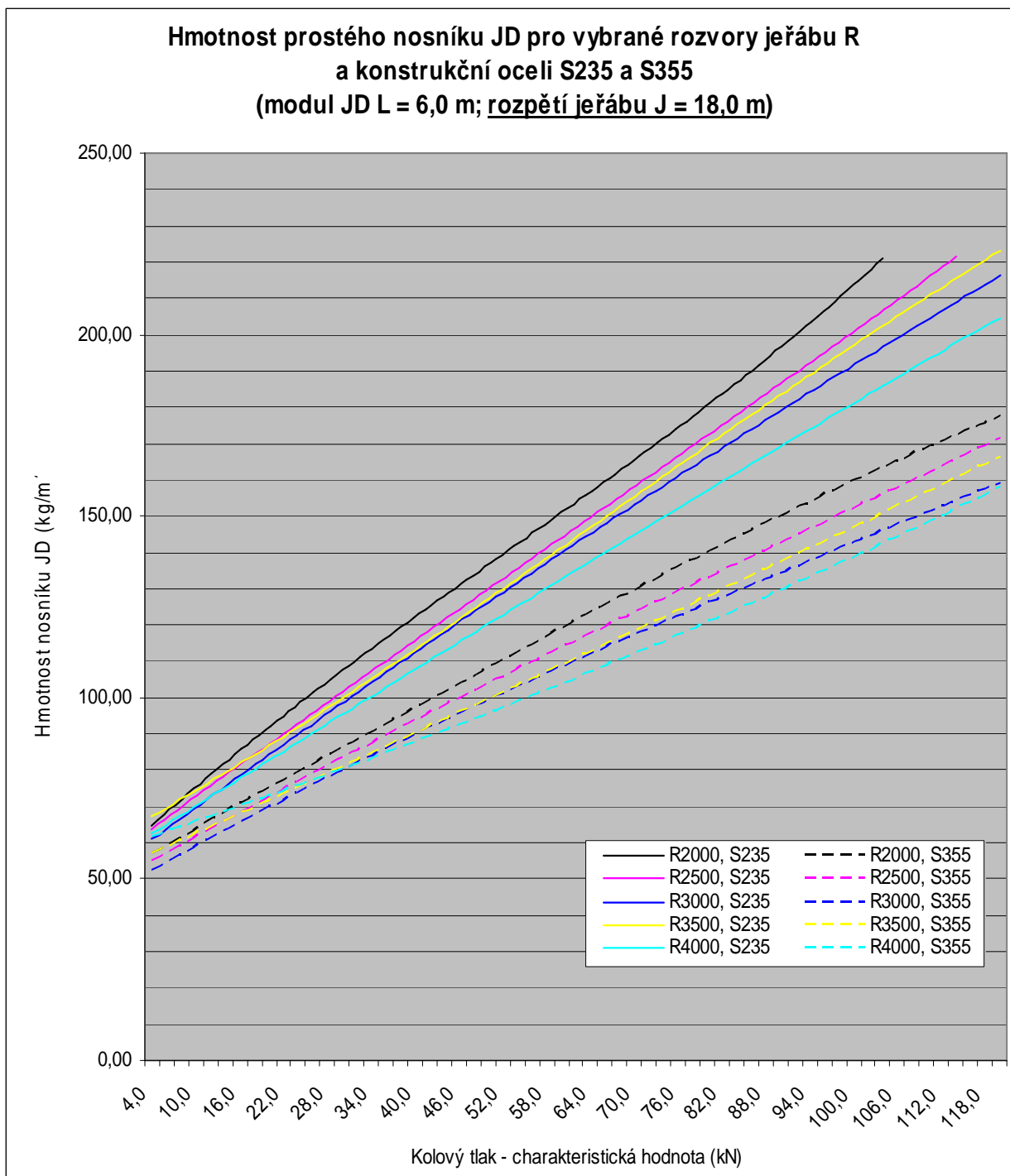
Graf 6.3 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD (L=6,0m) pro rozpětí jeřábu J = 9,0 m.



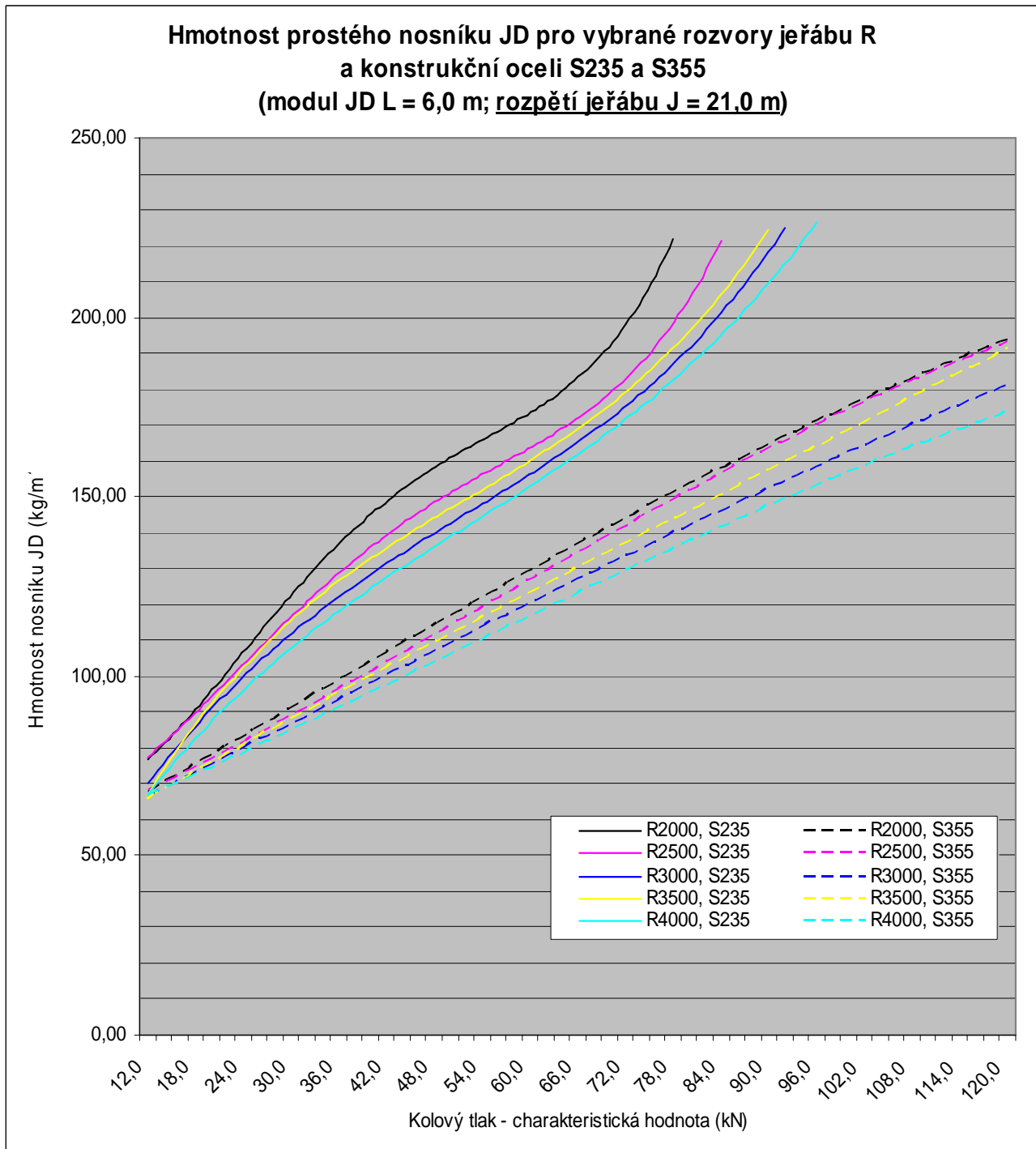
Graf 6.4 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD (L=6,0m) pro rozpětí jeřábu J = 12,0 m.



Graf 6.5 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD (L=6,0m) pro rozpětí jeřábu J = 15,0 m.



Graf 6.6 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD (L=6,0m) pro rozpětí jeřábu J = 18,0 m.



Graf 6.7 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD (L=6,0m) pro rozpětí jeřábu J = 21,0 m.

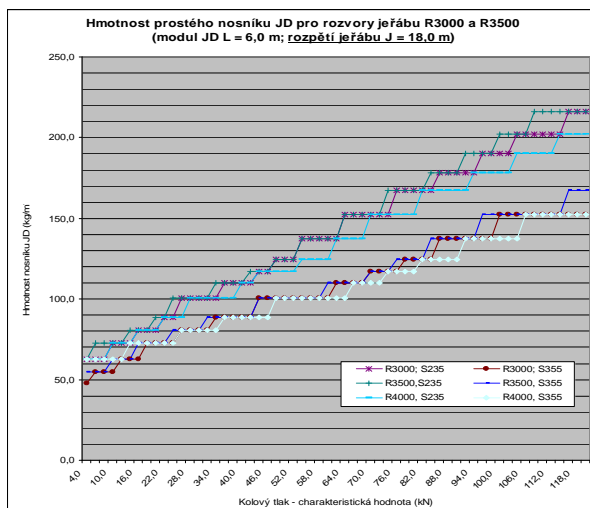
6.4.2. Hmotnost prostého nosníku JD v závislosti na rozvoru jeřábu R

Z výsledků znázorněných v grafech č.6.3 až č.6.7 vyplývá řada poznatků týkajících se vlivu rozvoru jeřábu R na hmotnost prostého nosníku.

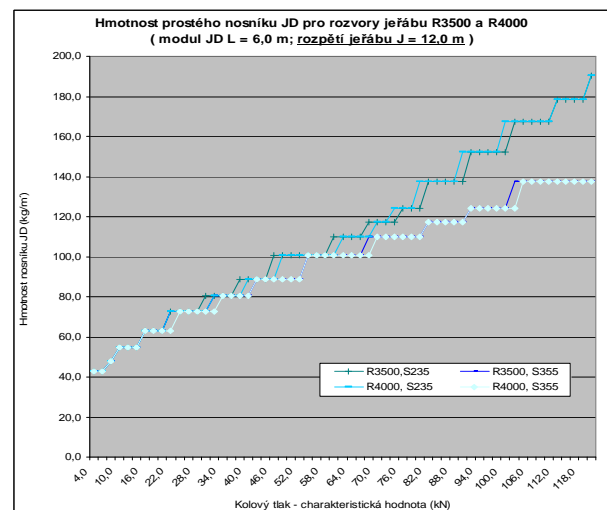
Obvykle se předpokládá, že se zvětšujícím se rozvorem jeřábu R se snižuje zatížení nosníku a tím se snižuje hmotnost nosníku JD. Výsledky grafů pro rozpětí jeřábu J = 9,0 m, J = 12,0 m a J = 15,0 m potvrdili, že se zvětšujícím se rozvorem klesá hmotnost nosníku JD pro rozvory 2000 mm, 2500 mm, 3000 mm a 3500 mm. U těchto rozpětí jeřábu rovněž až na ojedinělé případy,

kdy byla mez únosnosti překročena pouze v desetinách jednotek a proto musel být navržen větší HEA profil, vyšla pro rozvor 3500 mm a 4000 mm hmotnost nosníků stejná. Je to lépe patrné například z grafu č.6.9 pro případy s rozpětím jeřábu $J = 12,0$ m.

U případů s rozpětím jeřábu $J = 18,0$ m a $J = 21,0$ m nastala situace, kdy hmotnosti nosníků pro jeřáby s rozvorem 3500 mm jsou u některých kolových zatížení vyšší než pro jeřáby s rozvorem 3000 mm (viz. graf č.6.8). Při návrhu nosníku JD pojižděných jeřáby o rozpětí 18,0 m a 21,0 m rozhoduje posudek na 1.MS pro skupinu zatížení č.1 a vlákna „1“, kdy v kombinaci se svislým zatížením od jeřábu se uvažují vodorovné síly v příčném směru $H_{t,i}$ způsobené zrychlením a zpomalením jeřábu. Síly $H_{t,i}$ působí na nosník jedné větve JD ve vodorovné rovině v místě obou kol ale s opačnou orientací (viz.obrázek č.P2.2 v příloze P2). Proto pokud se svislé síly od jeřábu umístí na nosník „dle Winklera“, vodorovné síly navzájem odlehčují účinek na nosník. Pokud je umístěno jedno kolo uprostřed nosníku JD, jsou účinky od vodorovné síly $H_{t,i}$ vyšší než při poloze „dle Winklera“. Získání přesnějšího výsledku by vyžadovalo hledání maximálního účinku kombinace svislého a vodorovného zatížení na nosník JD. Toto nebylo cílem studie.



Graf 6.8 - Hmotnost prostého nosníku JD pro rozpětí jeřábu $J=18,0$ m a rozvory $R=3000$ mm a $R=3500$ mm.



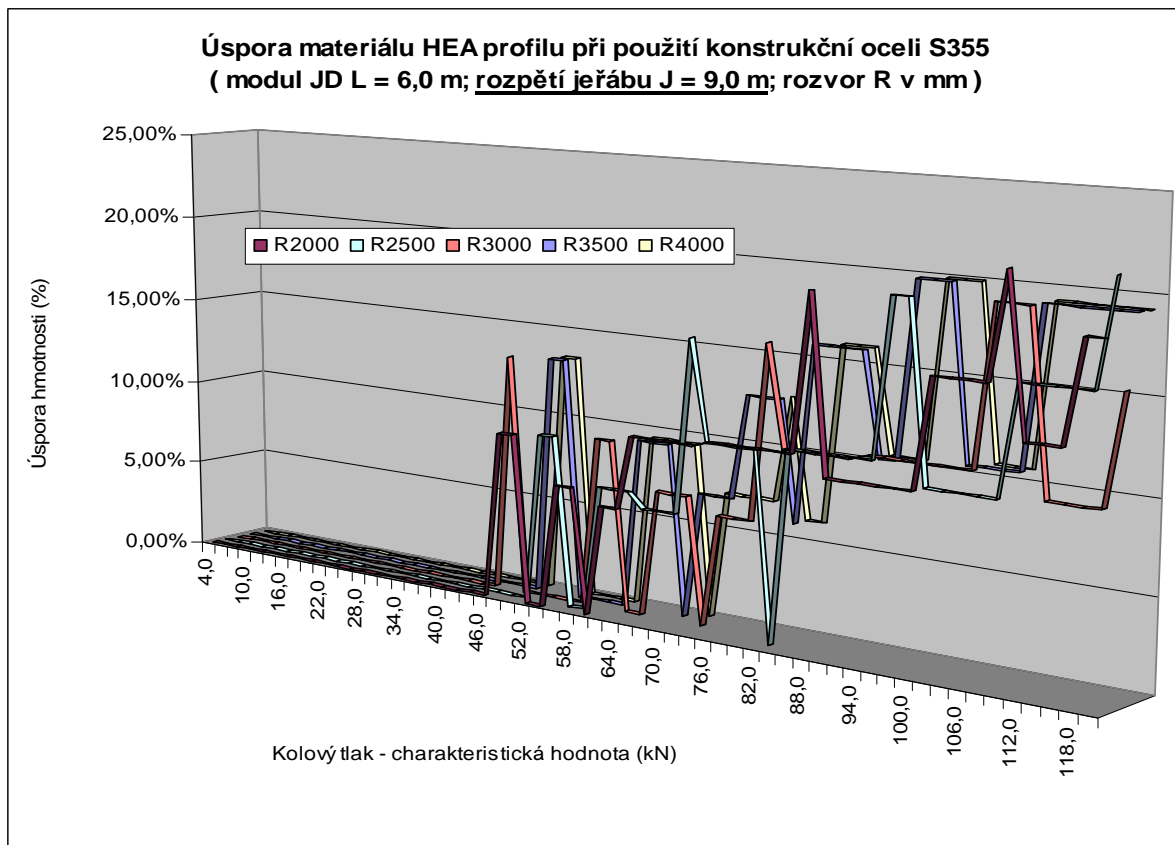
Graf 6.9 - Hmotnost prostého nosníku JD pro rozpětí jeřábu $J=12,0$ m a rozvory $R=3500$ mm a $R=4000$ mm.

Z výsledků také vyplývá, že u sledovaných případů další zvětšování rozvoru jeřábu nad 4000 mm s ohledem na ekonomický návrh nosníku JD není efektivní.

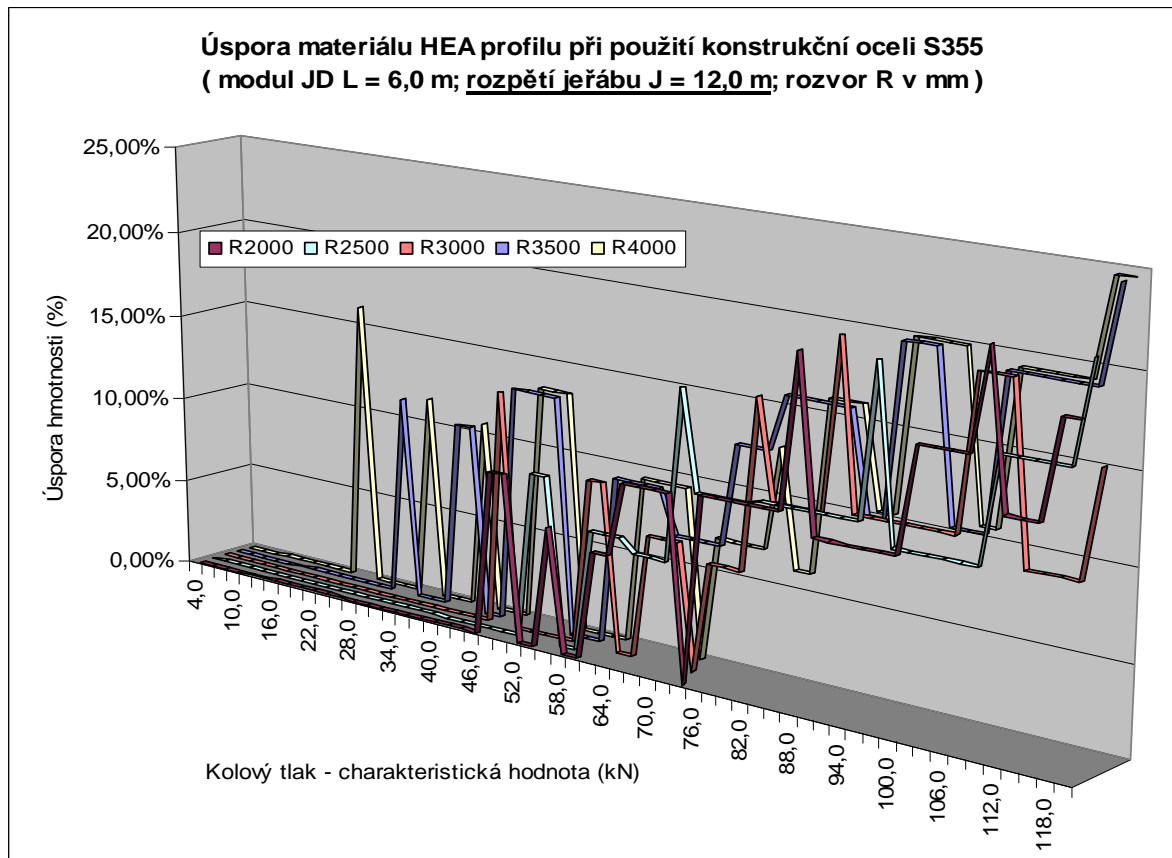
Optimalizace velikosti rozvoru jeřábu není předmětem této práce. Velikost rozvoru jeřábu jako vstupního parametru pro výpočet nosníku JD je závislá na rozhodnutí výrobce jeřábu respektive projektanta jeřábu. V případě sériově vyráběných standardních jeřábů je optimalizace rozvoru plně na výrobní společnosti. V případě kusově vyráběných jeřábů, lze ve fázi návrhu ocelové konstrukce jeřábu nabídnout výrobcí doporučení ohledně velikosti rozvoru.

6.4.3. Úspora materiálu v závislosti na použité konstrukční oceli

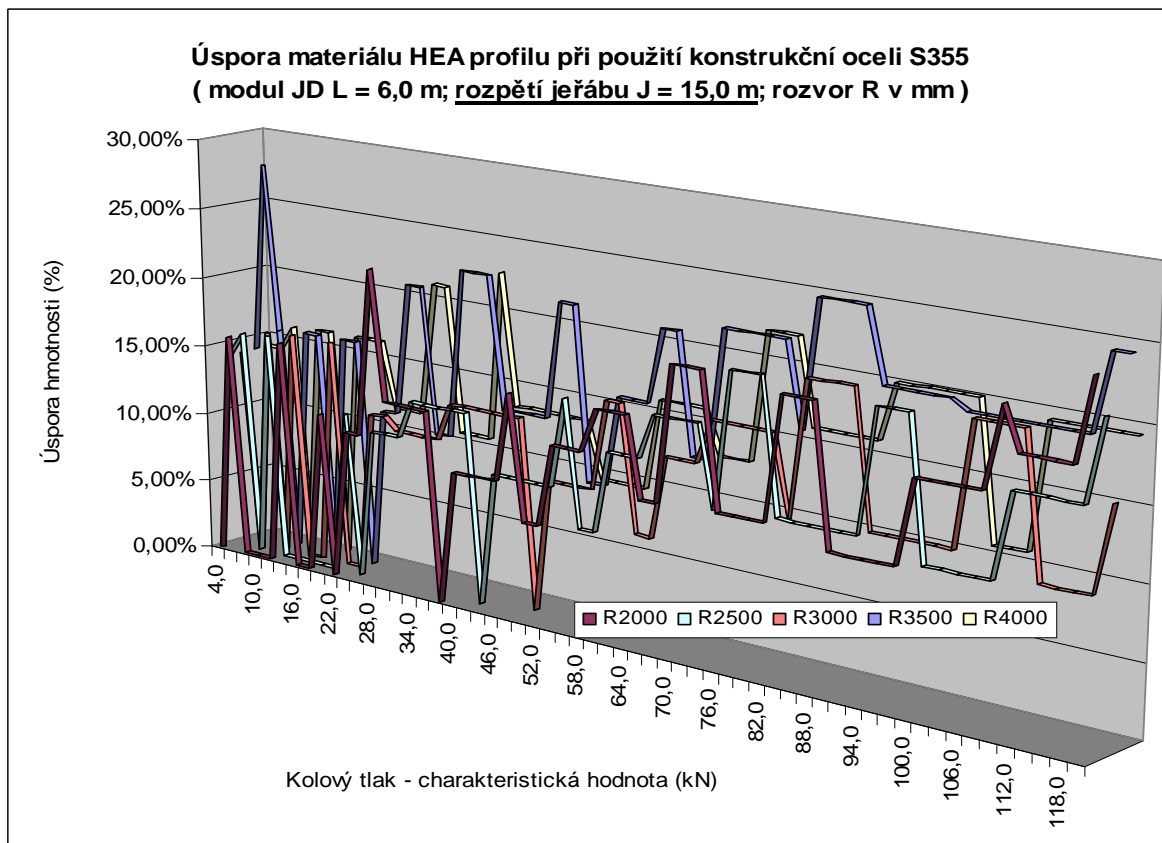
V grafech č.6.10, 6.11, 6.12, 6.13 a 6.14 je znázorněna úspora hmotnosti materiálu válcovaných průřezu typu HEA při použití konstrukční oceli S355 oproti konstrukční oceli S235 pro modul JD $L = 6,0$ m a rozpětí jeřábu $J = 9,0$ m, $J = 12,0$ m, $J = 15,0$ m, $J = 18,0$ m a $J = 21,0$ m v závislosti na charakteristické hodnotě kolového tlaku $Q_{r,max}$ [kN] a velikosti rozvoru jeřábu R [mm].



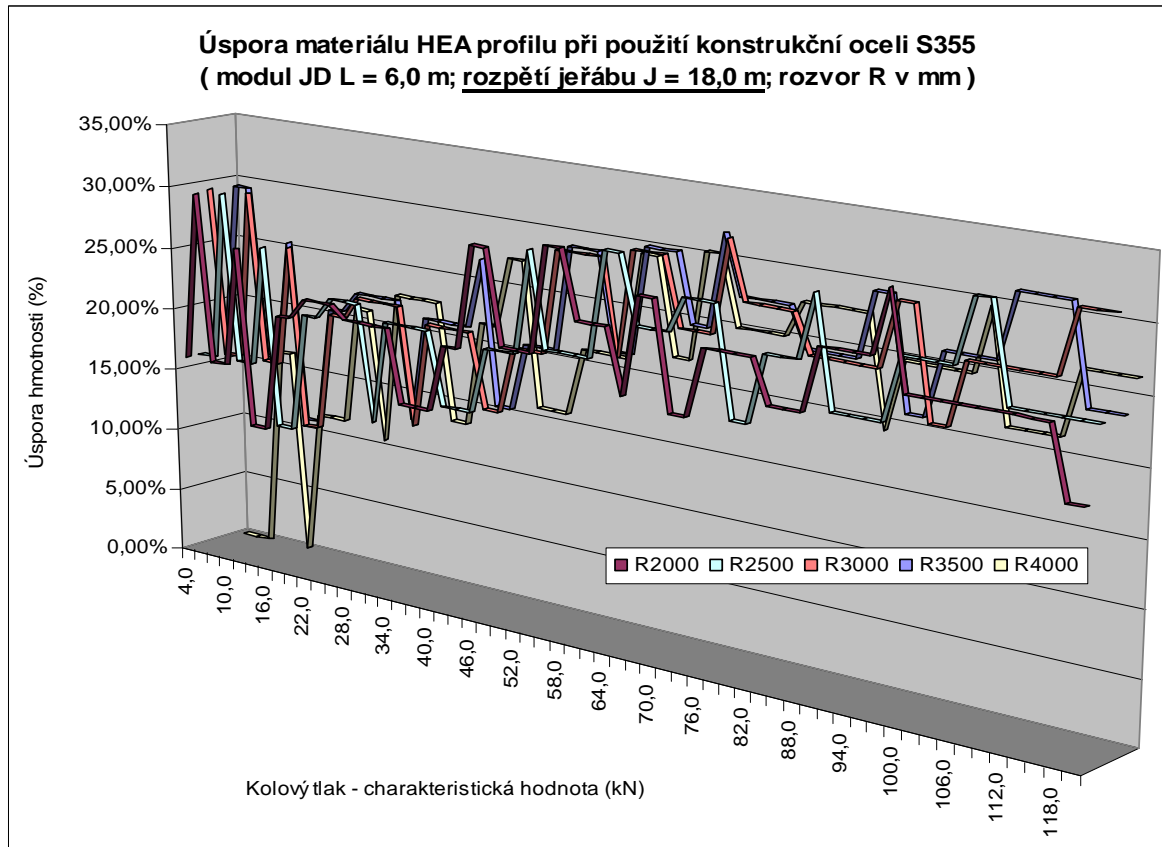
Graf 6.10 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu J = 9,0 m.



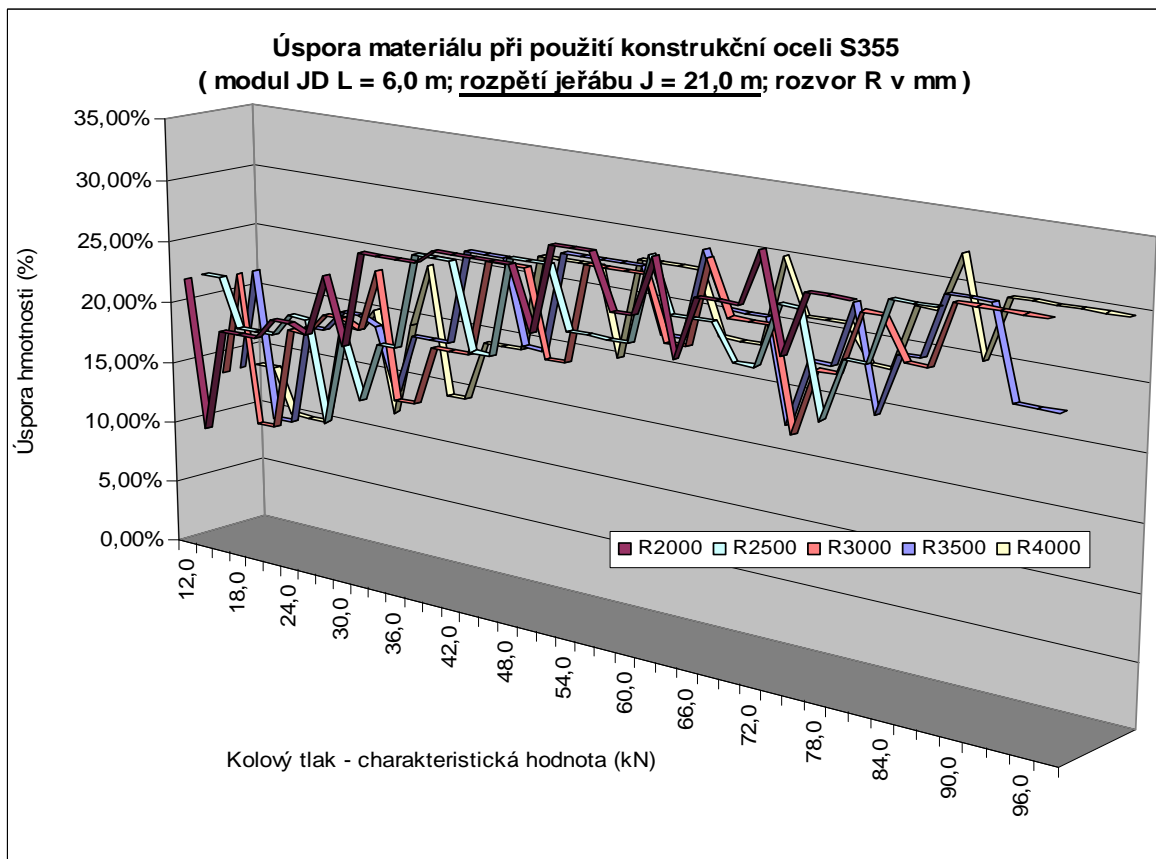
Graf 6.11 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu J=12,0 m.



Graf 6.12 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu J=15,0m.

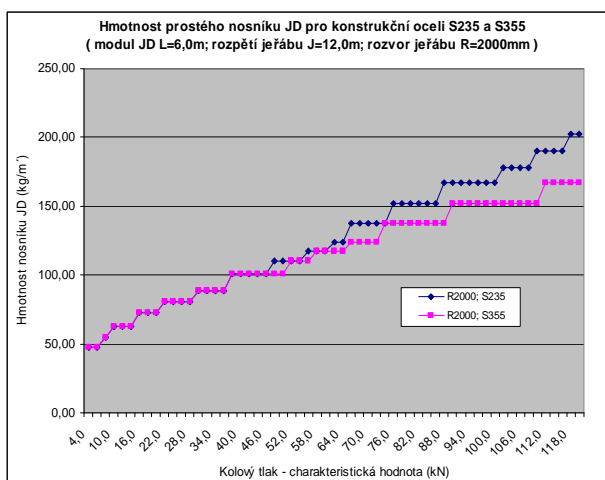


Graf 6.13 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu J=18,0 m.

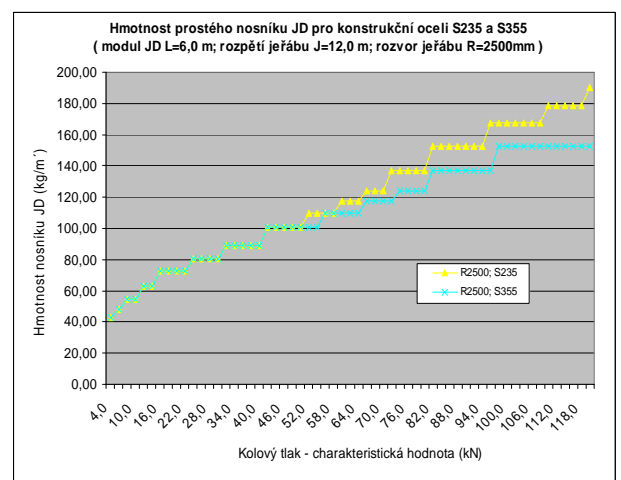


Graf 6.14 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu J=21,0 m.

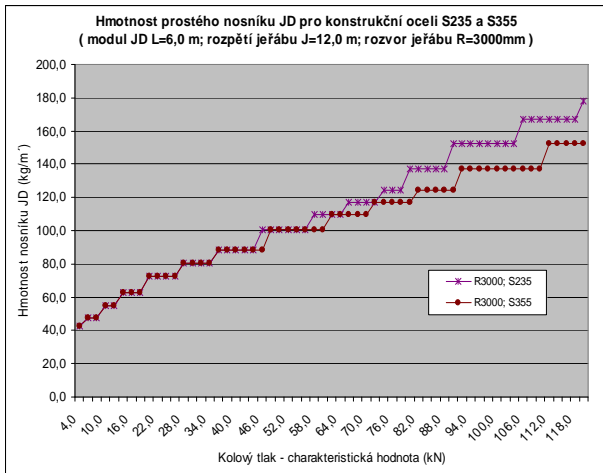
Výsledky studie potvrdily a z grafů č.6.10 až č.6.14 vyplývá, že použitím konstrukční oceli S355 při návrhu nosník JD může dojít v řadě případů k úspoře materiálu. Detailně je to ukázáno v grafech č.6.15, 6.16, 6.17 resp.6.18. Pro znázornění byly zvoleny sledované případy nosníku JD s jeřábem o rozpětí J = 12,0 m a s rozvory jeřábu R = 2000 mm, 2500 mm, 3000 mm resp. 3500 mm.



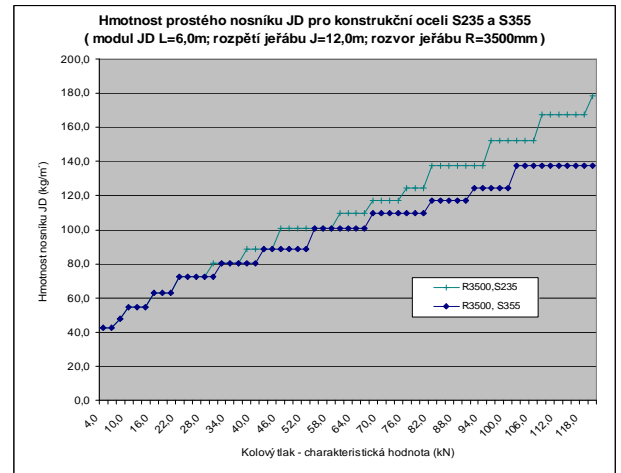
Graf 6.15 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R2000.



Graf 6.16 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R2500.



Graf 6.17 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R3000.



Graf 6.18 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R3500.

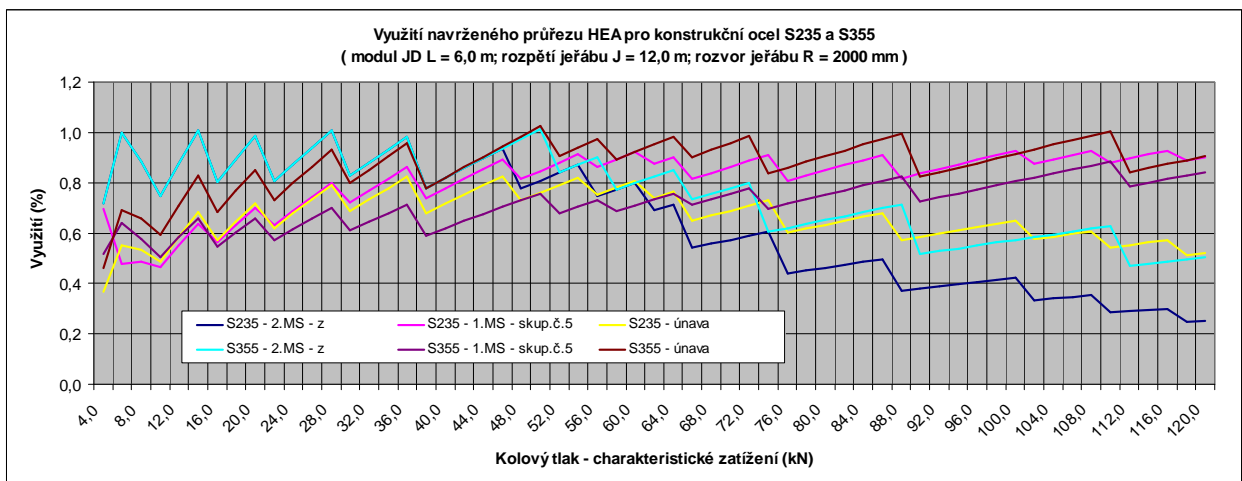
Z grafů je zřejmé, že křivky hmotností pro ocel S235 a S355 se při určitém kolovém tlaku začnou rozcházet a při dalším zvyšování kolového zatížení začíná být použita ocel S355 efektivní.

Finanční vyhodnocení není předmětem této studie, protože je závislé na mnoha ekonomických faktorech, obchodní situaci dodavatele resp. výrobce, i technických parametrech jeřábové dráhy jako je například délka jeřábové dráhy apod.

6.4.4. Průběh využití průřezů

Bylo provedeno šetření a srovnáním jednotlivých využití průřezů na mezní stav únosnosti, použitelnosti a poškození únavou.

Postup je ukázán na případech navržených HEA profilů pro rozpětí jeřábu J = 12,0 m a rozvory jeřábu R = 2000 mm (graf č.6.119), 2500 mm (graf č.6.20), 3000 mm (graf č.6.21), 3500 mm (graf č.6.22) a 4000 mm (graf č.6.22) a pro konstrukční oceli S235 a S355.

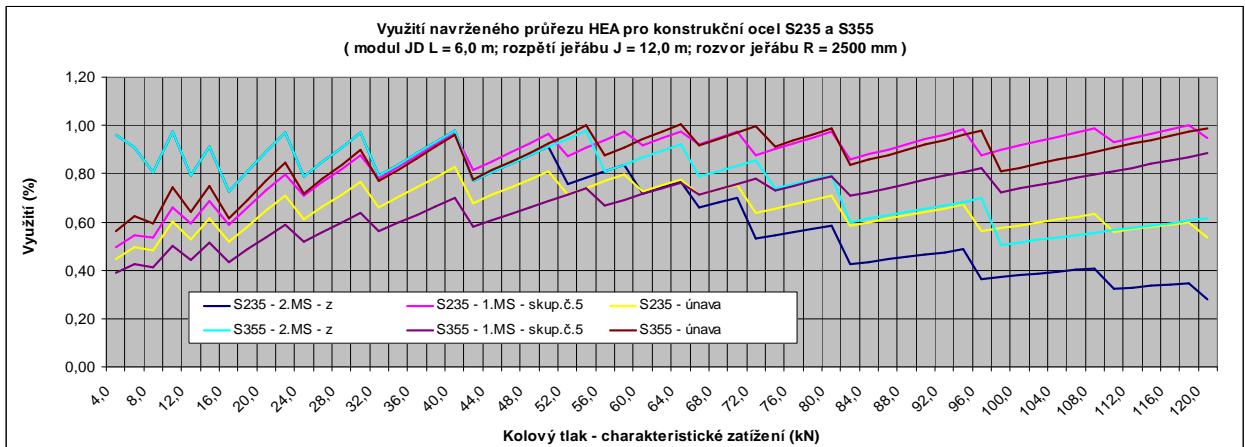


Graf 6.19 - Jednotkové posudky navrženého průřezu HEA pro J12 a R2000.

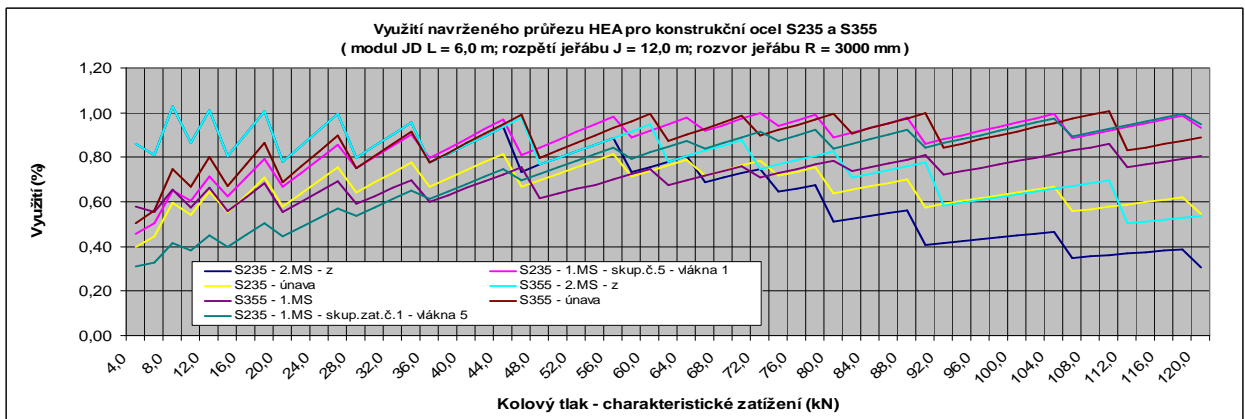
Z průběhů využití znázorněných v grafu č.6.19 vyplývá, že pro rozvor R=2000mm v případě použití konstrukční oceli S235 pro charakteristické hodnoty kolových tlaků o velikosti do 47,0 kN rozhoduje při návrhu průřezu posouzení na 2.MS svislé deformace a pro charakteristické hodnoty kolových tlaků větší než 47,0 kN rozhoduje posouzení krajních vláken horní pásnice na 1.MS pro skupinu zatížení č.5. Posouzení na poškození únavou nerozhoduje. V případě použití konstrukční oceli S355 pro charakteristické hodnoty kolových tlaků o velikosti

do 42,0 kN rozhoduje při návrhu průřezu posouzení na 2.MS svislé deformace a pro charakteristické hodnoty kolových tlaků větší než 42,0 kN rozhoduje posouzení na poškození únavou materiálu. Posouzení na 1.MS nerozhoduje.

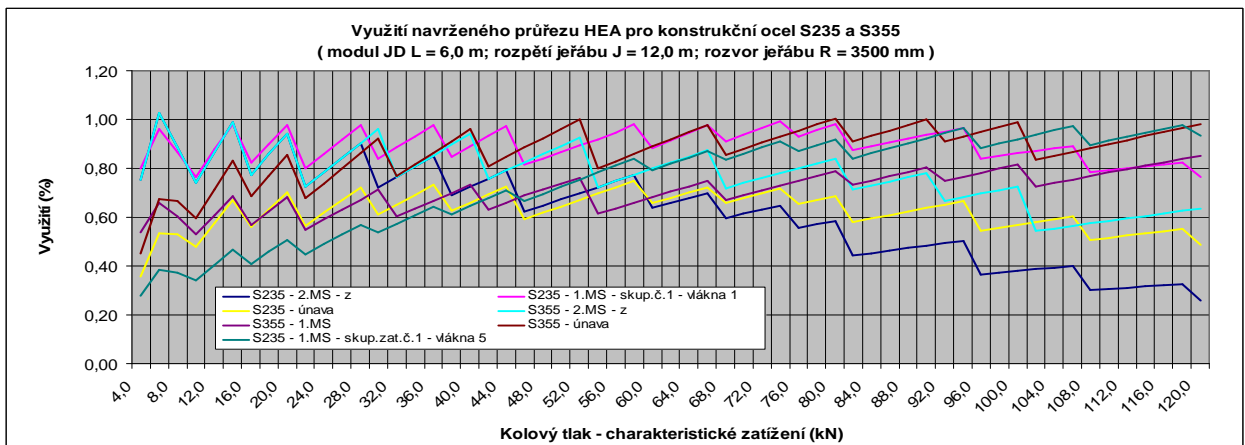
Stejným způsobem jsou vyhodnoceny také křivky využití průřezů pro další rozpětí jeřábu.



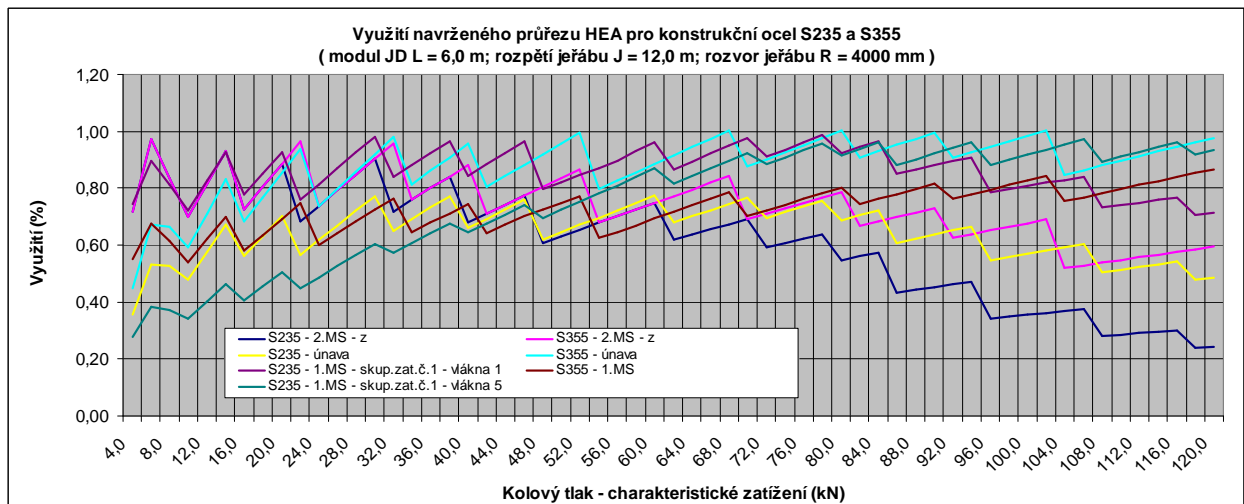
Graf 6.20 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R2500.



Graf 6.21 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R3000.

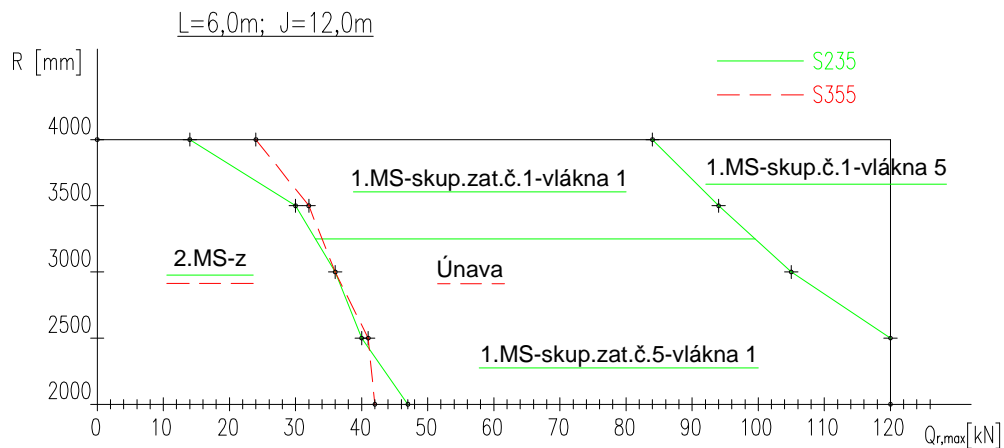


Graf 6.22 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R3500.



Graf 6.23 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R4000.

Výsledky získané z grafů č.6.19 až č.6.22 umožnily pro případ s jeřábem o rozpětí J = 12,0 m sestavit graf č.6.22 rozhodujících posouzení.



Graf 6.24 - Rozhodující posouzení pro L6, J12.

Grafy využití průřezů na mezní stav únosnosti, použitelnosti a poškození únavou pro rozpětí jeřábů J = 9,0m; 15,0m; 18,0m a 21,0m jsou uvedeny v příloze P7 a z nich sestavené grafy rozhodujících posouzení jsou uvedeny v závěru této kapitoly.

6.5. Vyhodnocení parametrické studie pro prostý nosník

Standardně se staticky nosník JD řeší jako prostý nosník uložený na další nosnou konstrukci jeřábové dráhy. Při návrhu průřezu nosníku JD se dnes z řady důvodů upřednostňuje, jak už bylo zmíněno v úvodu práce, profilová ocel a to válcované tyče průřezu HEA, které se v současnosti na trhu běžně dodávají z konstrukční oceli S235 o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 360 \text{ N/mm}^2$ a také z oceli S355 o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 510 \text{ N/mm}^2$.

Vzhledem k vývoji cen konstrukční oceli S235 a S355 na trhu je cílem této části práce zjistit, zda a ve kterých případech je efektivní zvolit válcované profily pro prosté nosníky JD z konstrukční oceli S235 a ve kterých případech z konstrukční oceli S355.

Studie je provedena pro jeřábovou dráhu s modulem délky $L = 6,0$ m poježděnou jedním jeřábem. Jeřáb je uvažovaný jako v současnosti převážně dodávaný standardní elektrický mostový jeřáb s technickými parametry nejčastěji požadovanými dnešními investory. Detailní popis parametrů je proveden v kapitole č.6.2. Jako proměnné hodnoty jsou uvažovány rozpětí jeřábu (označení „J“), rozvor jeřábu (označení „R“) a charakteristická hodnoty kolového tlaku jeřábu $Q_{r,max}$.

Souhrnné grafy získaných výsledků parametrické studie jsou uvedeny v kapitole 6.4.1 (viz. graf č.6.3, 6.4, 6.5, 6.6 a 6.7). V grafech jsou zakresleny křivky hmotností prostého nosníku z válcovaného profilu HEA pro modul JD $L = 6,0$ m a rozpětí jeřábu $J = 9,0$ m, $J = 12,0$ m, $J = 15,0$ m, $J = 18,0$ m a $J = 21,0$ m v závislosti na charakteristické hodnotě kolového tlaku $Q_{r,max}$ [kN], velikosti rozvoru jeřábu R [mm] a použité konstrukční oceli S235 nebo S355.

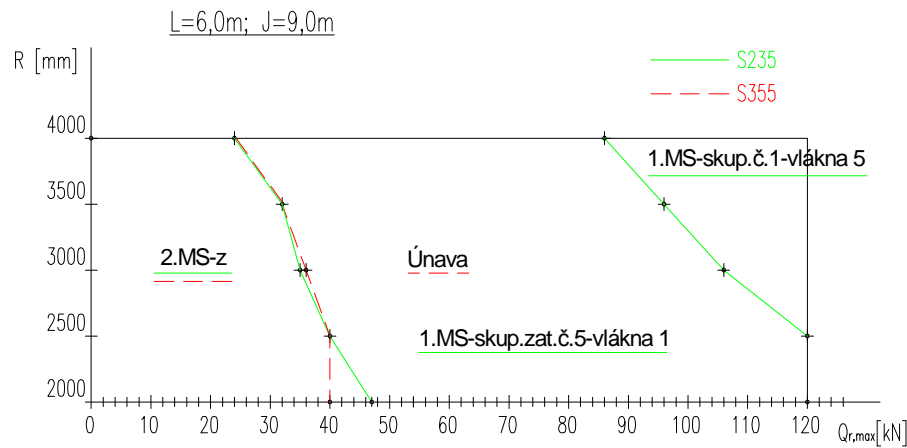
Optimalizace velikosti rozvoru jeřábu není předmětem této práce, neboť je v případě sériově vyráběných standardních jeřábů plně závislá na optimalizaci a rozhodnutí výrobní společnosti jeřábů. V případě kusově vyráběných jeřábů od malých výrobců, lze ve fázi návrhu ocelové konstrukce jeřábu nabídnout výrobcu na základě výše uvedených poznatků doporučení ohledně velikosti rozvoru s ohledem na ekonomický návrh nosníků JD.

Finanční vyhodnocení není předmětem této studie, protože je závislé na mnoha ekonomických faktorech, obchodní situaci dodavatele resp. výrobce, i technických parametrech jeřábové dráhy jako je například délka jeřábové dráhy apod.

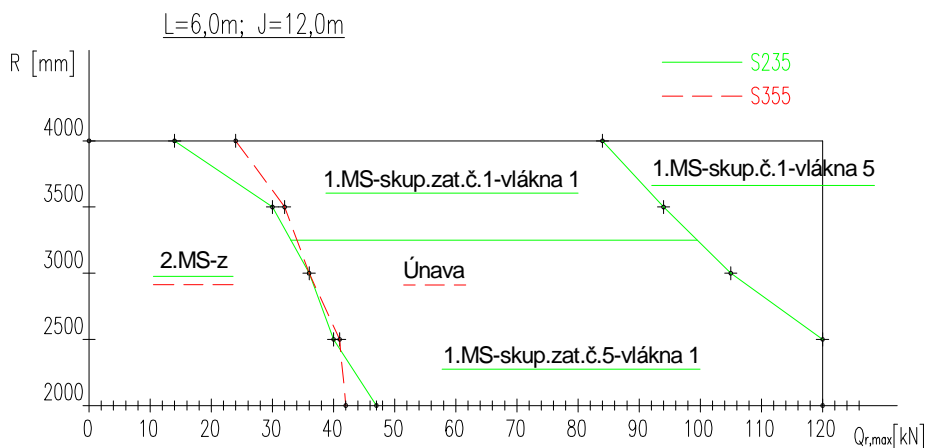
Poznatky získané vyhodnocením výsledků:

1. Neplatí vždy, že se zvětšujícím se rozvorem jeřábu R se snižuje zatížení nosníku a tím se snižuje hmotnost nosníku JD. U případů s rozpětím jeřábu větším, v tomto případě s rozpětím $J = 18,0$ m a $21,0$ m se vyskytuje řada případů, kdy pro větší rozvor vychází těžší průřez (viz. kapitola 6.4.2, graf č.6.8). Důvodem je větší účinek od příčné síly H_T způsobené zrychlením a zpomalením jeřábu umístěné v účinnější poloze uprostřed pole oproti umístění „dle Winklera“. Celkové namáhání nosníku v obou osách „y“ a „z“ je větší a je nutné navrhnout větší HEA profil. V případě potřeby optimalizovat výsledky, nelze postupovat při výpočtu vnitřních sil v průřezu umístěním svislých břemen dle „Winklera“, ale je potřeba hledat maximální účinek pro kombinaci svislého a vodorovného zatížení. To by vyžadovalo vytvoření speciálního algoritmu pro vyhodnocení nejnepříznivější polohy charakteristického zatížení a nebo hledání vhodného softwaru pro tento účel. Použitý postup byl pro rozsah této práce dostatečný.
2. Zvětšování rozvoru jeřábu nad 4000 mm není pro samotné navrhování jeřábů s cílem ekonomického návrhu nosníku JD efektivní.
3. U případů s jeřáby o větších rozpětích (rozpětí 18,0m a více) a charakteristické hodnotě kolového tlaku vyšší než cca 78,0 kN se ukázalo, že návrh průřezu nosníku JD z válcovaného profilu HEA z konstrukční oceli S235 začíná být neefektivní (viz. graf 6.6 a graf 6.7). Oproti tomu použitím materiálu S355 lze tyto případy ještě řešit návrhem HEA profilu.
4. Potvrdilo se, že existuje skupina případů, ve kterých rozhoduje posouzení na 1.MS ve vláknech č.5 (horní vlákna stojiny průřezu) a to pro skupinu zatížení č.5.
5. Použitím konstrukční oceli S355 při návrhu prostého nosníku JD může dojít v řadě případů k úspoře materiálu (viz. kapitola 6.4.3, grafy č.6.10 až č.6.14). Výsledky v grafech ukazují, že úspora materiálu může být až 32% hmotnosti navrženého válcovaného profilu.

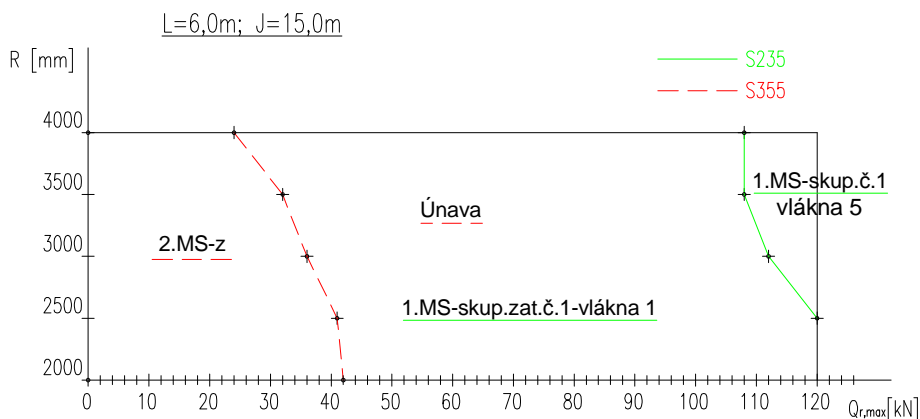
6. Použití konstrukční oceli S355 při návrhu prostého nosníku JD je efektivní v případech, kdy rozhoduje posouzení na 1.MS a poškození na únavu. Použití konstrukční oceli S355 není efektivní v případech, kdy rozhoduje posouzení na 2.MS. Grafické zobrazení rozhodujících posouzení pro jednotlivá rozpětí jeřábu J9, J12, J15, J18 a J21 jsou znázorněny v grafech č.6.25, 6.26, 6.27, 6.28 a 6.29. Tyto grafy přehledně znázorňují, ve kterých případech lze úsporu materiálu očekávat.



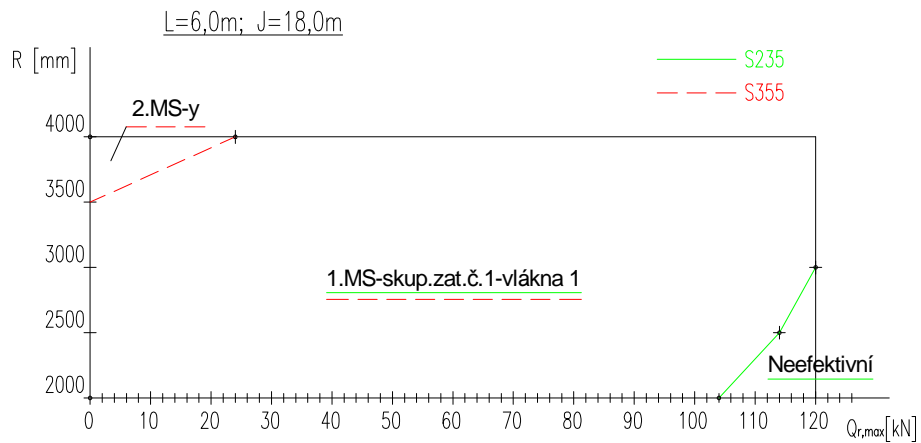
Graf 6.25 - Rozhodující posouzení pro L6, J9.



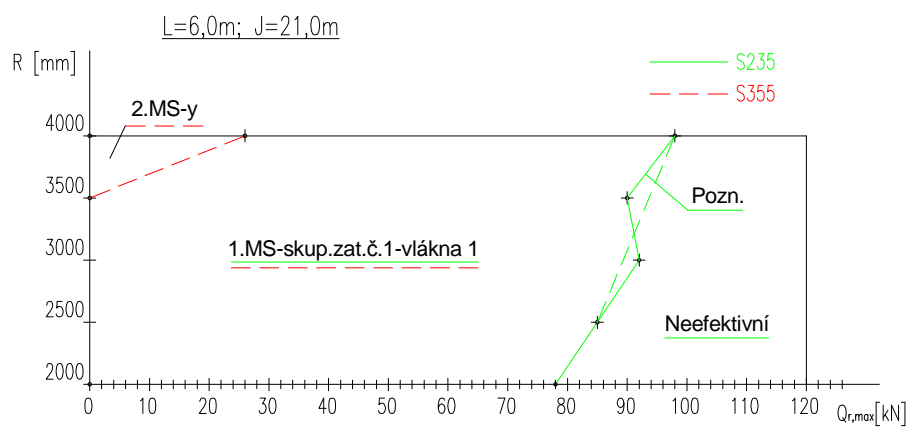
Graf 6.26 - Rozhodující posouzení pro L6, J12.



Graf 6.27 - Rozhodující posouzení pro L6, J15.



Graf 6.28 - Rozhodující posouzení pro L6, J18.



Pozn.: Umístění charakteristického zatížení dle Winkler.kriteria.

Graf 6.29 - Rozhodující posouzení pro L6, J21.

7. PARAMETRICKÁ STUDIE PRO NOSNÍK JD V ZÁVISLOSTI NA STATICKÉM ŘEŠENÍ

7.1. Úvod

Standardně se staticky nosník JD řeší jako prostý nosník kloubově uložený na další nosnou konstrukci jeřábové dráhy. Při návrhu průřezu nosníku JD se dnes upřednostňuje statické řešení nosníku jako spojitého o 2 a nebo více polích. Důvodem je předpoklad, že dojde k úspoře hmotnosti materiálu. Opět se otvírá otázka, zda a ve kterých případech by bylo efektivní zvolit staticky řešení nosníku JD jako prostého nosníku nebo přistoupit k řešení jako spojitého nosníku o 2 a více polích.

Pro účely této studie je nosník navržený z válcovaných tyčí průřezu HEA z konstrukční oceli S235 o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 235 \text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 360 \text{ N/mm}^2$.

7.2. Vstupní charakteristiky

Studie je provedena pro jeřábovou dráhu pojížděnou jedním jeřábem.

Pro návrh průřezu nosníku JD v této studii bylo zapotřebí opět stanovit řadu vstupních parametrů, které vycházejí z dispozice konstrukce jeřábové dráhy a technických parametrů jeřábu. Parametry jsou stanoveny stejným způsobem jako u parametrické studie v kapitole č.6.

Jeřáb je uvažovaný jako v současnosti převážně dodávaný standardní elektrický mostový jeřáb s pohonem jednotlivých kol, 2 pohony pro celý jeřáb (na každém pojezdovém příčnicku je 1 pohon), vedením pomocí nákolků, uložení kol vzhledem k bočním pohybům pevně/pevně (FF) a kombinací dvojic kol nezávislou (I). Klasifikace jeřábu z hlediska únavy dle ČSN EN 1991-3 [12] je uvažováno viz. příloha B, položka č.6 – Dílenské jeřáby jako HC3, S4. Dále bylo potřeba stanovit následující parametry: ustálená rychlost zvedání 5,0 m/s a vůle mezi kolejnicí a vodícími prostředky 15 mm. Všechny parametry a hodnoty parametrů uvedené v tomto odstavci jsou nejčastěji požadovány dnešními investory. Lze je považovat za parametry jeřábů standardních, běžně dodávaných jak do skladovacích hal tak do dílenských provozů a do provozů bez dalších speciálních procesních požadavků.

Dále jsou zapotřebí následující parametry:

- modul jeřábové dráhy (označení „L“),
- rozpětí jeřábu (označení „J“),
- rozvor jeřábu (označení „R“),
- charakteristická hodnoty kolového tlaku jeřábu $Q_{r,max}$,
- hmotnost jeřábu.

Parametr L je uvažovaný v této studii jako v praxi nejběžněji se vyskytující délka rozpětí nosníku JD a to 6,0 m.

Vzhledem k náročnějším výpočetním postupům při návrhu průřezu u spojitého nosníku byly pro účely studie vybrány následující hodnoty parametru J a R. Studie byla provedena pro rozpětí jeřábu $J = 12,0 \text{ m}$ a rozvor jeřábu $R = 2000 \text{ mm}$. Uvedené hodnoty byly zvoleny také s ohledem na sledovaný konkrétní případ nosníku jeřábové dráhy v následujících kapitolách.

Charakteristická hodnota kolového zatížení $Q_{r,max}$ je uvažovaná jako proměnná hodnota opět v rozmezí hodnot od 4,0 kN do 120,0 kN jako ve studii v kapitole č.6.

Hodnoty hmotnosti jeřábů jsou získány z výrobních programů standardních sériově vyráběných jeřábů společnosti Demag Cranes@Componets a společnosti ABUS [17]. V případě kusově vyráběných jeřábů menších dodavatelů by hodnoty hmotnosti jeřábu byly v řádu do 10% vyšší.

Hodnoty parametru ξ_1 , který je potřeba také jako vstupní údaj a je popsán v kapitole č.6, jsou pro účely studie získány opět přesně a to z výrobních programů standardních sériově vyráběných jeřábů společnosti Demag Cranes@Componenets a společnosti ABUS [17]. Byl vyšetřen maximální dojezd kočky k příčnicku a pro rozpětí jeřábu $J = 12,0$ m byl spočten parametr $\xi_1 = 0,96$.

7.3. Výpočetní postupy

Při návrhových výpočtech prováděných ve studii bylo postupováno dle poznatků stavebné mechaniky a v souladu s platnými českými technickými předpisy.

Při výpočtu zatížení konstrukce bylo postupováno dle nyní platné české technické normy ČSN EN 1991-3 Zatížení od jeřábů a strojního vybavení [12].

Návrh a posouzení průřezu na mezní stav únosnosti byl proveden dle výpočtových vztahů uvedených v kapitole č.5 a v souladu s ČSN EN 1993-1 [18] a ČSN EN 1993-6 [13]. Pro globální namáhání byly použity vztahy 5.01, 5.03, 5.04. Kroucení bylo zohledněno vztahem 5.05. Namáhání na stěně průřezu nosníku bylo uvažováno vztahy 5.10 a 5.12 pro lokální napětí od centrického zatížení a vztahem 5.13 pro lokální ohybové napětí v důsledku excentricity kolového zatížení. Rovinná napjatost pak vztahem 5.23.

Rozhodující řezy pro posudek únosnosti byly stanoveny podrobným šetřením všech poloh jeřábu při jeho pojezdu po spojitěm nosníku jeřábové dráhy a jejich účinky na nosník. Rozhodující řezy byly stanoveny dva a to řez nad střední podporou spojitěm nosníku JD a řez v poli nosníku a to ve vzdálenosti 2,3m od krajní podpory.

Návrh a posouzení na mezní stav použitelnosti byl proveden v souladu s ČSN EN 1993-6 viz. literatura [13]. Mezní hodnota vodorovné deformace nosníku JD byla brána jako $1/600$ rozpětí nosníku ($=$ modul JD L) na rozdíl od v minulém období uvažovaného a dnes již neplatného normativního předpisu ČSN 73 1401, který požadoval $1/1000$ rozpětí nosníku. Mezní hodnota svislé deformace nosníku JD byla brána jako $1/600$ rozpětí nosníku JD.

Posouzení na únavu byl proveden v souladu s ČSN EN 1993-1-9 [19] Klasifikace jeřábu z hlediska únavy byla uvažována viz. příloha B, položka č.6 – Dílenské jeřáby jako HC3, S4. Ekvivalentní návrhové spektrum zatížení s počtem cyklů $2,0 \cdot 10^6$.

Vzhledem k velkému množství matematických operací výpočetních postupů byl zvolen pro samotný výpočet a zpracování získaných dat stejný prostředek jako v předchozí parametrické studii v kapitole č.6. Byl použit výpočetní software Microsoft Office EXCEL 2003. Tento software umožnil pracovat opět s dostatečným rozsahem řádků a umožnil grafické zpracování získaných výsledků.

Postup byl obdobný jako v parametrické studii v kapitole č.6. Do tabulkového procesoru musely být navíc vloženy výpočtové vzorce, které odpovídaly postupu při návrhu a posouzení spojitěm nosníku JD. Také tady samotné vkládání výpočetních vztahů vyžadovalo přesnost, aby nedošlo k chybnému výpočtu, a vyžadovalo provedení ručních kontrolních výpočtů. Pro výpočet vnitřních sil na spojitěm nosníku byl využit výpočtový software SCIA ESA a z něj získané hodnoty byly vkládány do tabulkového procesoru programu EXCEL.

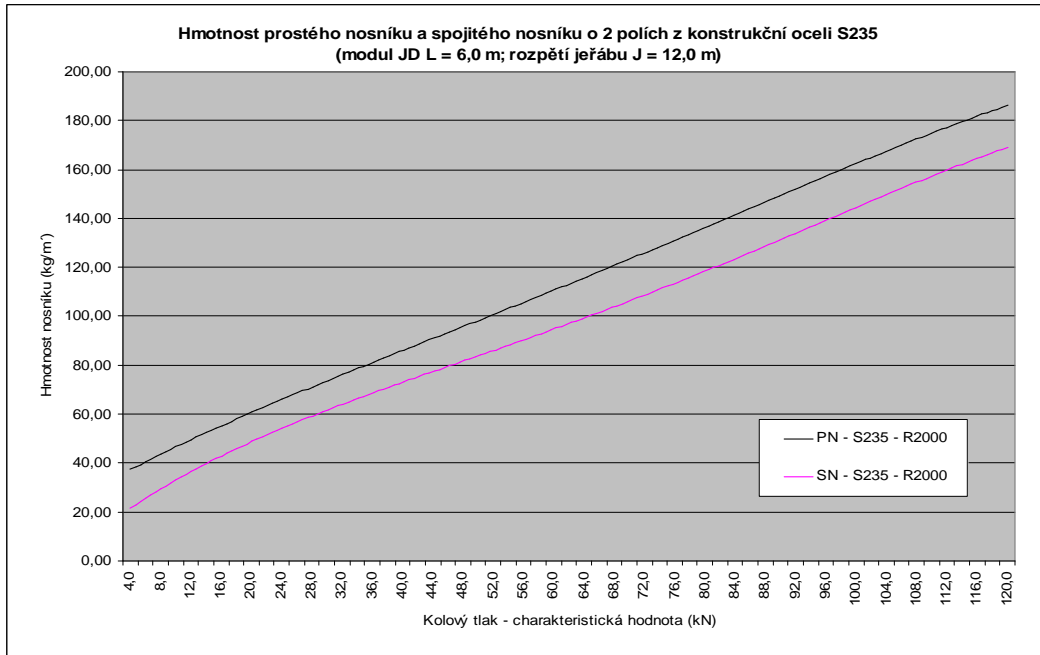
Ve sloupcích byl pak proveden postupně opakovaný výpočet pro narůstající charakteristickou hodnotu kolového tlaku jeřábu. Obrázky příkladů popsaného postupu jsou uvedeny ve formě tabulky v příloze P8. Tabulky však ukazují jen nepatrnou část všech výpočtů a získaných dat.

Výsledky výpočtů byly zpracovány do různých typů grafů, kterých výpočtový software Microsoft Office EXCEL nabízí širokou škálu, což umožnilo přehledné a vystižné zobrazení výsledků pro následné vyhodnocení celé parametrické studie.

7.4. Zpracování výsledků

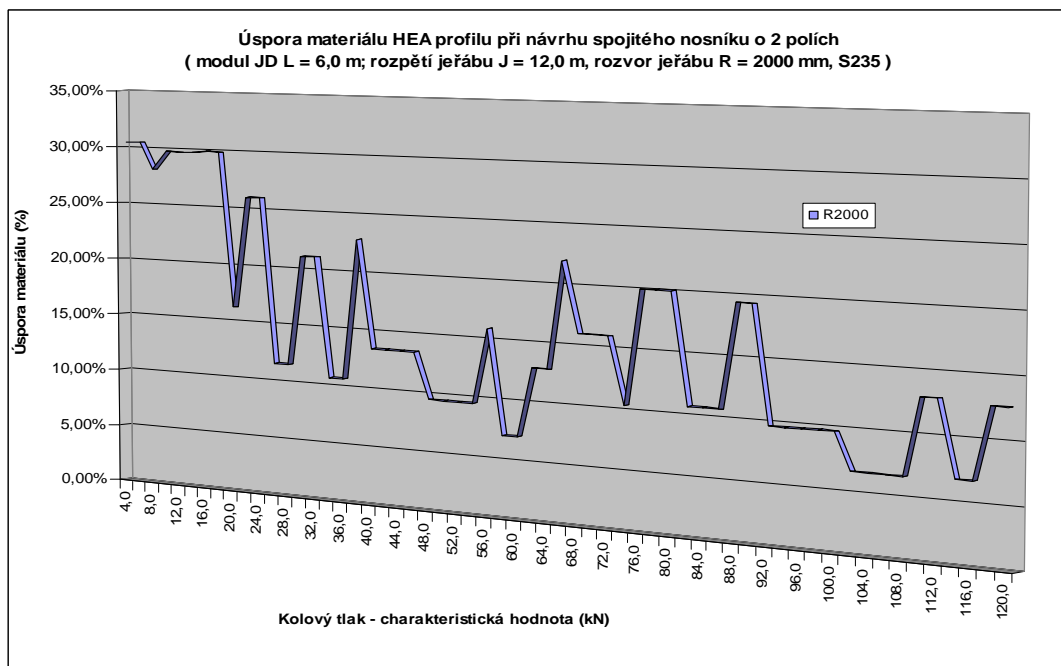
7.4.1. Souhrnný graf získaných výsledků

V následujícím grafu č.7.1 jsou zaznačeny křivky hmotnosti navrženého prostého nosníku a spojitého nosníku z válcovaného profilu HEA pro modul JD $L = 6,0$ m a rozpětí jeřábu $J = 12,0$ m v závislosti na charakteristické hodnotě kolového tlaku $Q_{r,max}$ [kN]. Z důvodu přehlednosti jsou spojnice hmotností pro jednotlivé rozvory a konstrukční oceli polynomicou spojnicí trendu o stupni č.3.



Graf 7.1 - Souhrnný graf hmotností prostého a spojitého nosníku JD pro parametry $L = 6,0$ m, $J = 12,0$ m, $R = 2000$ mm, S235.

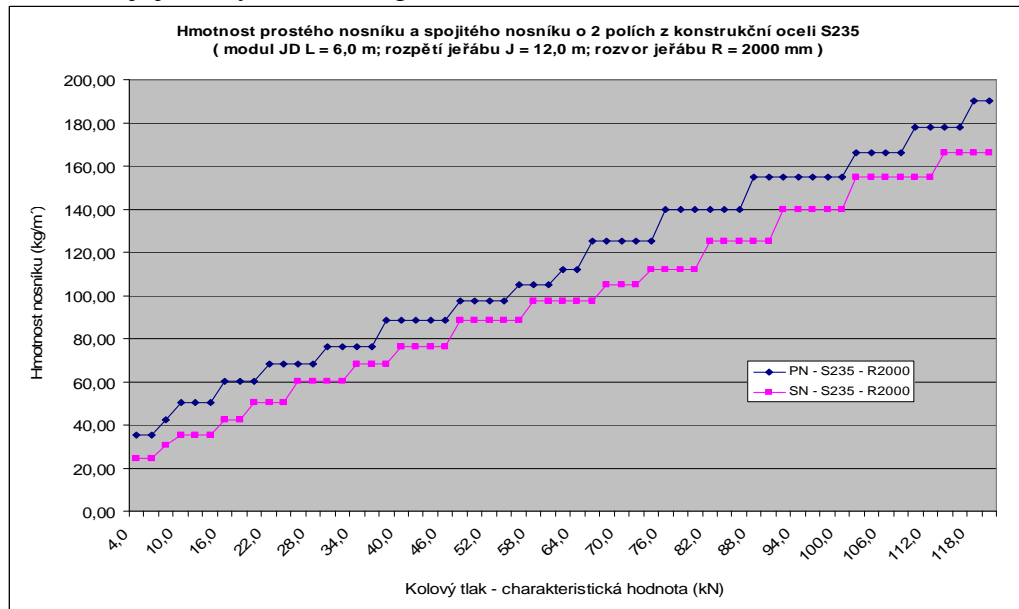
7.4.2. Úspora materiálu v závislosti na statickém řešení



Graf 7.2 - Úspora materiálu při návrhu spojitého nosníku o 2 polích pro parametry $L = 6,0$ m, $J = 12,0$ m, $R = 2000$ mm, S235.

V grafu č.7.2 je znázorněna úspora hmotnosti materiálu válcovaného průřezu typu HEA z konstrukční oceli S235 při návrhu nosníku JD jako spojitého nosníku o 2 polích oproti prostému nosníku a to pro modul JD $L = 6,0$ m a parametry jeřábu J a R definované v kapitole 7.2. v závislosti na charakteristické hodnotě kolového tlaku $Q_{r,max}$ [kN].

Výsledky studie potvrdily a z grafů č.7.1 a č.7.2 vyplývá, že použitím statického řešení nosníku JD jako spojitého nosníku o 2 polích dojde ve všech případech k úspoře materiálu. K úspoře materiálu dojde i v případech, kdy při návrhu rozhoduje posudek na 2. mezní stav – deformace. Přesněji je to vykresleno v grafu č.7.3.

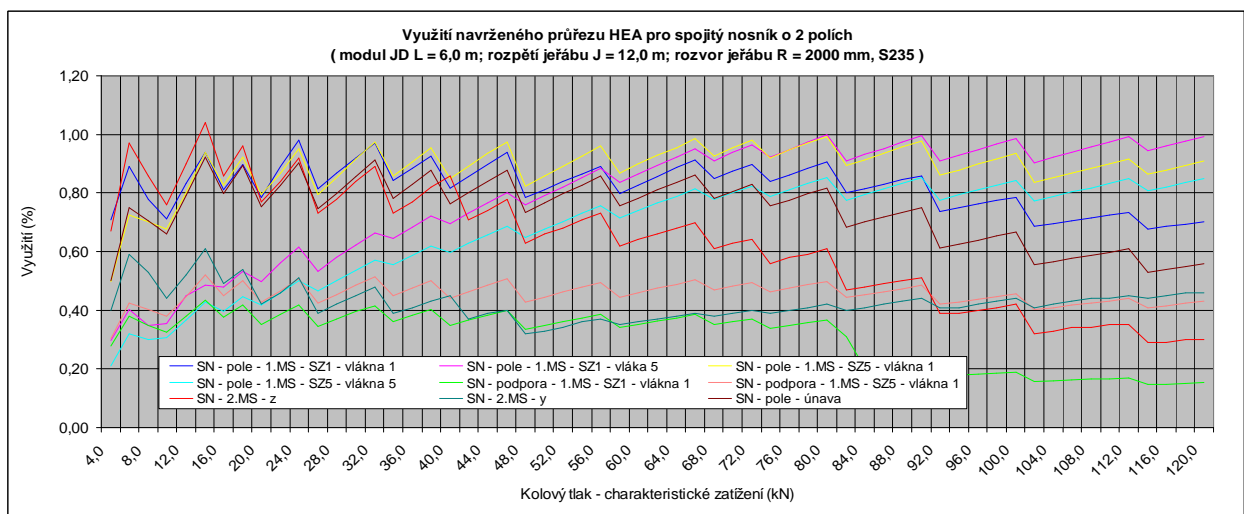


Graf 7.3 - Hmotnost prostého a spojitého nosníku JD pro J12 a R2000.

Finanční vyhodnocení opět není předmětem této studie, protože je závislé na mnoha ekonomických faktorech, obchodní situaci dodavatele resp. výrobce, i technických parametrech jeřábové dráhy jako je například délka jeřábové dráhy apod.

7.4.3. Průběh využití průřezů

Bylo provedeno šetření a srovnání jednotlivých využití průřezů na mezní stav únosnosti, použitelnosti a poškození únavou. Využití pro případ prostého nosníku bylo vykresleno v kapitole 6.4.4. v grafu č.6.19. Využití navrženého průřezu HEA pro případ spojitého nosníku je vykreslen v grafu č.7.4.

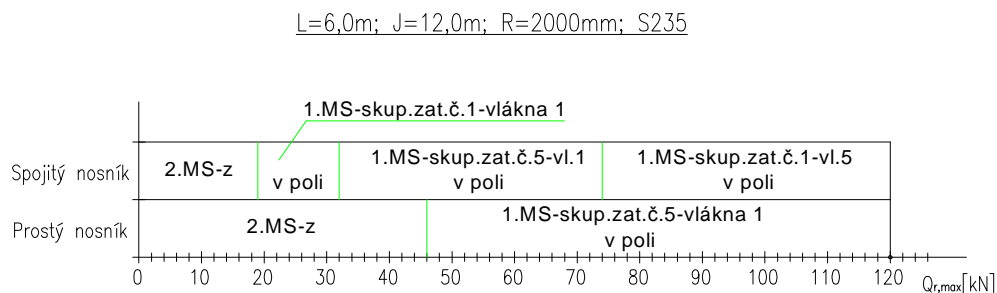


Graf 7.4 - Využití navrženého průřezu HEA, S235 pro spojitý nosník o 2 polích.

Z průběhů využití znázorněných v grafech vyplynulo, že pro rozvor $R=2000\text{mm}$ v případě návrhu nosníku jako prostého z konstrukční oceli S235 pro charakteristické hodnoty kolových tlaků o velikosti do $46,0\text{ kN}$ rozhoduje při návrhu průřezu posouzení na 2.MS svislé deformace a pro charakteristické hodnoty kolových tlaků větší než $46,0\text{ kN}$ rozhoduje posouzení krajních vláken horní pásnice na 1.MS pro skupinu zatížení č.5. Posouzení na poškození únavou nerozhoduje. Pro návrh prostého nosníku je rozhodující řez v poli při umístění zatížení od dvojice kol jeřábu dle Winklerova kritéria.

V případě návrhu nosníku jako spojitého o 2 polích z konstrukční oceli S235 byl ve všech sledovaných případech rozhodující řez v poli nosníku JD. Pro charakteristické hodnoty kolových tlaků o velikosti do $19,0\text{ kN}$ rozhoduje při návrhu průřezu posouzení na 2.MS svislé deformace v poli. Pro charakteristické hodnoty kolových tlaků od $19,0\text{ kN}$ do $32,0\text{ kN}$ rozhoduje posouzení krajních vláken horní pásnice v poli nosníku na 1.MS pro skupinu zatížení č.1. Pro charakteristické hodnoty kolových tlaků od $32,0\text{ kN}$ do $74,0\text{ kN}$ rozhoduje posouzení krajních vláken horní pásnice v poli nosníku na 1.MS pro skupinu zatížení č.5. Pro charakteristické hodnoty kolových tlaků větších než $74,0\text{ kN}$ rozhoduje posouzení horních vláken stojiny průřezu v poli nosníku na 1.MS pro skupinu zatížení č.1. Posouzení na únavu nerozhoduje.

Výše uvedené výsledky jsou sestaveny přehledněji do grafu č.7.5.



Graf 7.5 - Schéma rozhodujících posouzení pro L6, J12, R2000, S235.

7.5. Vyhodnocení parametrické studie v závislosti na statickém řešení

Standardně se staticky nosník JD řeší jako prostý nosník kloubově uložený na další nosnou konstrukci jeřábové dráhy. Při návrhu průřezu nosníku JD se dnes často přistupuje ke statickému řešení nosníku jako spojitého o 2 a nebo více polích s cílem úspory hmotnosti materiálu.

Vzhledem ke snaze ekonomického návrhu konstrukce je cílem této části práce zjistit, zda a ve kterých případech je efektivní zvolit statické řešení nosníku JD jako prostého nosníku nebo přistoupit k řešení jako spojitého nosníku o 2 a více polích.

Pro účely této studie je nosník uvažovaný z válcovaných tyčí průřezu HEA z konstrukční oceli S235 o jmenovité hodnotě meze kluzu $f_y = 235\text{ N/mm}^2$ a pevnosti v tahu $f_u = 360\text{ N/mm}^2$.

Studie je provedena pro jeřábovou dráhu s modulem délky $L = 6,0\text{ m}$ pojížděnou jedním jeřábem. Jeřáb je uvažovaný jako v současnosti převážně dodávaný standardní elektrický mostový jeřáb s technickými parametry nejčastěji požadovanými dnešními investory. Rozpětí jeřábu je $12,0\text{ m}$ a rozvor jeřábu je $R = 2000\text{ mm}$. Detailní popis parametrů je proveden v kapitole č.7.2. Jako proměnná hodnota je uvažována charakteristická hodnota kolového tlaku jeřábu $Q_{r,max}$.

Souhrnný graf získaných výsledků parametrické studie je uveden v kapitole 7.4.1 (viz. graf č.7.1). V grafu jsou zakresleny křivky hmotností prostého nosníku a spojitého nosníku o 2 polích navrženého z válcovaného profilu HEA z konstrukční oceli S235 pro výše uvedené parametry v závislosti na charakteristické hodnotě kolového tlaku $Q_{r,max}$ [kN].

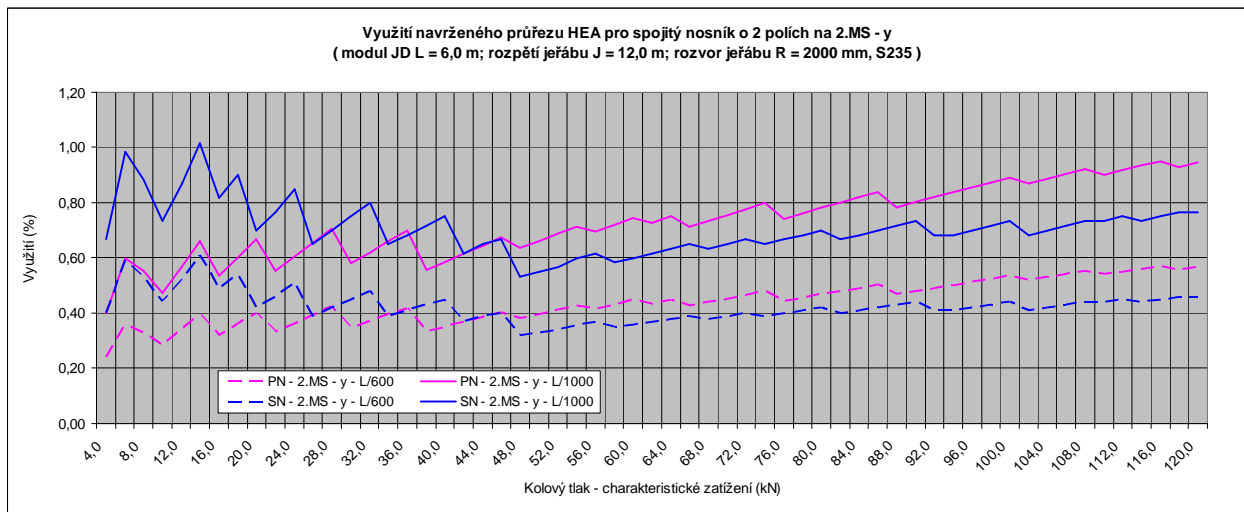
Finanční vyhodnocení není předmětem této studie, protože je opět závislé na mnoha ekonomických faktorech, obchodní situaci dodavatele resp. výrobce, i technických parametrech jeřábové dráhy jako je například délka jeřábové dráhy apod.

Poznatky získané při provádění studie a po vyhodnocení výsledků:

V případě řešení spojitého nosníku nelze využít pro vyšetření nejučinnější polohy dvojice kol jeřábu na nosníku, a to jak pro namáhání v poli tak i na podporou, kritéria břemenné nebo Winklerovo. Je nutné vyšetřit všechny polohy zatížení a vyhledat jejich umístění pro maximální účinek v poli a nad podporou.

Kritéria pro doporučenou mezní svislou a vodorovnou deformaci nosníku JD jsou dle českých technických předpisů relativně přísná. Statické uspořádání nosníku jako spojitého umožňuje podstatně snížit výsledné deformace a výrazně posouvá návrh směrem k úspoře hmotnosti materiálu. Také podstatně snižuje počet případů, kdy návrh na 2.MS rozhoduje, což je vidět v grafu č.7.5.

S přechodem na technické předpisy EN proběhla změna doporučené mezní vodorovné deformace nosníku JD z 1/1000 rozpětí nosníku (ČSN 73 1401) na 1/600 rozpětí nosníku (ČSN EN 1993-6). Předmětem této studie není analýza změny těchto doporučení, nicméně výsledky studie umožnili provést porovnání vlivu těchto rozdílných kritérií na návrh nosníku a jeho využití. Rozdíly jsou znázorněny v grafu č.7.6. Z křivek je patrné, že využití průřezu v případě nyní platného kritéria pro vodorovný průhyb je podstatně nižší. Navíc v případě spojitého nosníku JD, kolových tlaků v intervalu od 4,0 kN do cca 16,0 kN a původního kritéria pro mezní vodorovný průhyb 1/1000 rozpětí nosníku by návrh průřezu na vodorovnou deformaci rozhodoval a navržené průřezy by nevyhověly.



Graf 7.6 - Vliv změny mezní vod.deformace na využití navrženého průřezu.

Ve všech případech, kdy rozhodoval návrh průřezu na únosnost byl rozhodujícím pro návrh řez v poli nosníku. Ani v jednom případě nerozhodoval řez nad podporou.

Výsledky dále ukázaly, že existuje skupina případů, ve kterých rozhoduje posouzení na 1.MS v horních vláknech stojiny průřezu (vlákna č.5) a to pro skupinu zatížení č.1 (viz. graf č.7.5).

Potvrdilo se, že použitím statického řešení nosníku JD jako spojitého o 2 polích dojde při návrhu průřezu k úspoře materiálu (viz. kapitola 7.4.2, graf č.7.2) a to ve všech případech. Výsledky v grafu ukazují, že úspora materiálu může být až 30% hmotnosti navrženého válcovaného profilu. Výsledky v grafu č.7.2 také ukázaly, že větší úspora hmotnosti materiálu lze očekávat v případech, kdy rozhoduje posudek na 2.MS, tedy v případech kolových zatížení v intervalu od 4,0 kN do cca 25,0 kN.

8. REALIZOVANÝ PŘÍPAD NOSNÍKU JD VYBRANÝ PRO ÚČELY STUDIE

8.1. Úvod k analyzované konstrukci

Pro modelování a studii napjatosti byl vybrán realizovaný případ, kdy pro realizaci bylo výhodné využít válcované tyče průřezu HEA. Jde o jeřábovou dráhu s modulem délky $L = 6,0$ m pro standardní mostový jeřáb DEMAG EKKE o nosnosti 10,0 t a rozpětí 12000 mm. Celková systémová délka jeřábové dráhy je 12,0 m. Jako kolejnice byl navržen nejčastěji používaný průřez a to hranol o rozměrech 50x30 mm z konstrukční oceli S355.

Uvažované možné varianty řešení nosníku JD jsou uvedeny v tabulce 5. Z důvodu úspory hmotnosti materiálu byl v projektu provedení stavby z možných řešení zvolen a navržen statický systém spojitý nosník o 2 polích z průřezu HEA 300 z konstrukční oceli S235.

		Navržený průřez	Rozhoduje	Využití
Prostý nosník	S235	HEA 340	1.MS – skupina zat.č.5 – $\Sigma\sigma_1$	0,99
	S355	HEA 340	Únavové poškození – přípoj kolejnice	0,89
Spojité nosník	S235	HEA 300	1.MS – skupina zat.č.5 – $\Sigma\sigma_1$	0,96

Tabulka 5 - Varianty řešení HEA profilu realizovaného nosníku JD.

Variantně byly ve studii uvažovány průřezy HEA 280 a HEA 320, S235.

8.2. Technické parametry jeřábové dráhy

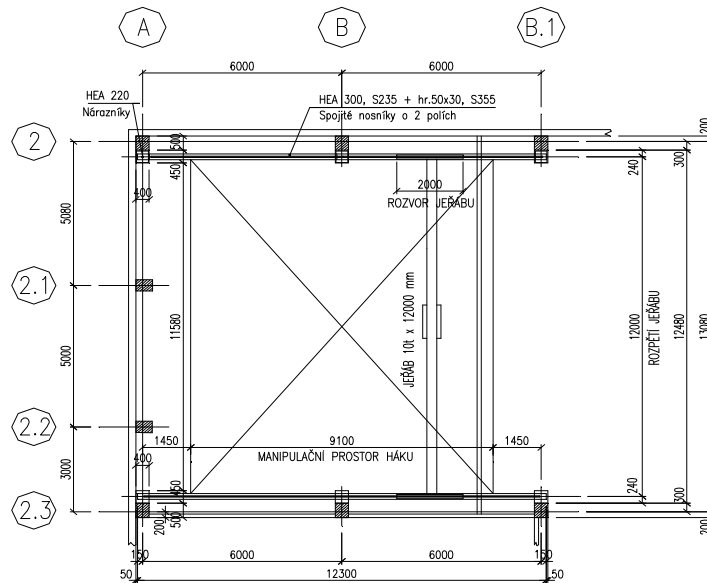
Typ:	Vestavěná JD do stávající haly
Nosnost:	10,0 t
Modul:	6 000 mm
Celková systémová délka:	12 000 mm
Rozpětí dráhy:	12 000 mm
Profil dráhy:	HEA (ocel S235)
Kolejnice:	HR 50x30 mm (ocel S355)
Provedení:	Spojité nosníky o 2 polích na konzolách nových žb sloupů
Vodorovný příhradový nosník:	Není
Kotvení horního pásu dráhy:	Ne
Průchozí lávka:	Není
Sloupy:	Železobetonové plnostěnné
Brzdná ztužidla:	Nejsou
Umístění:	Uvnitř haly

Půdorys jeřábové dráhy je uveden na obrázku 8.1 a příčný řez na obrázku 8.2.

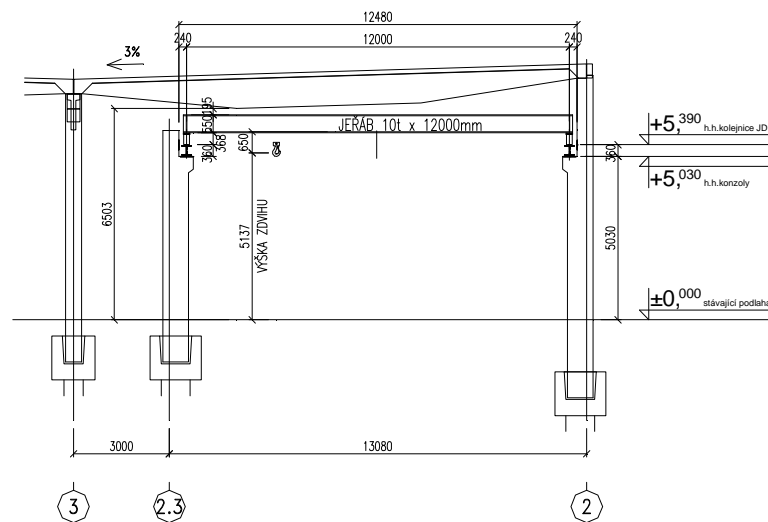
8.3. Konstrukční řešení nosníku JD

8.3.1. Průřez

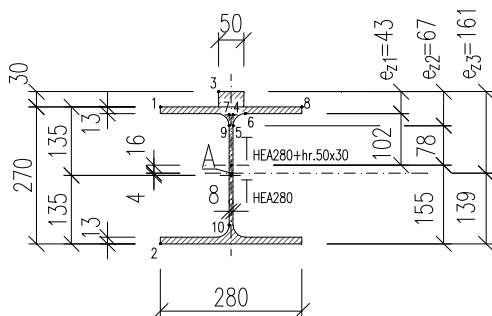
Průřezy nosníku HEA280 + hr. 50x30mm resp. HEA300 + hr. 50x30mm resp. HEA320 + hr. 50x30mm jsou zakresleny na obrázku 8.3 resp. 8.4 resp. 8.5. Na průřezech jsou číselně vyznačeny vlákna průřezu, které byly během studie šetřeny. Průřezové charakteristiky jsou uvedeny v příloze P4.



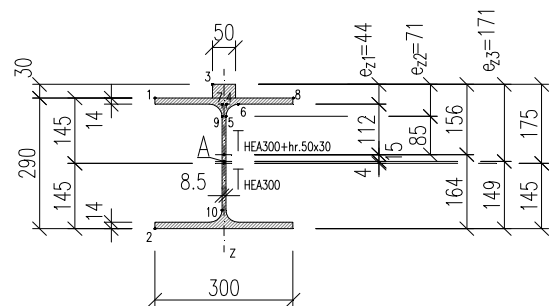
Obrázek 8.1 - Půdorys jeřábové dráhy na úrovni +5,030 m, Toray Prostějov.



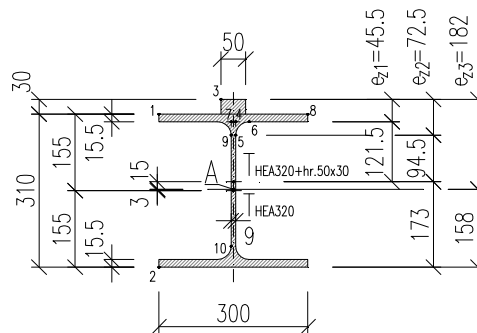
Obrázek 8.2 - Příčný řez jeřábové dráhy, Toray Prostějov.



Obrázek 8.3 - Průřez HEA 280 + hr.50x30 mm.



Obrázek 8.4 - Průřez HEA 300 + hr.50x30 mm.

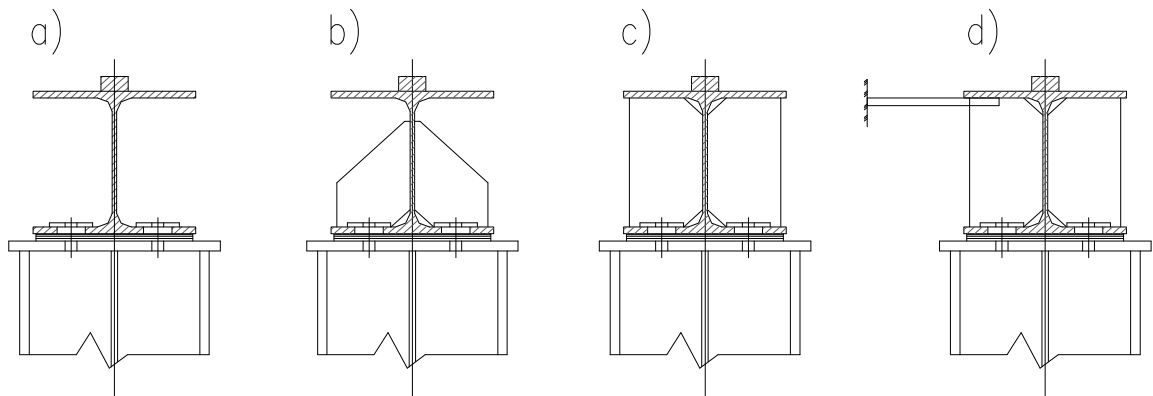


Obrázek 8.5 - Průřez HEA 320 + hr.50x30 mm.

8.3.2. Konstruktivní řešení řezu nad střední podporou

Možnosti konstruktivního řešení nosníku v místě střední podpory spojitého nosníku, se kterými se lze v praxi setkat, jsou zakresleny na obrázku 8.6.

Varianta „a“ znázorňuje průběžný nosník v místě podpory bez jakýchkoliv vyztužení. U varianty „b“ je průřez nosníku vyztužen částečnými výztuhami ve spodní tlačené části průřezu. Důvodem použití tohoto řešení je výhoda nevznikajícího únavového detailu přivařením výztuhy k horní tažené pásnici. Varianta „c“ znázorňuje konstruktivní řešení s výztuhami na celou výšku průřezu. U varianty „d“ je průřez vyztužen žebry po celé jeho výšce a bočním kotvením v úrovni horní pásnice pevně stabilizován. Vodorovné zatížení od jeřabu je pak přímo přenášeno bočním kotvením k další nosné konstrukci jeřabové dráhy (nosného sloupu JD, nosného sloupu haly).



Obrázek 8.6 - Varianty konstruktivního řešení nosníku v místě střední podpory.

8.3.3. Rektifikace

Požadavky na rektifikaci jeřabových drah upravuje technický předpis ČSN 73 5130 – příloha A.2 [23]. Pro zvolenou modelovou situaci byla uvažovaná skupina konstrukcí I., u kterých se nepředpokládají změny geometrického tvaru jeřabové dráhy za provozu. Doporučené vůle jsou příčně ± 15 mm, výškově ± 10 mm a podélně ± 5 mm.

Pro konstruktivní řešení připoje v ložisku modelového případu, pokud není možné příčnou rektifikaci zajistit oválnými otvory v konzole sloupu, vychází průměr vrtání do spodní pásnice válcovaného profilu HEA 300 až $\varnothing 52$ mm.

8.4. Zatížení nosníku JD

8.4.1. Technické parametry jeřábu

Pro modelový případ je použit typový standardní mostový jeřáb DEMAG EKKE o nosnosti 10,0 t a rozpětí 12000 mm. Základní technické parametry jeřábu jsou následující:

Nosnost jeřábu (jmenovitá hodnota zatížení):	$Q_h = 10\,000\text{ kg} = 100\text{ kN}$
Rozpětí jeřábu:	$L = 12,0\text{ m}$
Rozvor jeřábu:	$e = 2,0\text{ m}$
Hmotnost jeřábu:	$G_C = 2\,954\text{ kg} = 29,54\text{ kN}$
Hmotnost kočky:	$G_K = 610\text{ kg} = 6,1\text{ kN}$
Minimální dojezd kočky:	cca 400 mm
Hmotnost mostu jeřábu:	$1\,722\text{ kg} = 17,22\text{ kN}$
Hmotnost pojezdového ústrojí:	$480\text{ kg} = 4,8\text{ kN}$
Hmotnost elektrovybavení:	$143\text{ kg} = 1,43\text{ kN}$

Zatřídění jeřábu je provedeno dle ČSN EN 1991-3 [12], tab. B.1 jako dílenský jeřáb, kategorie zvedacího zařízení HC3, S4. Detailní technické parametry jeřábu jsou uvedeny v příloze P1.

8.4.2. Uspořádání zatížení od mostového jeřábu

Uspořádání zatížení od mostových jeřábu bylo řešeno v souladu s platným technickým předpisem ČSN EN 1991-3, kapitola 2.5.2 [12].

Pro účely této práce byly vyšetřeny svislé zatížení od kol mostového jeřábu a následující typy vodorovných zatížení od mostového jeřábu:

- vodorovné síly způsobené zrychlením nebo zpomalením jeřábu při jeho pohybu po nosníku jeřábové dráhy;
- vodorovné síly způsobené zrychlením nebo zpomalením kočky při jejím pohybu po mostu jeřábu;
- vodorovné síly způsobené přičením jeřábu při jeho pohybu po nosníku jeřábové dráhy.

Výpočet svislého a vodorovného zatížení je uveden v příloze P2. Jako rozhodující pro studii řezu nad střední podporou spojitého nosníku se ukázaly vodorovné síly způsobené přičením jeřábu, skupina zatížení č.5.

Šetřený případ je zvolený pro v současné době nejčastěji používaný systém mostového jeřábu a to jeřáb s vedením pomocí nákoků kol, řídicí systém - pohon jednotlivých kol, uložení kol vzhledem k bočním pohybům pevně (FF), kombinace dvojic kol nezávislá (i). Jeřábové dráha se 2 větvemi.

8.4.3. Součinitele zatížení

Pro daný případ jsou hodnoty součinitelů zatížení následující:

Dynamický souč. φ_1 : 1,1

Dynamický souč. φ_2 : $\varphi_2 = \varphi_{2,\min} + \beta_2 v_h = 1,15 + 0,51 \cdot \frac{5}{60} = 1,19$

Dynamický souč. φ_4 : 1,0 (jsou dodrženy tolerance kolejových tratí dle EN 1993-6)

Dynamický souč. φ_5 : 1,5 ($1,0 \leq \varphi_5 \leq 1,5$ pro systémy, kde se síly mění pozvolna)

Dílčí součinitel zatížení γ :
nepříznivé stálé zatížení od jeřábů $\gamma_{G,\text{sup}} = 1,35$
nepříznivé proměnné zatížení od jeřábů $\gamma_{Q,\text{sup}} = 1,35$

8.4.4. Porovnání získaných hodnot zatížení

	dle ČSN EN 1991-3 [kN]	dle výrobce [kN]
$Q_{r,max,1,1}$	57,33	55,6
$Q_{r,max,1,2}$	57,33	58,1
$Q_{r,min,2,1}$	7,26	7,7
$Q_{r,min,2,2}$	7,26	8,04
$H_{L,1}$	0,29	0,89
$H_{L,2}$	2,24	0,89
$H_{T,1}$	0,66	0,5
$H_{T,2}$	5,21	3,51
$H_{T,3}$	5,3	-
S	17,4	18,8
$H_{S,1,1,T}$	1,99	2,35
$H_{S,2,1,T}$	15,4	16,5
φ_1	1,1	1,1
φ_2	1,19	1,19
φ_4	1,0	1,0
φ_5	1,5	1,8/1,2

Tabulka 6 - Porovnání získaných hodnot zatížení.

V tabulce č.6 jsou porovnány výsledné hodnoty zatížení a vybrány hodnoty rozhodující.

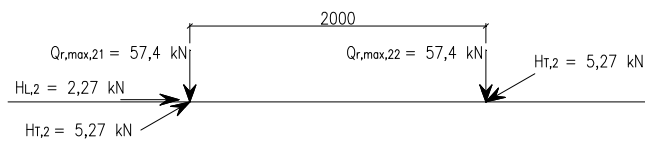
8.4.5. Rozhodující charakteristické zatížení od jeřábu

Pro sledovaný případ je rozhodující skupina zatížení č.5 s hodnotami udanými výrobcem. Svislé i vodorovné zatížení je vypočtené v příloze P2. Jako rozhodující pro studii řezu nad střední podporou spojitého nosníku se ukázaly vodorovné síly způsobené přičením jeřábu (obrázek 8.7).

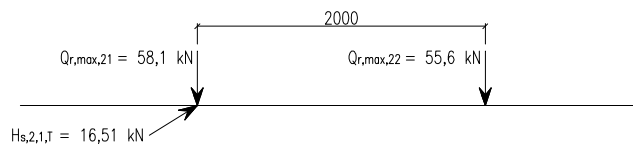
		Značka	Skupina zatížení									
			Mezní stav únosnosti									
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	Vlastní tíha jeřábu	Q_C	φ_1	φ_1	1	φ_4	φ_4	φ_4	1	φ_1	1	1
2	Zatížení kladkostroje	Q_H	φ_2	φ_3	-	φ_4	φ_4	φ_4	η	-	1	1
3	Zrychlení mostu jeřábu	H_L, H_T	φ_5	φ_5	φ_5	φ_5	-	-	-	φ_5	-	-
4	Přičení mostu jeřábu	H_S	-	-	-	-	1	-	-	-	-	-
5	Brzdění kočky	$H_{T,3}$	-	-	-	-	-	1	-	-	-	-

Tabulka 7 - Skupiny zatížení a dynamických součinitelů uvažovaných jako jedno charakteristické zatížení od jeřábů.

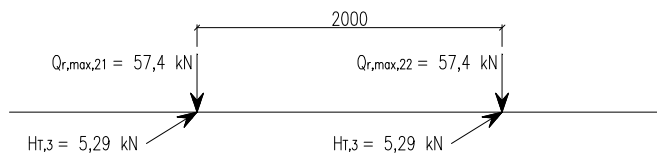
SKUPINA č.1 – ČSN EN



SKUPINA č.5 – VÝROBCE



SKUPINA č.6 – ČSN EN

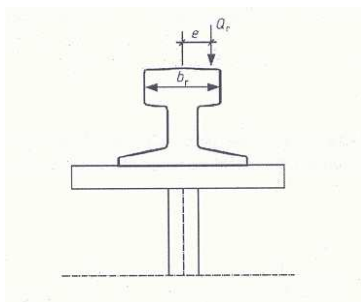


Obrázek 8.7 - Základní skupiny zatížení pro sledovaný případ.

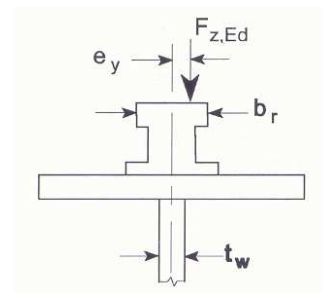
8.4.6. Excentricity působení zatížení

Problematika excentricit kolového zatížení je rozsáhlá, jak už bylo naznačeno v kapitole č.5.3.2. Výsledné provozní excentricity jsou závislé na kvalitě výroby jeřábu a nosníků jeřábové dráhy a na dodržení výrobních a montážních tolerancí. Nelze je plně postihnout. Z toho důvodu se ve studii vycházelo ze smluvních hodnot.

Excentricita kolového zatížení pro výpočet lokálního ohybového napětí je upravena technickým dokumentem EN 1991-3 [12], odstavec 2.5.2.1(2) takto: „Výstřednost e působíště kolového zatížení Q_r na kolejnici se má vzít jako poměrná část šířky hlavy kolejnice b_r .“ Doporučená hodnota je $e = 0,25 \cdot b_r$, kde b_r je šířka hlavy kolejnice (viz. obrázek 8.8). Technický dokument ČSN EN 1993-6 [13], kap.5.7.3 uvádí, že $e_y \geq 0,5 \cdot t_w$, kde t_w je tloušťka stojiny (viz. obrázek 8.9).



Obrázek 8.8 - Výstřednost zatížení od kola.



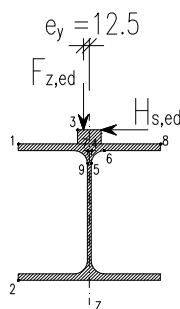
Obrázek 8.9 - Excentricita kolového zatížení.

Pro výše uvažovaný případ nosníku JD z válcovaných profilů HEA 280, HEA 300 a HEA 320 s kolejnici hranolem 50x30 mm je doporučena excentricita:

$$e_y = 0,25 \cdot b_r = 0,25 \cdot 50 = \underline{12,5 \text{ mm}} \geq 0,5 \cdot t_w = 0,5 \cdot 8,5 = 4,25 \text{ mm}$$

Tolerance pro výrobu, montáž a provoz jeřábových drah upravuje předpis ČSN 73 5130, příloha A.1, [23]. Uvedené tolerance rozchodu jeřábové dráhy Δs , tolerance kolejnice v bočním směru, polohy svislé osy kolejnice vůči svislé ose průřezu nosníku jsou menší než předepsané výpočtové excentricity.

Výsledná excentricita e_y je zakreslena na obrázku 8.10 a platí pro všechny tři rozměry průřezu. Excentricity e_z jsou pro každý rozměr průřezu jiné a jsou zakresleny na obrázcích 8.3, 8.4 a 8.5.



Obrázek 8.10 - Excentricita e_y pro sledované případy.

8.5. Shrnutí

Pro studii napjatosti nad střední podporou spojitého nosníku JD byl vybrán realizovaný případ takovéto konstrukce provedené z průřezu HEA 300 z konstrukční oceli S235. Variantně bylo rozhodnuto rozšířit studii o průřezy nosníku z nejbližšího menšího válcovaného profilu HEA 280 a z nejbližšího většího válcovaného profilu HEA 320, oba taktéž z konstrukční oceli S235. Jako kolejnice byl zvolen nejčastěji používaný průřez a to hranol o rozměrech 50x30 mm z konstrukční oceli S355.

V této kapitole byly uvedeny technické parametry realizované jeřábové dráhy, půdorys a příčný řez jeřábové dráhy a technické parametry provozovaného jeřábu. Byly popsány možné způsoby konstrukčního řešení nosníku JD v řezu nad střední podporou a požadavky na rektifikaci v ložisku nosníku JD.

Dále bylo popsáno uspořádání zatížení od provozovaného mostového jeřábu a excentricity působení tohoto zatížení. Byl proveden výpočet hodnot zatížení a jejich porovnání s údaji od výrobce jeřábu. Byly vyčísleny dílčí součinitele zatížení a dynamické součinitele a stanoveno rozhodující charakteristické zatížení od jeřábu.

9. NAPJATOST NAD STŘEDNÍ PODPOROU SPOJITÉHO NOSNÍKU JD

Tato kapitola je věnovaná oblasti nad střední podporou spojitého nosníku JD. Část, která má splňovat vlastnosti průběžného nosníku JD nad střední podporou spojitého nosníku, vyžaduje pozornost při návrhu průřezu, řešení napjatosti a konstrukčního řešení nosníku v místě ložiska.

Výsledky parametrické studie pro spojitý nosník v kapitole č.7 ukázaly, že pro návrh a posouzení základního průřezu spojitého nosníku JD v případě analyzované jeřábové dráhy rozhoduje nejvíce namáhaný řez v poli a to při umístění jeřábu v poli v nejučinnější poloze.

Pro návrh ložiska a konstrukčního řešení průřezu v místě uložení na střední podporu spojitého nosníku je ale zásadní posoudit vliv přímého svislého a vodorovného zatížení od kola jeřábu včetně uvažování všech excentricit působení zatížení, které mohou na konstrukci nastat. Charakteristické zatížení je proto umístěno na spojitý nosník tak, aby byly v řezu nad podporou vyvozeny maximální účinky lokálního napětí ve stojině a deformace průřezu nosníku. Maximální svislá i vodorovná síla od kola jeřábu je umístěna v řezu nad střední podporou spojitého nosníku. Schéma umístění charakteristického zatížení na spojitý nosník a průběh vnitřních sil pro zadané umístění jsou v příloze č.3.

Pro výpočet napětí byly použity hodnoty vnitřních sil pro uložení nosníku v podpoře na pootočení pružné, které nejlépe odpovídá skutečnému působení. Analytický výpočet hodnot napětí je uvedený v příloze č.4.

9.1. Numerický model nosníku JD

Součástí této práce bylo sledování napjatosti na nosníku JD prostřednictvím numerických modelů. Numerické modely byly vytvořeny ve dvou nezávislých programech: ANSYS a RFEM4. Výpočetní software ANSYS se ve světě již po několik desetiletí široce používá i ve stavebnictví pro simulace chování konstrukcí pomocí MKP (Metoda konečných prvků). Také programu RFEM 4 společnosti Ing.Software DLUBAL je již od roku 1987 vyvíjen pro statické a dynamické výpočty a dimenzování stavebních konstrukcí.

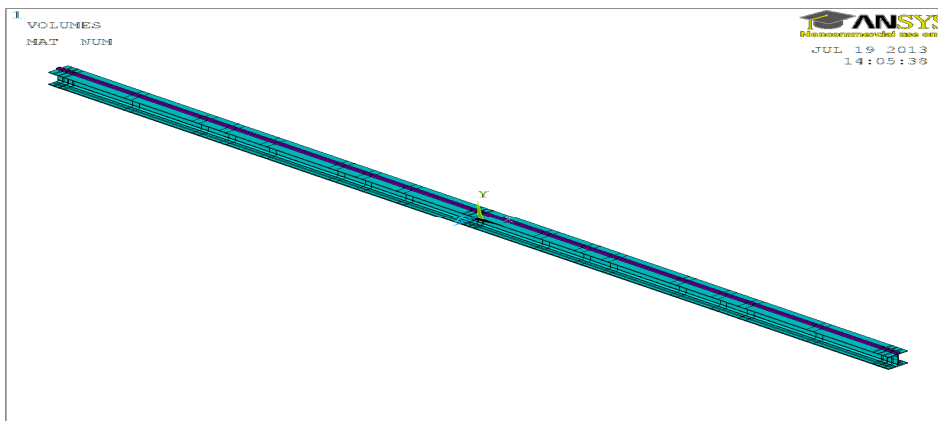
Jedním z cílů bylo sledovat chování průřezu nad střední podporou spojitého nosníku a stav napětí také na stojině průřezu od excentricky působících sil a to na obou stranách stojiny. Z toho pohledu se modelování nosníku z 2D prvků jevílo jako nedostatečné. Proto byl sledovaný případ spojitého nosníku jeřábové dráhy numericky modelován jako objemový model tvořený 3D konečnými prvky.

Nosníky byly v obou programech modelovány jako objemové modely a pro výpočet byly zvoleny 3D konečné prvky – bricky (v ANSYSu SOLID45). Použitý materiál byl charakterizován lineárním pracovním diagramem. Byly prováděny lineární výpočty I. řádu, geometricky nelineární výpočty II. řádu. V programu ANSYS bylo zatížení rozděleno do 15 zatěžovacích kroků, v programu RFEM 4 DLUBAL byla ponechána defaultní hodnota počtu zatěžovacích kroků.

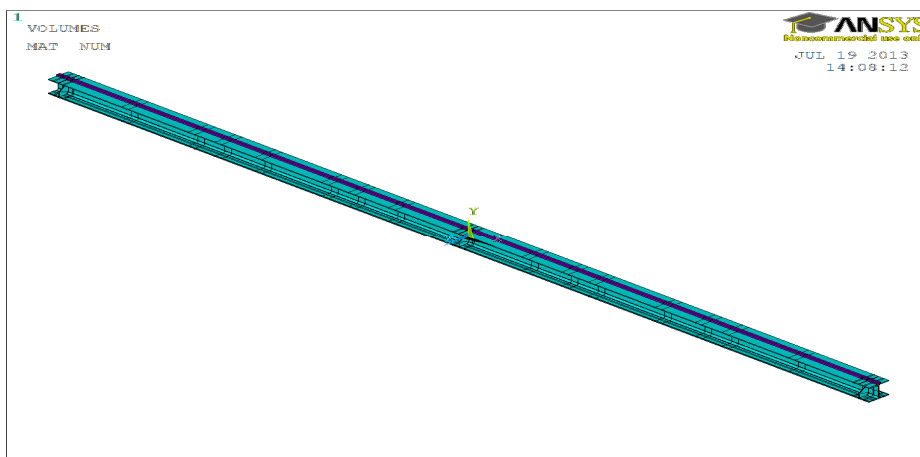
Dělení sítě u programu ANSYS bylo následující: stojina byla po tloušťce dělena na čtyři konečné prvky, pásnice byla po tloušťce dělena na dva konečné prvky, zbylé dva rozměry konečných prvků se pohybovaly v intervalu od 4 mm do 10 mm s ohledem na náročnost výpočtu, přičemž dělení na konečné prvky bylo jemnější v oblasti působení zatížení a podpor. Dělení sítě u programu RFEM 4 je více automatizované, velikost konečných prvků byla zadána jako 20 mm. Vzhledem k náročnosti nelineárního výpočtu na operační paměť počítače a tím i čas, byly nelineární výpočty provedeny pro některé konkrétně sledované zatěžovací stavy.

Na modelech bylo sledováno chování průřezu v místě střední podpory spojitého nosníku pro konstrukční řešení průřezu nad podporou typu „a“, typu „b“ a typu „c“ dle kapitoly č.8.3.2 a pro tři velikosti válcovaných profilů HEA.

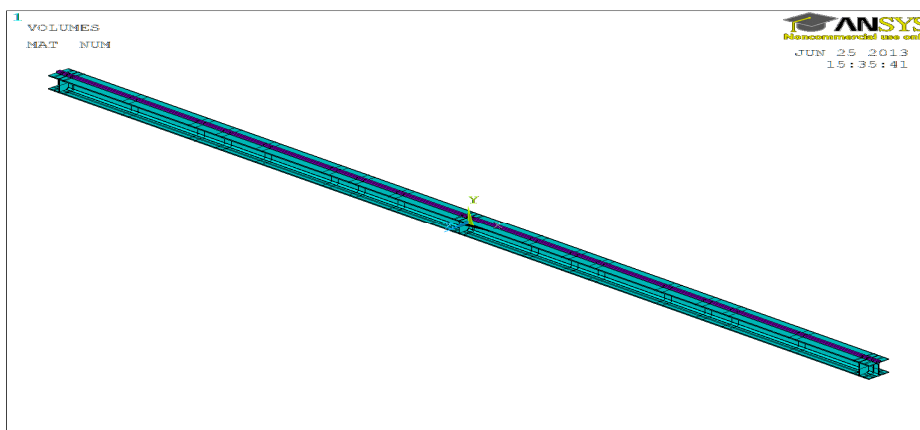
Model spojitého nosníku o 2 polích bez podporových výztuh typ „a“ je znázorněn na obrázku 9.1. Model spojitého nosníku o 2 polích s částečnými podporovými výztuhami typ „b“ je zobrazen na obrázku 9.2. a obrázek 9.3 představuje model spojitého nosníku o 2 polích s podporovými výztuhami typ „c“.



Obrázek 9.1 - Model spojitého nosníku o 2 polích bez podporových výztuh typ „a“.

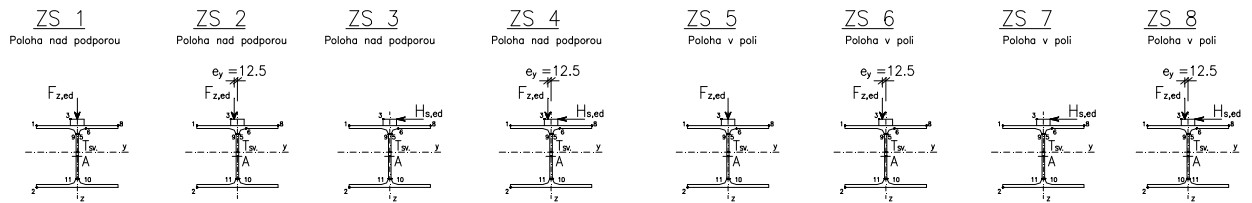


Obrázek 9.2 - Model spojitého nosníku o 2 polích s podporovými výztuhami typ „b“.



Obrázek 9.3 - Model spojitého nosníku o 2 polích s podporovými výztuhami typ „c“.

Pro cíle studie bylo definováno osm sledovaných zatěžovacích stavů. Ty jsou zakresleny na následujícím obrázku 9.4. Pro získání hodnot deformací byly zadány charakteristické hodnoty zatížení. Protože záměrem při sledování chování nosníku bylo také u některých zatěžovacích stavů získat výsledky nelineárního výpočtu a porovnat je s výsledky lineárního výpočtu, bylo pro získání hodnot napětí zvoleno zadání návrhových hodnot zatížení.

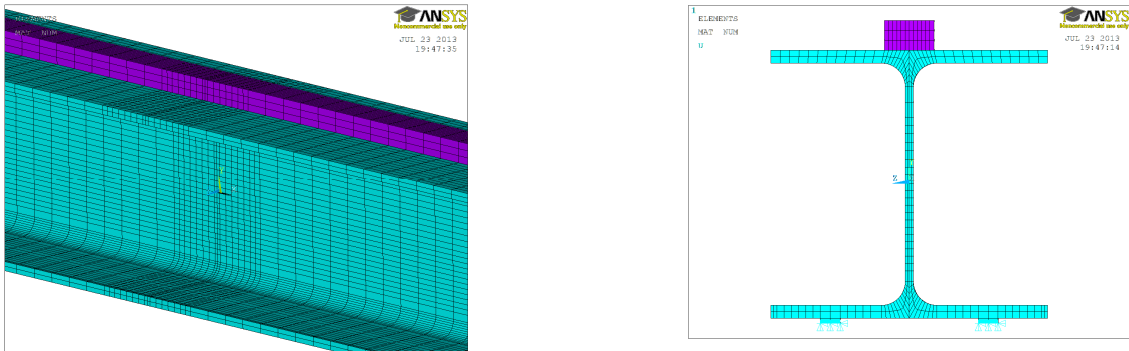


Obrázek 9.4 - Sledované zatěžovací stavy.

Hodnoty napětí a deformací získané z výpočetního programu ANSYS a z výpočetního programu RFEM 4 jsou uvedeny v příloze č.6.

9.2. Konstrukční řešení bez podporových výztuh – typ „a“

Model řešení průřezu nad střední podporou spojitého nosníku bez podporových výztuh je na obrázku 9.5.



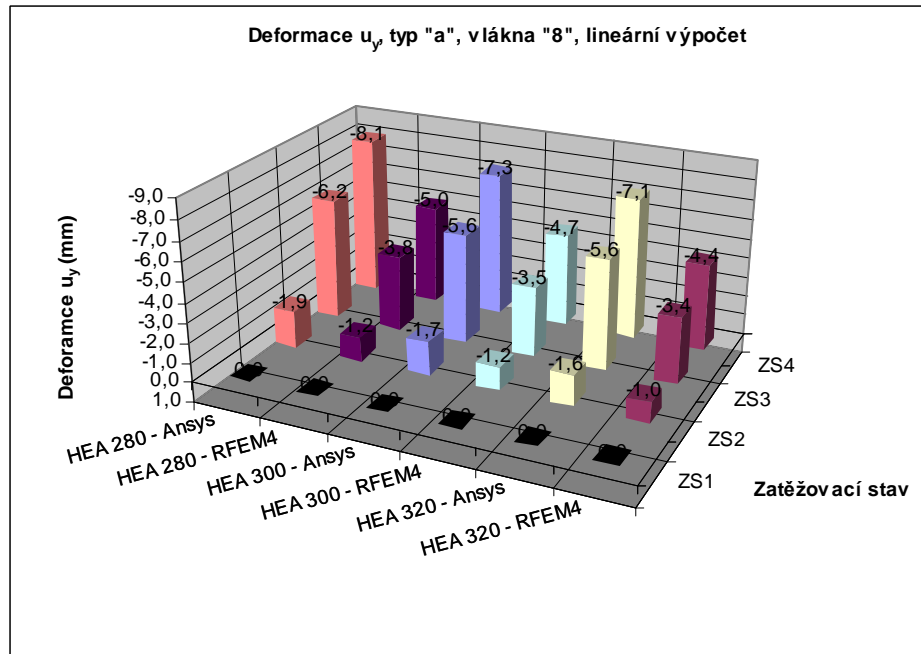
Obrázek 9.5 - Model řešení nad podporou typ „a“.

Numerickými výpočty získané hodnoty svislých i vodorovných deformací na horní pánsnici průřezu jsou vypsány v tabulce č.8. Pro hodnoty u_y rozhodovaly vlákna „8“, pro hodnoty u_z rozhodovaly vlákna „1“. Z hlediska posudku jsou rozhodující vodorovné deformace u_y , kdy vodorovný posuv od kombinace svislého i vodorovného zatížení s uvažováním excentricit k oběma osám průřezu „y“ a „z“ je pro průřez HEA 280 a nelineární výpočet (Ansys) roven 10,1mm. Z hlediska porovnání získané hodnoty s nyní platným mezním vodorovným průhybem v poli nosníku je deformace na hranici přípustnosti: $u_y = 10,1\text{mm} > u_{mez} = L/600 = 6000/600 = 10,0\text{ mm}$. Průřezy HEA 300 a HEA 320 vyhoví.

		Deformace u_y [mm] – vlákna „8“								Deformace u_z [mm] – vlákna „1“							
		Lineární výpočet				Nelineární výpočet				Lineární výpočet				Nelineární výpočet			
		ZS1	ZS2	ZS3	ZS4	ZS1	ZS2	ZS3	ZS4	ZS1	ZS2	ZS3	ZS4	ZS1	ZS2	ZS3	ZS4
ANSYS	HEA280	0	-1,9	-6,1	-8,1	0	-2,4	-6,2	-10,1	-0,2	-1,9	-4,4	-6,3	0	-2,3	-4,5	-7,9
	HEA300	0	-1,7	-5,6	-7,3	0	-2,1	-5,7	-8,8	-0,2	-1,7	-4,0	-5,7	0	-1,9	-4,1	-6,8
	HEA320	0	-1,6	-5,6	-7,1	0	-1,8	-5,6	-8,4	-0,1	-1,4	-3,8	-5,2	0	-1,7	-3,8	-6,2
RFEM4	HEA280	0	-1,2	-3,8	-5,0	-	-	-	-	0	-1,1	-2,9	-4,1	-	-	-	-
	HEA300	0	-1,2	-3,5	-4,7	-	-	-	-	0	-1,1	-2,7	-3,9	-	-	-	-
	HEA320	0	-1,0	-3,4	-4,5	-	-	-	-	0	-1,0	-2,7	-3,7	-	-	-	-

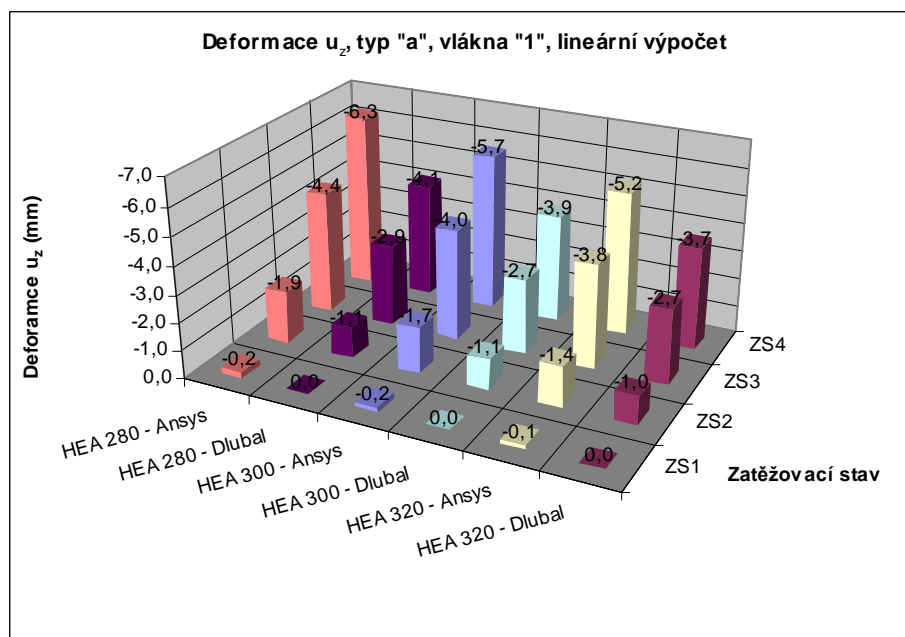
Tabulka 8 - Hodnoty deformací u_y a u_z pro střední podporu spojitého nosníku typu „a“.

Grafické zpracování hodnot lineárních vodorovných deformací u_y - rozhodují vlákna „8“ - je vykresleno v grafu 9.1, kde je vidět, jakým způsobem se podílí jednotlivé složky zatížení na celkové deformaci u_y . Vodorovná síla od příčeni (ZS3) se podílí celkově v průměru 76,5% (Ansys 77,1% a RFEM4 75,9%) a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) se podílí v průměru 23,5% (Ansys 22,9% a RFEM4 24,1%).



Graf 9.1 - Deformace u_y , podpora typ „a“, vlákna „8“, lineární výpočet.

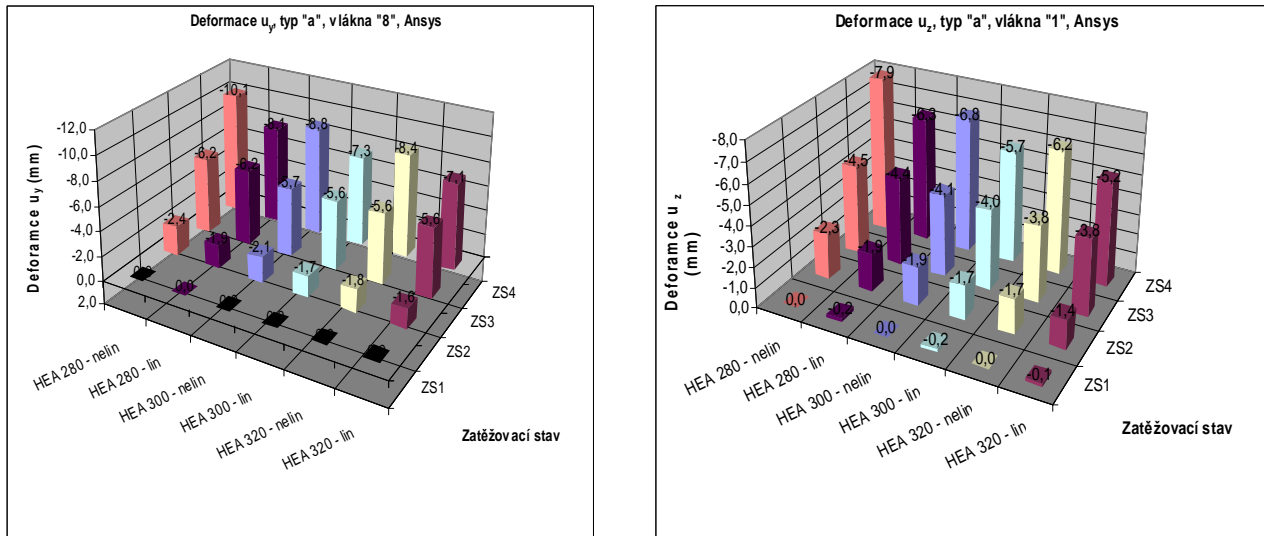
Grafické zpracování hodnot lineárních svislých deformací u_z - rozhodují vlákna „1“ - je vykresleno v grafu 9.2, kde vodorovná síla od příčeni (ZS3) se podílí v průměru 71,0% (Ansys 71,0% a RFEM4 71,0%) a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) se podílí v průměru 29,0% (Ansys 29,0% a RFEM4 29,0%).



Graf 9.2 - Deformace u_z , podpora typ „a“, vlákna „1“, lineární výpočet.

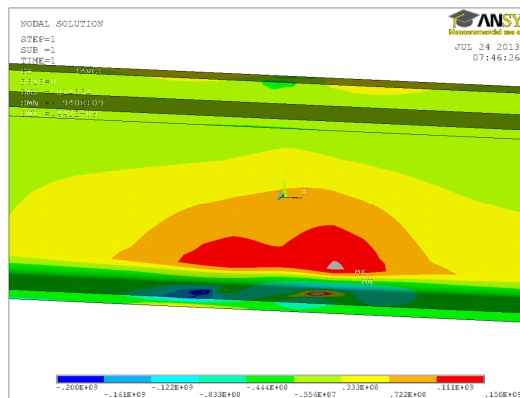
Hodnoty nelineárních deformací byly vypočteny programem Ansys a jejich grafické zpracování je vykresleno v grafu 9.3. U nelineárního výpočtu nelze vyjádřit příspěvek

jednotlivých složek zatížení na celkovou deformaci průřezu. Z výsledků bylo možné vyčíslit, že výsledná deformace nelineárního numerického výpočtu Ansys je v průměru o 21,6% (HEA 280 – 25,2%, HEA 300 – 20,8%, HEA 320 – 18,5%) vyšší než výsledná deformace u lineárního výpočtu a to jak pro hodnoty svislé tak i vodorovné deformace.

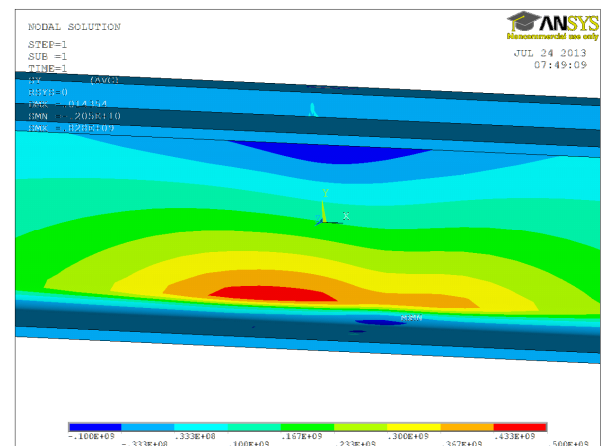
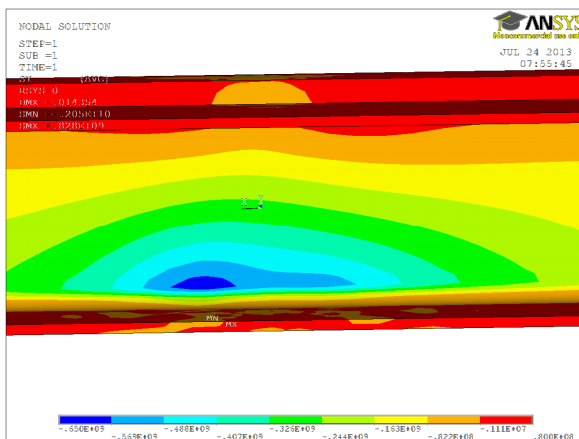


Graf 9.3 - Deformace u_y , u_z , podpora typ „a“, vlákna „1“ a „8“, Ansys - srovnání hodnot lineárního a nelineárního výpočtu.

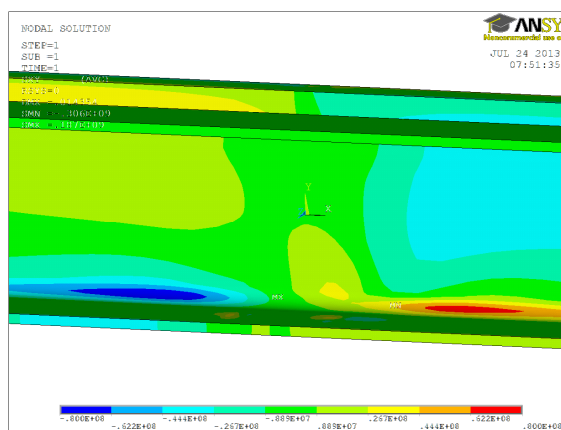
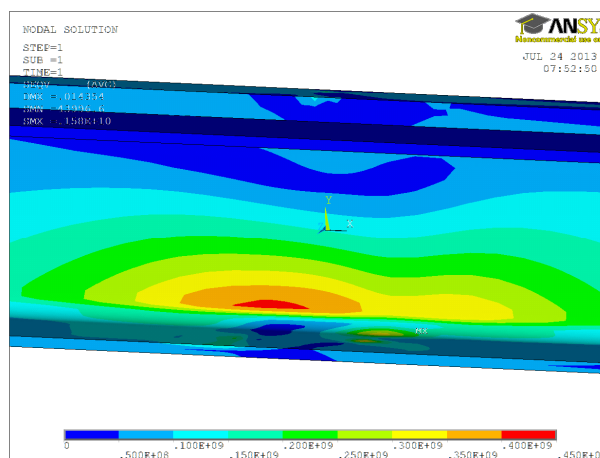
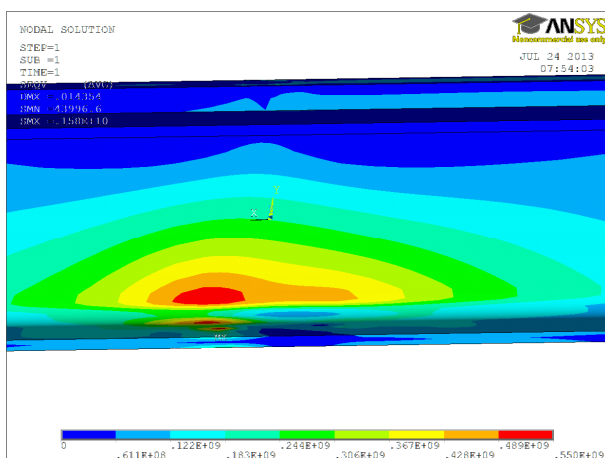
Stavy napětí $\Sigma\sigma_x$, $\Sigma\sigma_z$, $\Sigma\tau_{xz}$ a σ_{Misses} nad střední podporou pro konstrukční řešení typu „a“ bez podporových výztuh jsou zobrazeny na následujících obrázcích 9.6 až 9.9.



Obrázek 9.6 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „a“.



Obrázek 9.7 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, podpora typ „a“.

Obrázek 9.8 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, podpora typ „a“.Obrázek 9.9 - Napětí σ_{Misses} , podpora typ „a“.

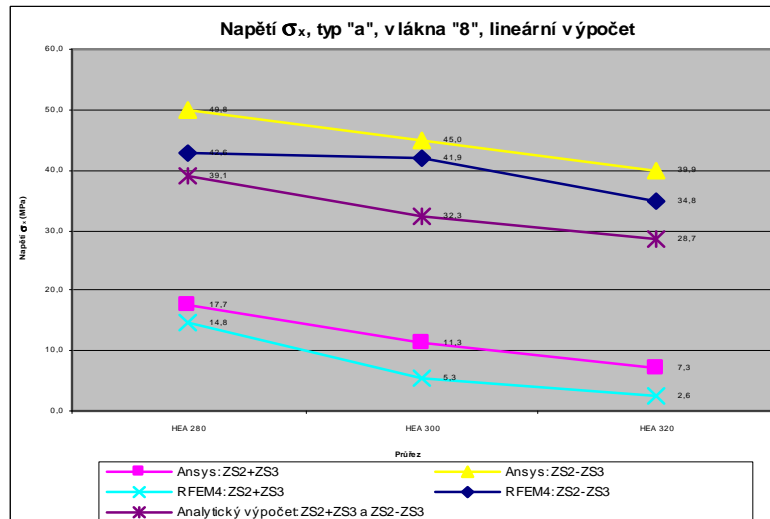
Hodnoty napětí jsou na obrázcích znázorněny spektrem barev a číselnou hodnotou v jednotkách napětí [Pa]. Rozhodující namáhání lze dle spektra barev očekávat ve spodní části stojiny průřezu včetně sledovaných vláken „10“ a „11“ a lokálně v místě šroubových přípoju nosníku na spodní pásnici průřezů. Sledování lokálního namáhání kolem otvorů pro šrouby není předmětem této práce.

Na obrázcích 9.7 se projevil lokální ohyb stojiny – **vlákna „10“ a „11“**. Ve vláknech „10“ na jedné straně stojiny je vyvozen tah, kdy napětí $\Sigma\sigma_z$ dosahuje u nelineárního výpočtu a průřezu HEA 320 hodnoty až 470,4 MPa. Ve vláknech „11“ na druhé straně stojiny je tlak, kdy napětí $\Sigma\sigma_z$ dosahuje u nelineárního výpočtu a průřezu HEA 320 hodnoty 547,5 MPa. Maximální srovnávací napětí je pak pro vlákna „11“ a nelineární výpočet rovno hodnotě 472,1 MPa. Ukázal se zde problém velmi rozdílných výsledků z analytického a numerického výpočtu. Řešení těchto rozdílných výsledků vyžaduje další studii ke zpřesnění analytických výpočtových vztahů spolu s experimentálním ověřením výsledků numerického modelu.

Přestože rozhodující namáhání probíhá v tomto případě ve spodní části průřezu, byla sledována napjatost také na horní pásnici - **vlákna „1“ a „8“** - z důvodu zjištění jednotlivých příspěvků uvažovaných excentricit zatížení na stav napětí. V grafu 9.4 jsou přehledně vykresleny hodnoty napětí $\Sigma\sigma_x$ v krajních vláknech horní pásnice z numerických lineárních výpočtů a analytického výpočtu. Napětí $\Sigma\sigma_z$ a $\Sigma\tau_{xz}$ jsou v krajních vláknech horní pásnice zanedbatelné, hodnoty se pohybují v intervalu $\{-2;2\}$ N/mm² a tedy srovnávací napětí σ_{Misses} je v podstatě rovno normálovému napětí $\Sigma\sigma_x$. Vyšetřeny byly všechny kombinace zatěžovacích stavů, které by mohly nastat. Kombinace zatěžovacích stavů č.2 (ZS2) a č.3 (ZS3) ZS2+ZS3 vzniká v případě,

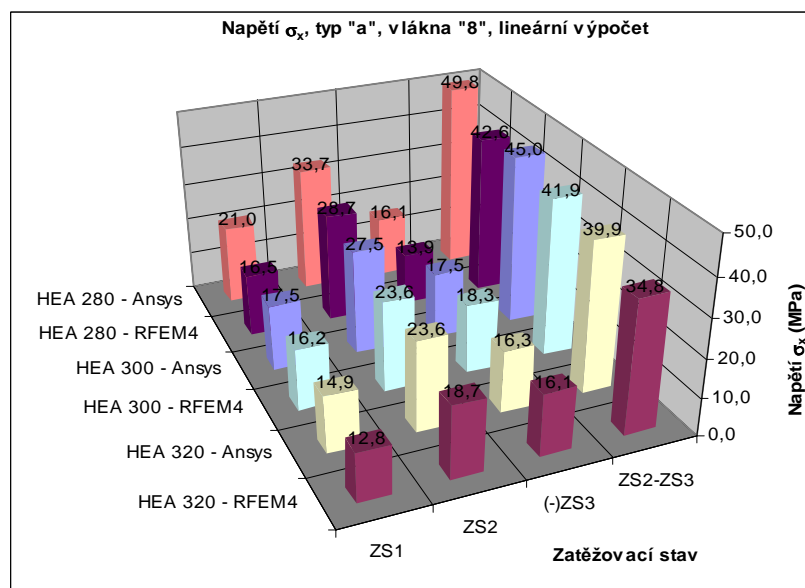
že vodorovná síla od přičení H_s je vnesena do kolejnice JD nákolkem kola jeřábu. Kombinace zatěžovacích stavů č.2 (ZS2) a č.3 (ZS3) ZS2-ZS3 byla uvažovaná pro případ, že vodorovná síla od přičení H_s je vnesena do kolejnice JD v interakci se svislou silou třením.

Extrém na horní pásnici od uvažovaného zatížení vznikl ve vláknech „8“ a pro kombinaci zatěžovacích stavů „ZS2-ZS3“. Křivka hodnot napětí $\Sigma\sigma_x$ z analytického výpočtu je v grafu zaznačena pouze jedna pro obě kombinace zatěžovacích stavů ZS2 a ZS3, protože velikost příspěvku od vodorovné síly získaný analytickým výpočtem je zanedbatelný a vykreslení křivek v grafu by nebylo přehledné. Hodnoty napětí z numerického výpočtu s uvažováním vlivu všech excentricit zatížení jsou v případě programu Ansys o 35,2% vyšší než z analytického výpočtu a v případě programu RFEM4 o 20,0% vyšší než z analytického výpočtu.



Graf 9.4 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, typ „a“, vlákna 8, lineární výpočet.

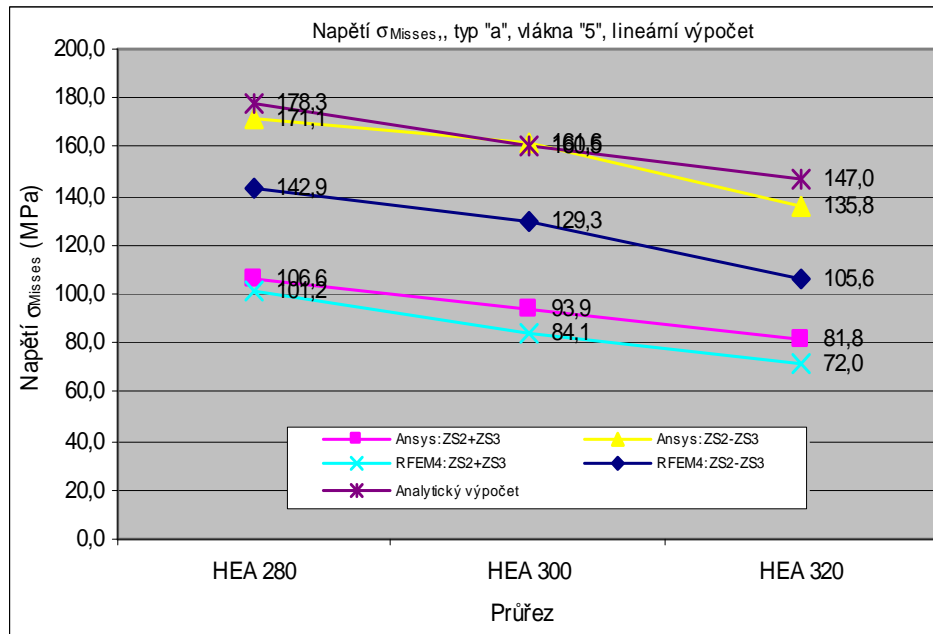
Grafické zpracování podílu jednotlivých zatěžovacích stavů na celkové hodnotě napětí $\Sigma\sigma_x$ ve vláknech „8“ je vykresleno v grafu 9.5. Vodorovná síla od přičení (ZS3) se podílí celkově v průměru 39,1% (Ansys 37,4% a RFEM4 40,9%) a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) se podílí v průměru 60,9% (Ansys 62,6%, RFEM4 59,1%). Podíl vlivu excentricity svislé síly a vlivu působení vodorovné síly z celkového namáhání je v průměru 61,2% (Ansys 60,5%, RFEM4 61,9%).



Graf 9.5 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, vliv zatěžovacích stavů, typ „a“, vlákna 8, lineární výpočet.

Dále byla sledována napjatost v horních vláknech stojiny průřezu - *vlákna „5“ a „9“*. Extrém v horních vláknech stojiny od uvažovaného zatížení vznikl ve vláknech „5“ a pro kombinaci zatěžovacích stavů „ZS2-ZS3“. Hodnoty jsou zaznačeny v grafu 9.5a .

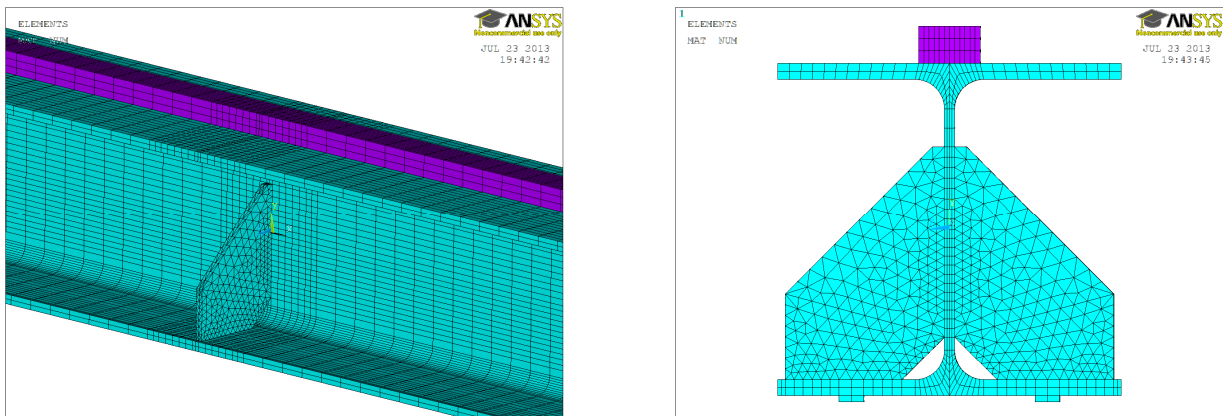
Výsledné hodnoty napětí nelineárního numerického výpočtu Ansys jsou vyšší než hodnoty napětí lineárního výpočtu, pro vlákna stojiny jsou vyšší až o 25%.



Graf 9.5a - Napětí σ_{Misses} , typ „a“, vlákna 5, lineární výpočet.

9.3. Konstrukční řešení s podporovými výztuhami – typ „b“

Model řešení průřezu nad střední podporou typu „b“ s částečnými podporovými výztuhami je na obrázku 9.10. Chování průřezu nad podporou se liší od deformací průřezu u konstrukčního řešení bez podporových výztuh. Tvar spodní části průřezu zůstává zachován, nedochází k lokálnímu ohybu stojiny ve spodní části průřezu.



Obrázek 9.10 - Model řešení nad podporou typ „b“.

Hodnoty svislých i vodorovných deformací na horní pásnici průřezu jsou vypsány v tabulce č.9. Pro hodnoty u_y opět rozhodují vlákna „8“, pro hodnoty u_z rozhodují vlákna „1“. U tohoto konstrukčního uspořádání rozhodují svislé deformace. Maximální svislý průhyb od kombinace svislého i vodorovného zatížení s uvažováním excentricit k oběma osám průřezu „y“ a „z“ je pro

průřez HEA 280 a nelineární výpočet roven 2,8 mm. Porovnáním získané hodnoty s mezním svislým průhybem nosníku v poli je deformace pro všechny 3 velikosti průřezu vyhovující:

$$u_{y,HEA280} = 2,8 \text{ mm} < u_{mez} = L / 600 = 6000 / 600 = 10,0 \text{ mm.}$$

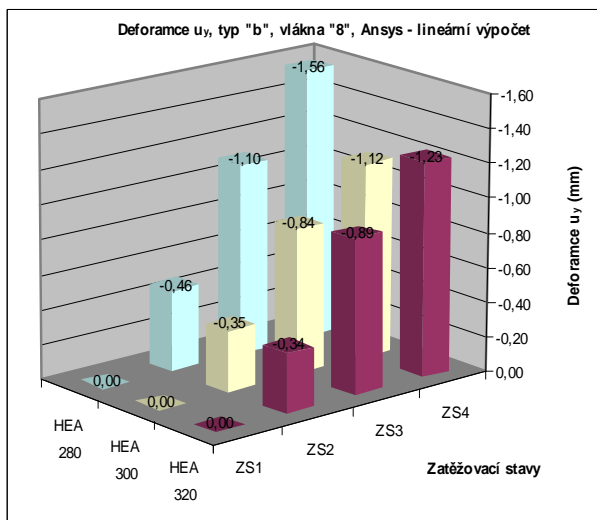
Celkově jsou hodnoty deformací malé a v případě tohoto konstrukčního řešení nerozhodují. Z toho důvodu také nebyly prováděny nelineární výpočty pro všechny zatěžovací stavy.

	Deformace u_y [mm] – vlákna „8“								Deformace u_z [mm] – vlákna „1“							
	Lineární výpočet				Nelineární výpočet				Lineární výpočet				Nelineární výpočet			
	ZS1	ZS2	ZS3	ZS4	ZS1	ZS2	ZS3	ZS4	ZS1	ZS2	ZS3	ZS4	ZS1	ZS2	ZS3	ZS4
HEA 280	0	-0,46	-1,10	-1,56	-	-	-	-2,02	-0,14	-0,92	-1,38	-2,31	-	-	-	-2,79
HEA 300	0	-0,35	-0,84	-1,12	-	-	-0,75	-1,41	-0,11	-0,76	-1,13	-1,74	-	-	-0,93	-2,15
HEA 320	0	-0,34	-0,89	-1,24	-	-	-	-1,40	-0,09	-0,69	-1,11	-1,61	-	-	-	-1,99

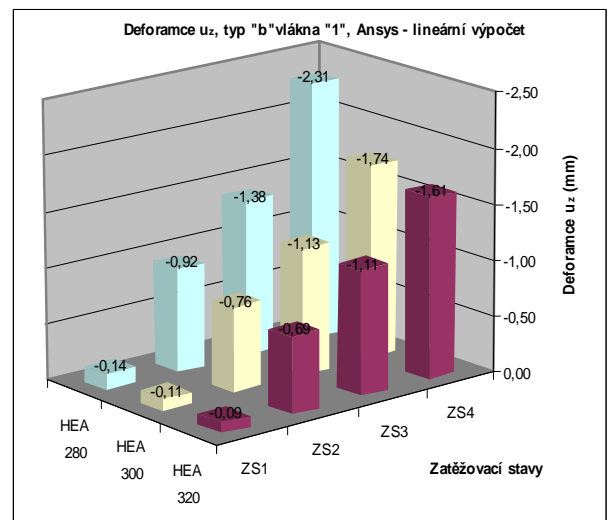
Tabulka 9 - Hodnoty deformací u_y a u_z pro střední podporu typ „b“.

Grafické zpracování hodnot lineárních vodorovných deformací u_y (rozhodují vlákna „8“) je vykresleno v grafu 9.6, kde je vidět, jakým způsobem se podílí jednotlivé složky zatížení na celkové deformaci u_y . Vodorovná síla od přičení (ZS3) se podílí celkově v průměru 72,4% (HEA 280 – 70,4%, HEA 300 – 75,0%, HEA 320 – 71,8%) a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) se podílí v průměru 27,6%.

Grafické zpracování hodnot lineárních svislých deformací u_z (rozhodují vlákna „1“) je vykresleno v grafu č.9.7, kde vodorovná síla od přičení (ZS3) se podílí v průměru 64,6% (HEA 280 – 60,0%, HEA 300 – 65,0%, HEA 320 – 68,9%) a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) se podílí v průměru 35,4%.



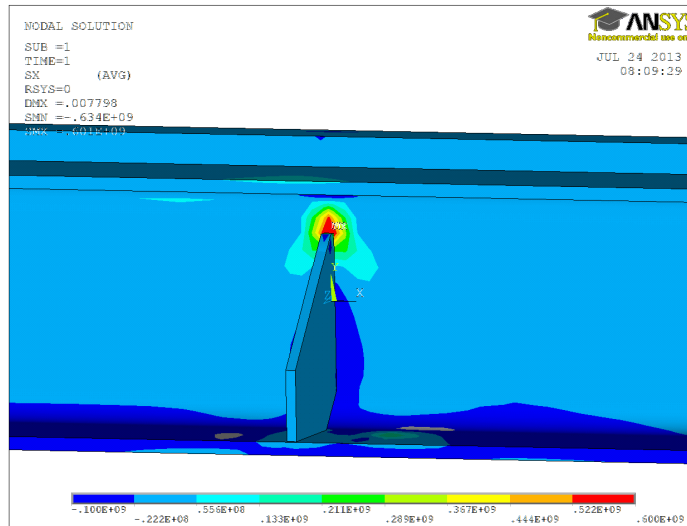
Graf 9.6 - Deformace u_y , podpora typ „b“, vlákna „8“, lineární výpočet.



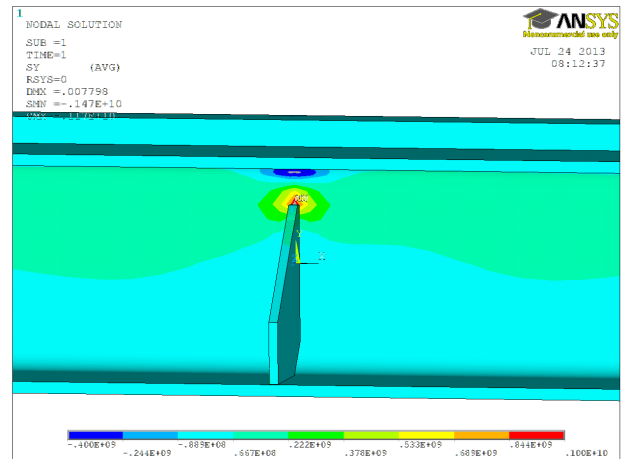
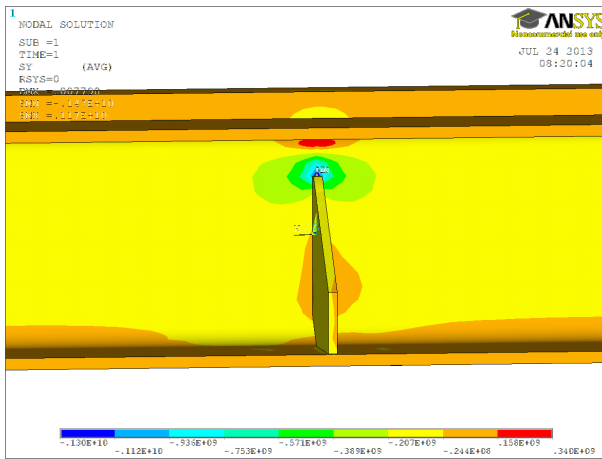
Graf 9.7 - Deformace u_z , podpora typ „b“, vlákna „1“, lineární výpočet.

Výsledné hodnoty deformací nelineárního numerického výpočtu Ansys jsou u svislé deformace u_z v průměru o 22,6% (HEA 280 – 20,8%, HEA 300 – 23,6%, HEA 320 – 23,6%) vyšší a u vodorovné deformace u_y v průměru o 22,8% (HEA 280 – 29,5%, HEA 300 – 25,9%, HEA 320 – 12,9%) vyšší než výsledné deformace lineárního výpočtu.

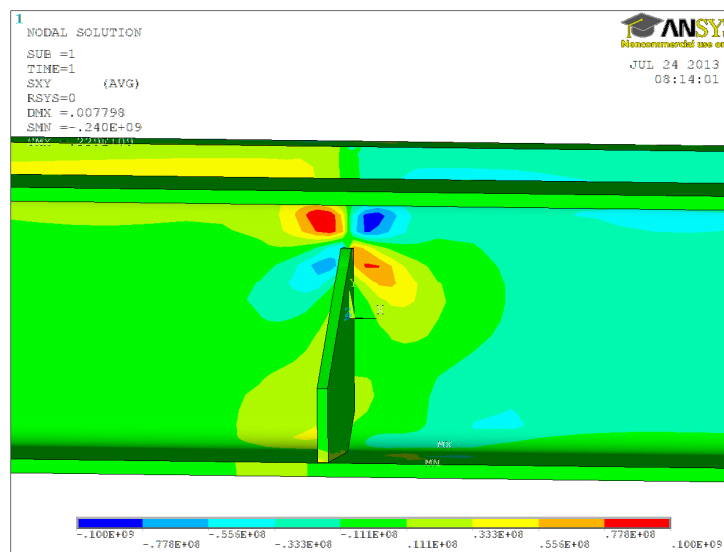
Stavy napětí $\Sigma\sigma_x$, $\Sigma\sigma_z$, $\Sigma\tau_{xz}$ a σ_{Misses} nad střední podporou spojitého nosníku pro konstrukční řešení s částečnými podporovými výztuhami (typ „b“) jsou zobrazeny na následujících obrázcích 9.11 až č.9.14.



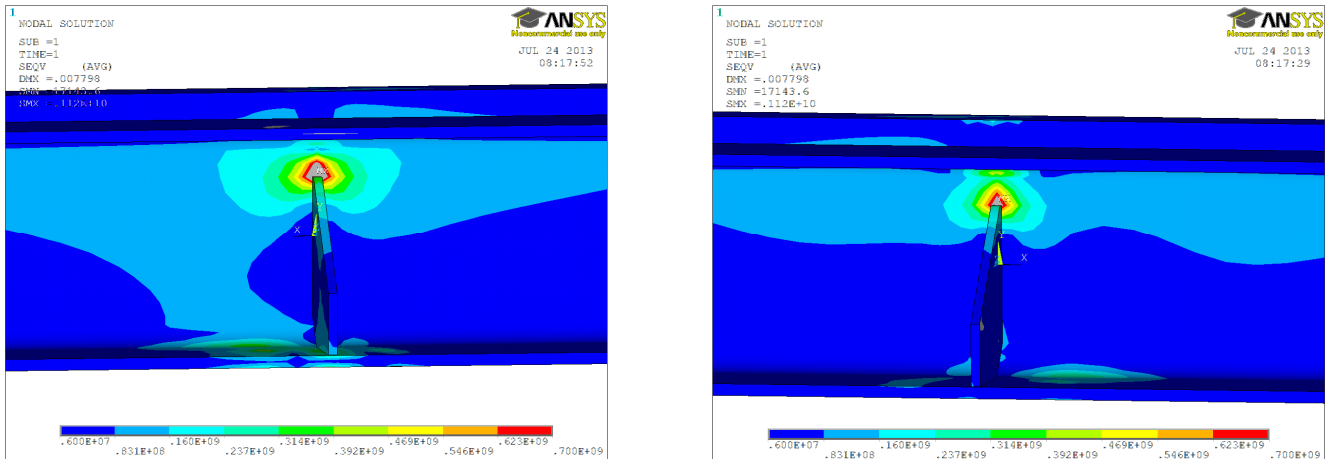
Obrázek 9.11 - Napětí $\Sigma\sigma_x$.



Obrázek 9.12 - Napětí $\Sigma\sigma_z$.

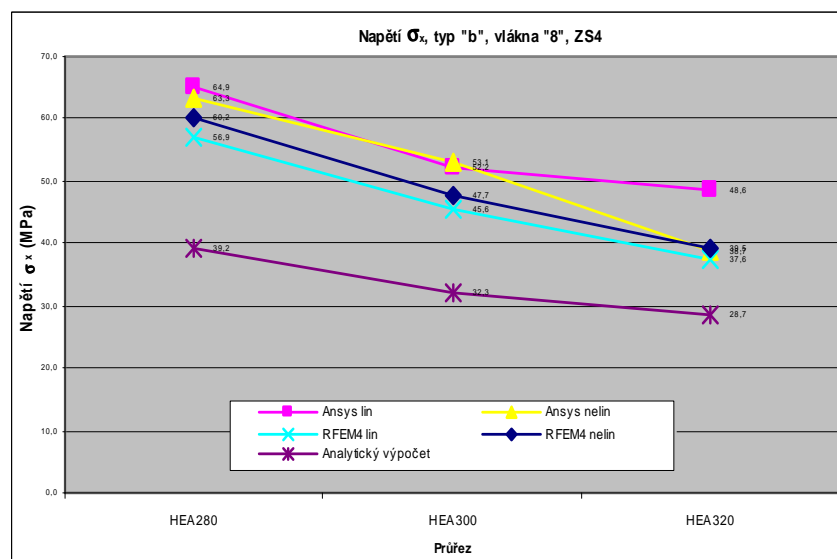


Obrázek 9.13 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$.

Obrázek 9.14 - Napětí σ_{Misses} .

Rozhodující účinky v tomto sledovaném případě se odehrávají v horní části stojiny průřezu.

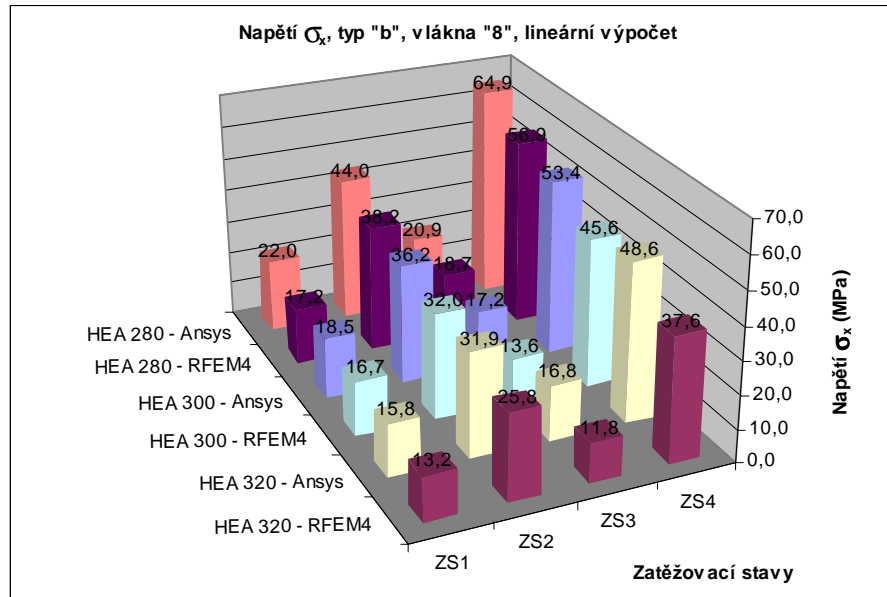
Opět byl sledován stav napětí v krajních vláknech horní pásnice - *vlákna „1“ a „8“* - na průřezích HEA 280, HEA 300 a HEA 320 z důvodu zjištění jednotlivých příspěvků uvažovaných excentricit zatížení. V grafu 9.8 jsou přehledně vykresleny hodnoty napětí $\Sigma\sigma_x$ v krajních vláknech horní pásnice z numerických lineárních výpočtů a analytického výpočtu. Napětí $\Sigma\sigma_z$ a $\Sigma\tau_{xz}$ jsou v krajních vláknech horní pásnice zanedbatelné, hodnoty se pohybují v intervalu $\{-2;2\}$ MPa a tedy srovnávací napětí σ_{Misses} je v podstatě rovno normálovému napětí $\Sigma\sigma_x$ a není již znovu graficky zobrazováno. Vyšetřeny byly opět všechny kombinace zatěžovacích stavů, které by mohly nastat. Extrém na horní pásnici od uvažovaného zatížení vznikl ve vláknech „8“ a pro zatěžovací stav $ZS4 = ZS2 + ZS3$, to je vodorovná síla od příčení H_s je vnesena do kolejnice JD nákolkem kola jeřábu. Kombinace zatěžovacích stavů č.2 (ZS2) a č.3 (ZS3) „ZS2-ZS3“ v případě podpory typu „b“ nerozhoduje, protože ve vláknech č.8 vzniká jak od zatěžovacího stavu ZS2 tak od zatěžovacího stavu ZS3 tah.

Graf 9.8 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „b“, vlákna „8“, ZS4.

Hodnoty napětí $\Sigma\sigma_x$ z numerického výpočtu ukázaly, že s uvažováním vlivu všech excentricit zatížení jsou v případě programu Ansys minimálně o 34,7% vyšší než z analytického výpočtu a v případě programu RFEM4 minimálně o 27,6% vyšší než z analytického výpočtu. Dále hodnoty

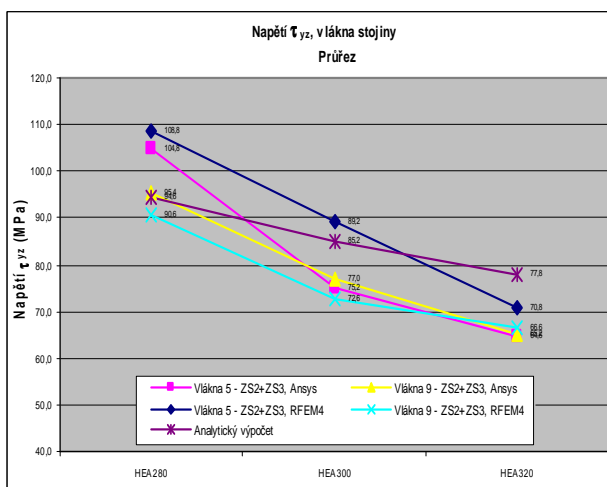
napětí z numerického výpočtu a výše uvedené obrázky napjatosti nad podporou ukazují, že krajní vlákna horní pásnice nejsou pro návrh v řezu nad střední podporou rozhodující.

Grafické zpracování podílu jednotlivých zatěžovacích stavů na celkové hodnotě napětí $\Sigma\sigma_x$ ve vláknech „8“ je vykresleno v grafu 9.9. Vodorovná síla od příčeni (ZS3) se podílí celkově v průměru 32,2% (Ansys 33,0% a RFEM4 31,4%) a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) se podílí v průměru 67,8% (Ansys 67,0%, RFEM4 68,6%). Podíl dohromady vlivu excentricity svislé síly a vlivu působení vodorovné síly z celkového namáhání je v průměru 66,1% (Ansys 66,3%, RFEM4 66,0%).

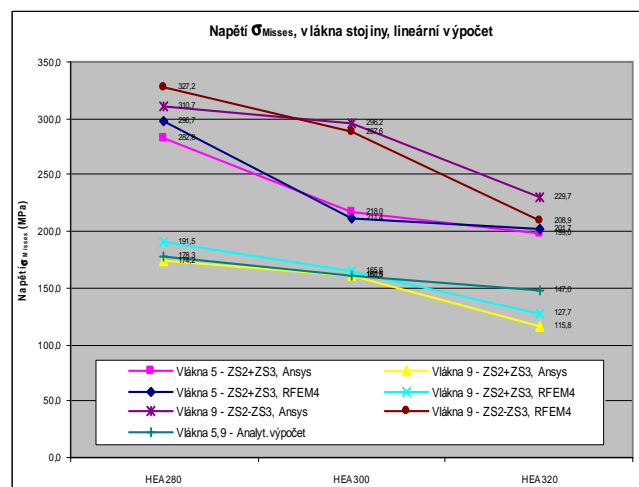


Graf 9.9 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „b“, vlákna 8.

Dále byla sledována napjatost v rozhodujících horních vláknech stojiny – vlákna „5“ a „9“ – válcovaných průřezů HEA 280, HEA 300 a HEA 320 zejména na numerickém modelu Ansys z důvodu drobnějšího dělení sítě. Výsledky ukázaly, že rozdíly ve stavu napětí na stojině mezi lineárním a nelineárním výpočtem na numerickém modelu jsou malé a to v řádu jednotek MPa. Proto jsou pro zobrazení opět zvoleny hodnoty lineárního výpočtu, což umožnilo provést všechny kombinace zatěžovacích stavů. Hodnoty smykového napětí $\Sigma\tau_{xz}$ jsou zobrazeny v grafu 9.10 a hodnoty napětí σ_{Misses} jsou zobrazeny v grafu 9.11.



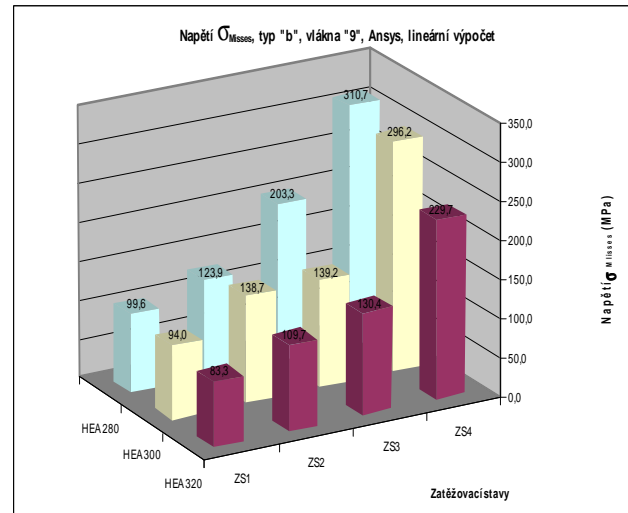
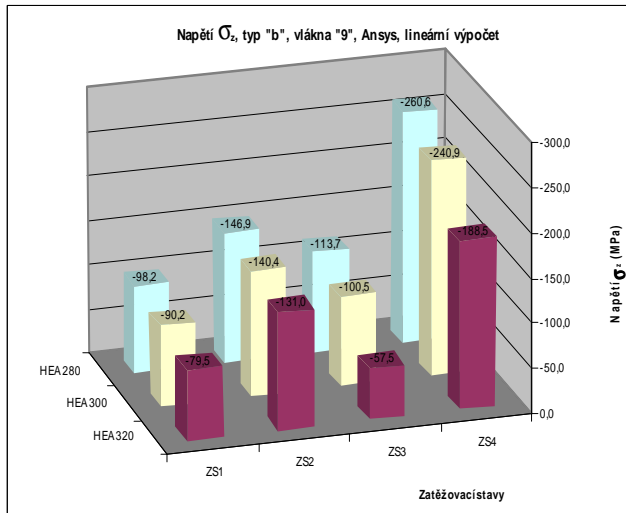
Graf 9.10 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, typ „b“, vlákna 5 a 9.



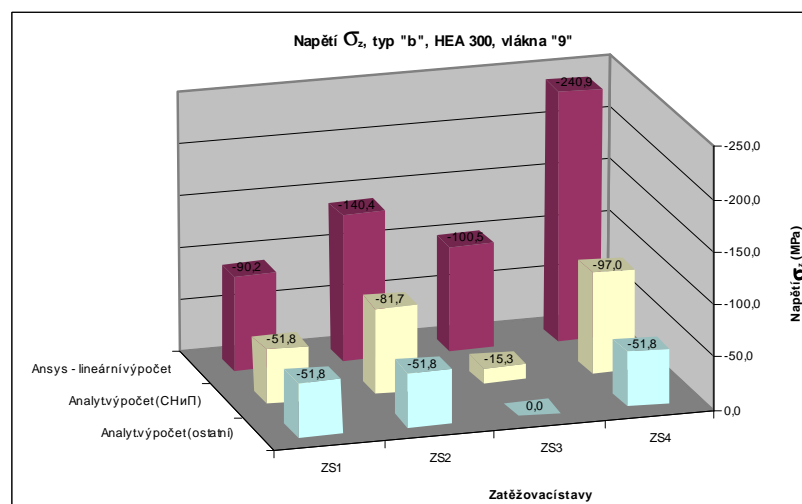
Graf 9.11 - Napětí σ_{Misses} , typ „b“, vlákna 5 a 9.

Hodnoty napětí σ_{Misses} z numerického výpočtu jsou pro rozhodující kombinaci, pro kombinace ZS2+(-ZS3), o 56-79% vyšší než hodnoty z analytického výpočtu a zároveň jsou pro průřez HEA 280 a HEA 300 vyšší než je jmenovitá hodnota meze kluzu materiálu S235.

Jakým způsobem se podílí jednotlivé zatěžovací stavy na celkovém napětí $\Sigma\sigma_z$ a σ_{Misses} je vykresleno v grafu 9.12 a 9.13. U napětí $\Sigma\sigma_z$ mělo namáhání od vodorovných příčných sil (ZS3) velký rozptyl, tvoří od 30,5% do 43,6% z celkového namáhání (ZS4).

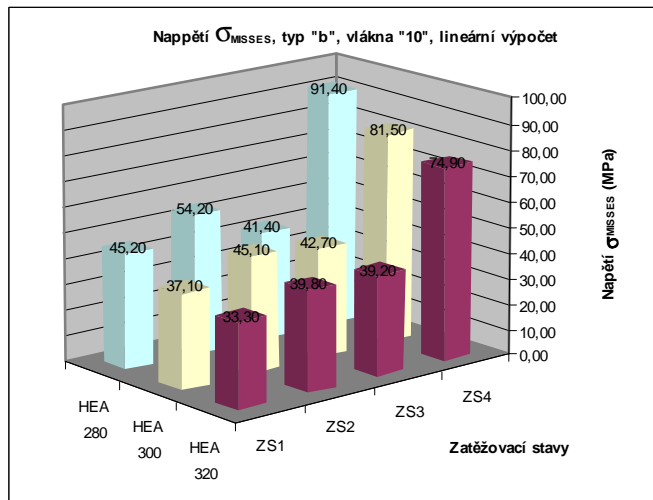
Graf 9.12 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, typ „b“, vlákna 9.Graf 9.13 - Napětí σ_{Misses} , typ „b“, vlákna 9.

Porovnání hodnot napětí $\Sigma\sigma_z$ ve vláknech „9“ získaných numerickým výpočtem a dostupnými analytickými výpočty je provedeno pro rozhodný profil HEA 300 v grafu 9.14. Z něj je patrný výrazný rozdíl mezi hodnotami z numerického výpočtu a z analytických výpočtů. Pro analytický výpočet $\Sigma\sigma_z$ ve vláknech „5“ a „9“ včetně zahrnutí působení příčné vodorovné síly H_s byl použit výpočetní vztah č.5.22, viz. kapitola č.5.3.3.5. V grafu jsou také uvedeny hodnoty dostupného standardního analytického výpočtu, kde tedy je vyčísleno pouze lokální svislé centrické tlakové zatížení (ZS1). Lokální ohybové napětí v důsledku excentricit nebylo možné vyčísřit.

Graf 9.14 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, typ „b“, vlákna 9.

Co se týká spodních vláken stojiny - vlákna „10“ a „11“ - obrázky 9.11 až 9.14 stavu napětí ukázaly, že situace ve spodní části stojiny není u konstrukčního řešení typu „b“ rozhodující. Hodnoty napětí σ_{Misses} pro rozhodující vlákna „10“ a všechny 3 velikosti průřezu jsou zakresleny

v grafu 9.15. Hodnoty napětí jsou vyhovující. Z grafu je opět patrný vliv jednotlivých složek zatížení a excentricit na celkové napětí. Na napětí σ_{Misses} má namáhání od vodorovných příčných sil (ZS3) vliv od 45,3% do 52,3% z celkového namáhání (ZS4).

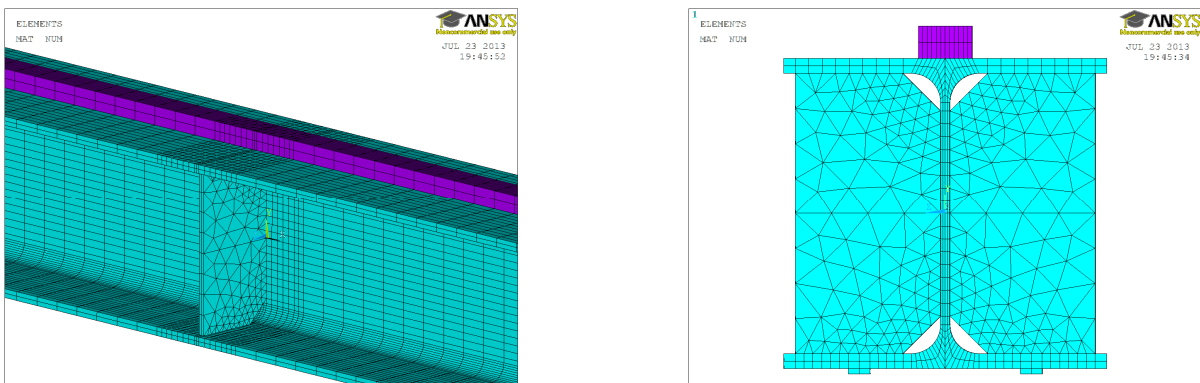


Graf 9.15 - Napětí σ_{Misses} , typ „b“, vlákna „10“, Ansys.

Dále je z obrázků 9.11 až 9.14 vidět extrémní koncentrace napětí na stojině v místě horní hrany ukončení výztužného žebra. Hodnoty napětí jsou v grafech znázorněny opět spektrem barev a číselnou hodnotou v jednotkách napětí [Pa]. Maximální srovnávací napětí σ_{Misses} se s uvážením lineárně pružného materiálového modelu v tomto místě pohybuje v rozmezí 623-700 MPa. Na jedné straně stojiny je napětí $\Sigma\sigma_z$ ve směru osy „z“ tahové a na druhé straně stojiny tlakové, dochází zde k lokálnímu ohybu stojiny. Tato napětí ve skutečnosti nebudou dosahovat tak vysokých hodnot. Vlivem zplastizování materiálu v oblasti napojení výztuhy ke stojině dojde k redistribuci napětí. Zároveň budou tato napětí snížena vlivem příznivého provedení svarů v této oblasti, v modelu nebylo se svary uvažováno. Bližší studie tohoto místa průřezu nebyla předmětem práce.

9.4. Konstrukční řešení s podporovými výztuhami – typ „c“

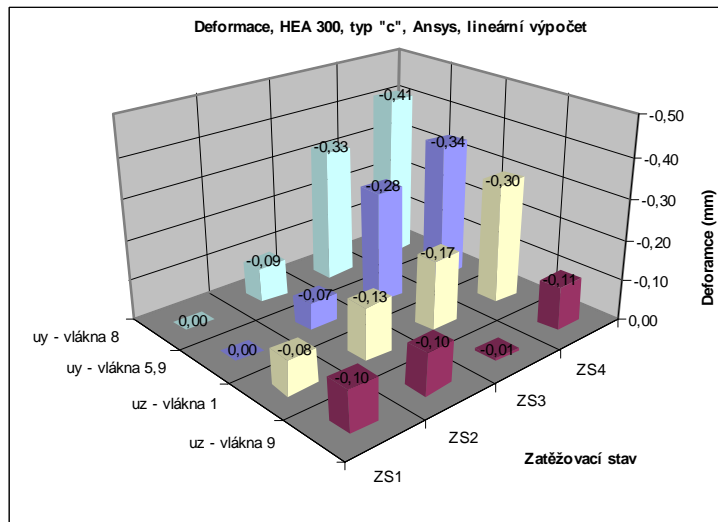
Model řešení průřezu nad střední podporou spojitého nosníku typu „c“ s podporovými výztuhami na celou výšku průřezu je na obrázku 9.15.



Obrázek 9.15 - Model konstrukčního řešení nad podporou typu „c“.

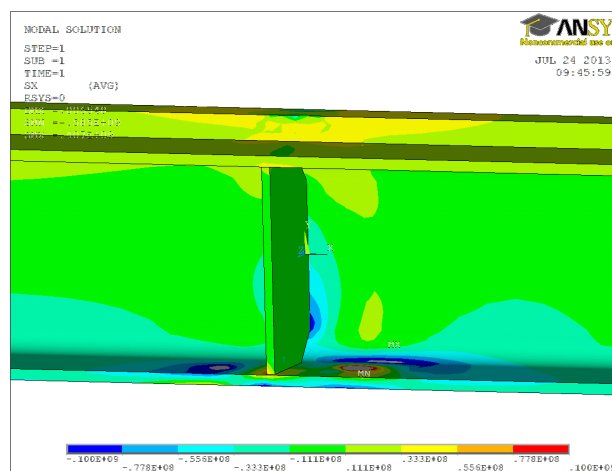
Hodnoty svislých i vodorovných deformací na horní pásnici průřezu jsou zanedbatelné, pohybují se v hodnotách do 1,0 mm. Porovnáním získaných hodnot s mezním svislým a vodorovným průhybem nosníku v poli je deformace pro všechny 3 velikosti průřezu vyhovující. Vzhledem k nízkým hodnotám byl sledován vliv jednotlivých složek zatížení na celkovou

deformaci pouze u profilu HEA 300 a je zobrazen v grafu 9.16. U vodorovných deformací u_y tvoří příspěvek zatěžovacího stavu ZS3 z celkového zatížení 78,9% pro krajní vlákna horní pásnice a 80,5% pro vlákna 5 a 9 na stojně.

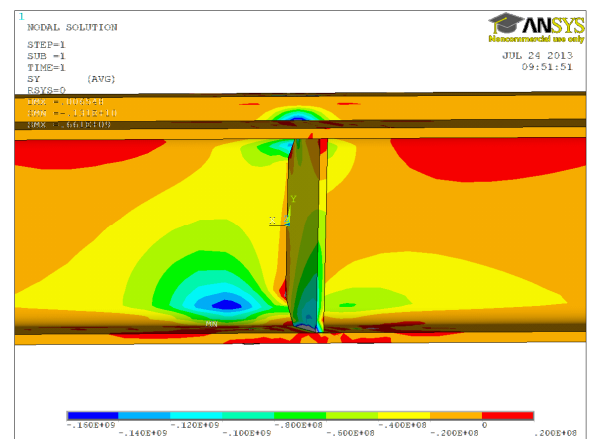
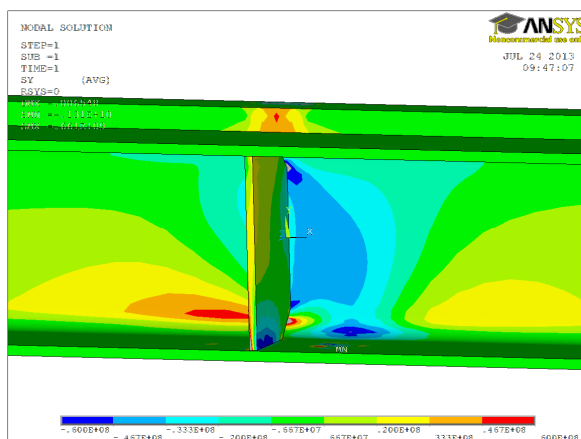


Graf 9.16 - Deformace, typ „c“, HEA 300, lineární výpočet.

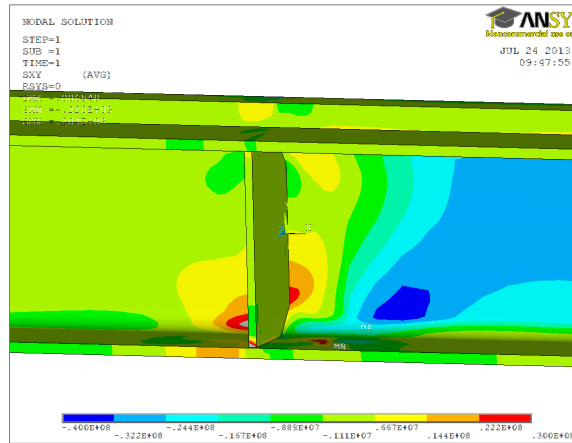
Stavy napětí $\Sigma\sigma_x$, $\Sigma\sigma_z$, $\Sigma\tau_{xz}$ a σ_{Misses} nad podporou pro konstrukční řešení s podporovými výztuhami na celou výšku průřezu (typ „c“) jsou vykresleny na následujících obrázcích.



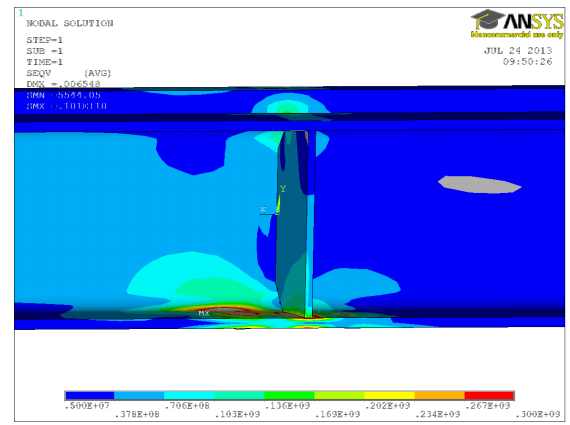
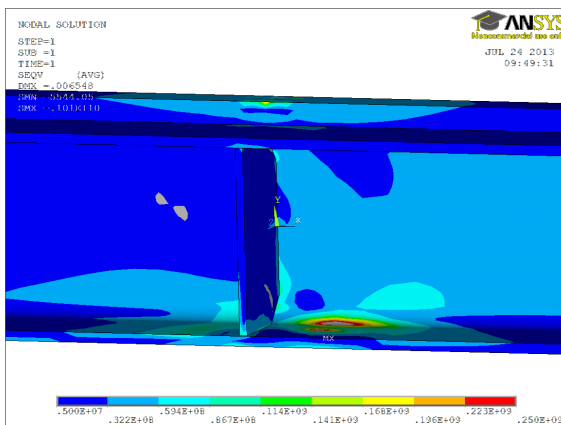
Obrázek 9.16 - Napětí $\Sigma\sigma_x$.



Obrázek 9.17 - Napětí $\Sigma\sigma_z$.

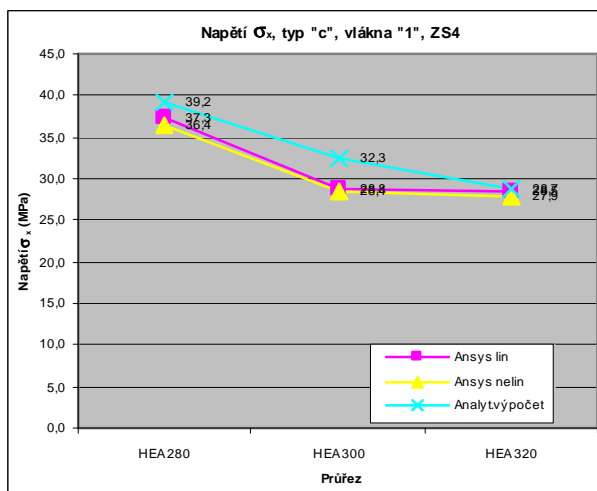


Obrázek 9.18 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$.

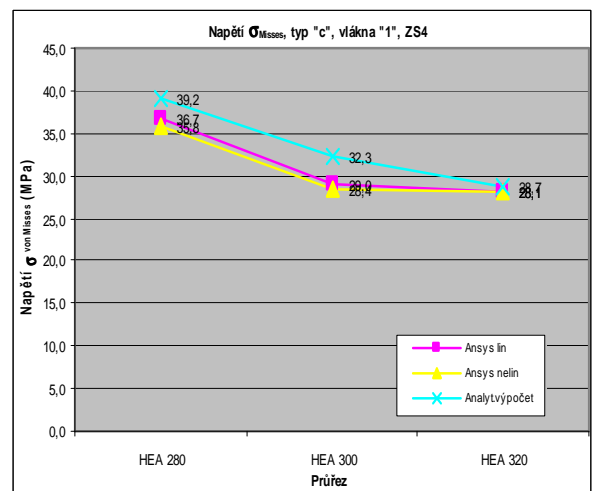


Obrázek 9.19 - Napětí σ_{Misses} .

Obrázky napětí 9.16 až 9.19 ukázaly, že rozhodující místa v tomto případě jsou vlákna „5“ a „9“ na stojině pod horní pásnicí průřezu, spodní vlákna stojiny v příčném řezu nosníku v místě připojovacích šroubů ložiska a lokální namáhání kolem otvorů připojovacích šroubů (není předmětem práce). V následujících grafech je zachycen stav napětí v krajních vláknech „1“ a „8“ horní pásnice, ve vláknech „5“ a „9“ stojiny a vláknech „10“ a „11“ stojiny průřezu.



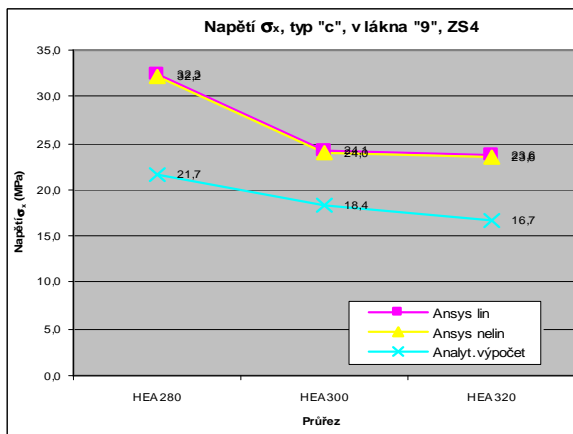
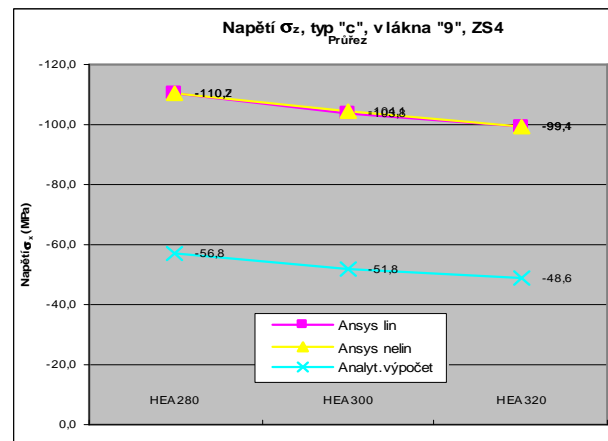
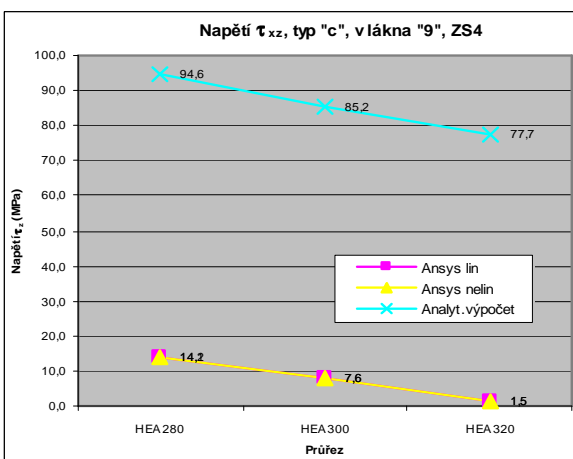
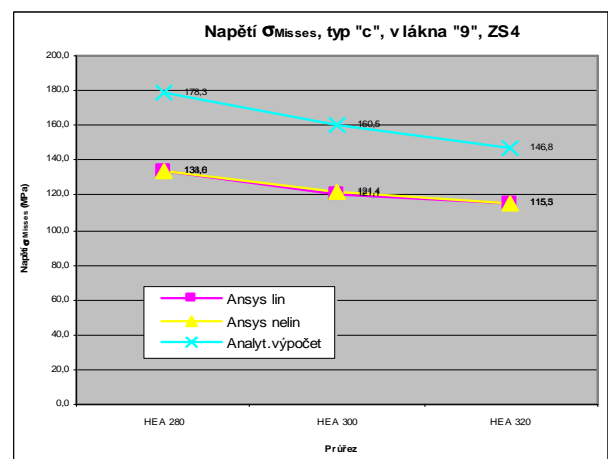
Graf 9.17 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, typ „c“, vlákna 1.



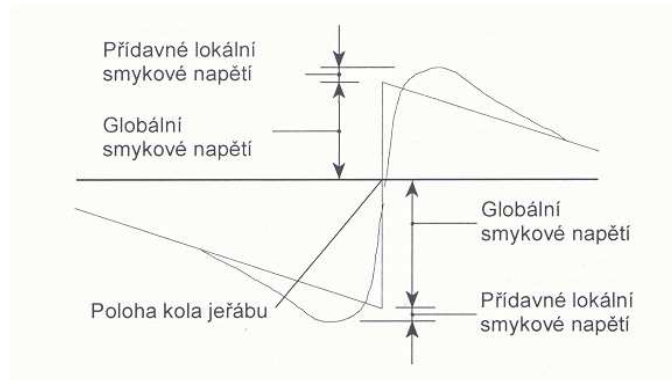
Graf 9.18 - Napětí σ_{Misses} , typ „c“, vlákna 1

Extrém v krajních vláknech horní pásnice – vlákna „1“ a „8“ - od uvažovaného zatížení vznikl ve vláknech „1“. Srovnání napětí $\Sigma\sigma_x$ je zobrazeno v grafu 9.17. Napětí $\Sigma\sigma_z$ a $\Sigma\tau_{xz}$ jsou v krajních vláknech horní pásnice zanedbatelné, hodnoty se pohybují v intervalu $\{-2;2\}$ N/mm². Opět srovnávací napětí σ_{Misses} je rovno normálovému napětí $\Sigma\sigma_x$, jak je zobrazeno v grafu 9.18. Sice napětí v těchto vláknech není rozhodující, nicméně graf potvrdil, že hodnoty z numerického modelu jsou s malou odchylkou shodné s hodnotami z analytického výpočtu.

Dále byla sledována napjatost v horních vláknech stojiny – vlákna „5“ a „9“ - válcovaných průřezů HEA 280, HEA 300 a HEA 320. Výsledky ukázaly, že rozdíly ve stavu napětí u konstrukčního řešení typu „c“ mezi lineárním a nelineárním výpočtem jsou z důvodu stabilizace stojiny příčnými výztuhami po celé její výšce velmi malé, nižší než u předchozích dvou typů konstrukčního řešení, a to v intervalu $[-1;1]$ MPa. Srovnání napětí $\Sigma\sigma_x$ pro rozhodující vlákna „9“ je zobrazeno v grafu 9.19, srovnání napětí $\Sigma\sigma_z$ je zobrazeno v grafu 9.20, srovnání smykového napětí $\Sigma\tau_{xz}$ je zobrazeno v grafu 9.21 a srovnání napětí σ_{Misses} je zobrazeno v grafu 9.22.

Graf 9.19 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, typ „c“, vlákna 9.Graf 9.20 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, typ „c“, vlákna 9.Graf 9.21 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, typ „c“, vlákna 9.Graf 9.22 - Napětí σ_{Misses} , typ „c“, vlákna 9.

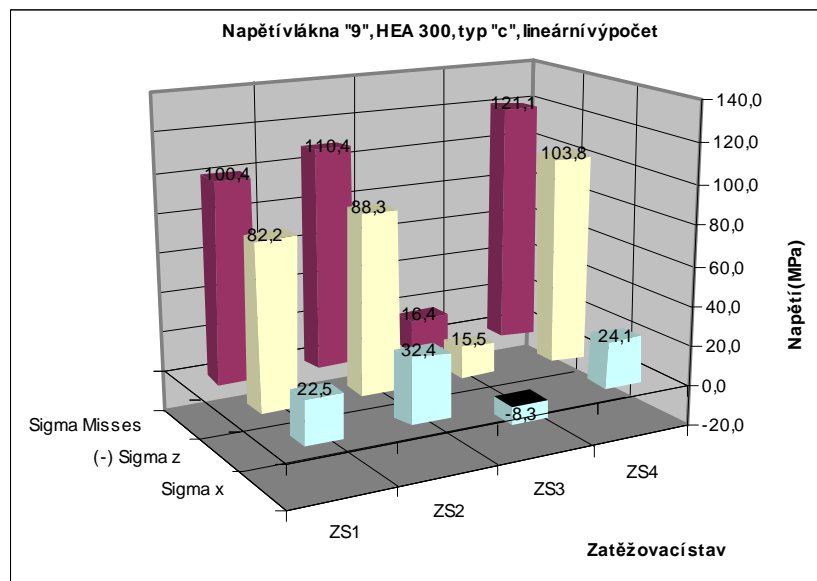
Hodnoty napětí $\Sigma\sigma_x$ z numerického modelu jsou vlivem excentricit zatížení o 31%-49% vyšší, než z analytického výpočtu. Taktéž lokální tlaková napětí $\Sigma\sigma_z$ z numerického modelu jsou vlivem excentricit zatížení podstatně vyšší než z analytického výpočtu. Proti tomu hodnoty napětí $\Sigma\tau_{xz}$ z numerického modelu jsou podstatně nižší než hodnoty z analytického výpočtu a tím lépe odpovídají průběhu lokálního a celkového smykového napětí od kolového zatížení pod kolem jeřábu, jak je zakreslen na obrázku 9.20.



Obrázek 9.20 - Lokální a celková smyková napětí od kolového zatížení.

Z grafu 9.22 je vidět, že pro všechny tři uvažované průřezy ve vláknech č.5 a č.9 je srovnávací napětí σ_{Misses} menší než hodnota jmenovité meze kluzu f_y materiálu S235. Výsledné hodnoty napětí σ_{Misses} z analytického výpočtu jsou ale ovlivněné velikostí hodnoty smykového napětí a jsou o 21,5%-25,0% vyšší než hodnoty z numerického výpočtu.

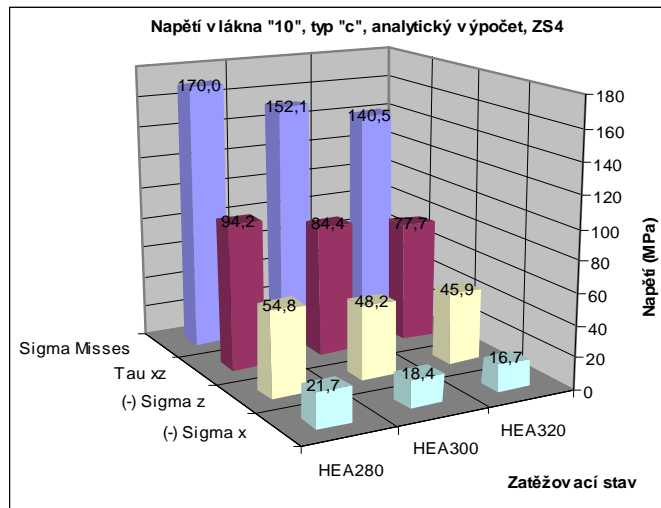
Jakým způsobem se podílí jednotlivé zatěžovací stavy na stavu napětí $\Sigma\sigma_x$, $\Sigma\sigma_z$ a σ_{Misses} ve vláknech „9“ pro průřez HEA 300 je vykresleno v grafu 9.23. Uvažováním vlivu excentricit působení svislého i vodorovného zatížení od jeřábu u numerického výpočtu vyšlo srovnávací napětí σ_{Misses} o 20,6% procent vyšší než bez uvažování excentrického působení.



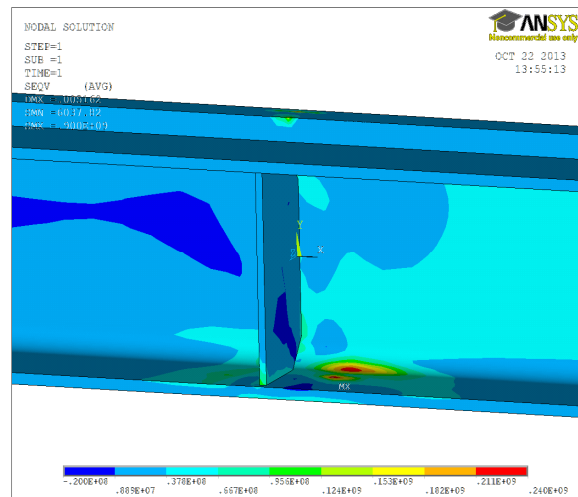
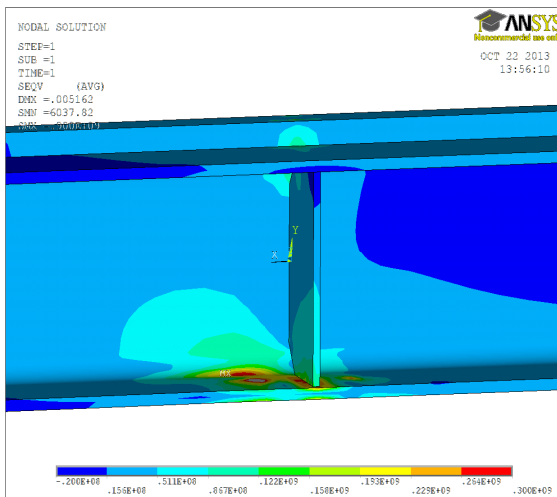
Graf 9.23 - Napětí ve vláknech „9“, HEA 300, typ „c“.

Hodnoty napětí ve spodních vláknech stojiny - **vlákna „10“ a „11“** - získané analytickým výpočtem jsou uvedeny v grafu 9.24 a jsou pro všechny tři sledované průřezy nižší než je jmenovitá mez kluzu f_y materiálu S235.

Co se týká napětí ve spodní části stojiny v příčném řezu v místě připojovacích šroubů, obrázky 9.16 až 9.19 ukázaly, že u konstrukčního řešení typu „c“ je toto místo rozhodující. V tomto řezu nebyla definovaná žádná vlákna ke sledování. Z barevného spektra napětí na obrázcích vyplývá, že napětí σ_{Misses} pro průřez HEA 280 dosahuje v tomto místě hodnot z intervalu 250-300 MPa, tedy hodnot, které jsou větší než je jmenovitá mez kluzu f_y materiálu S235. Taktéž je to patrné z obrázku 9.21, kde je vykresleno napětí σ_{Misses} pro průřez HEA 300 nad střední podporou. Problematika napjatosti v tomto místě by vyžadovala další studii.



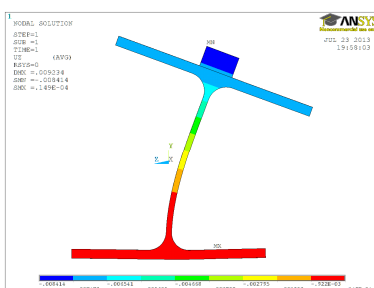
Graf 9.24 - Napětí ve vláknech „10“, typ „c“, ZS4, analytický výpočet.



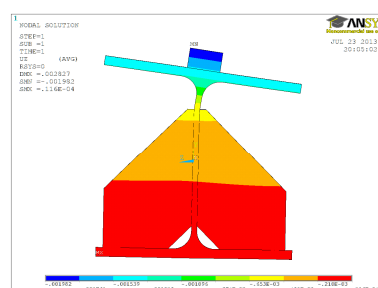
Obrázek 9.21 - Napětí σ_{Misses} , HEA 300.

9.5. Vyhodnocení deformací

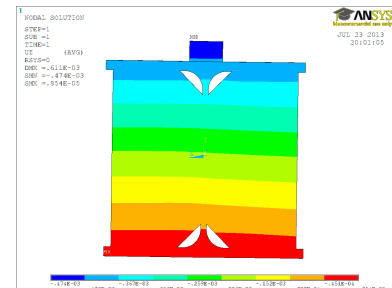
Působení průřezu nad střední podporou spojitého nosníku JD z hlediska deformací pro sledovaná konstrukční řešení typu „a“, „b“ a „c“ je uvedeno na obrázku 9.22.



Typ „a“



Typ „b“



Typ „c“

Obrázek 9.22 - Deformace průřezu nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“.

➤ **Konstrukční řešení bez podporových výztuh – typ „a“.**

HEA 280, Ansys, nelineární výpočet, 2.MS:

$$u_y = 10,1 \text{ mm} \cong u_{y,mez} = L / 600 = 6000 / 600 = 10,0 \text{ mm}$$

$$u_z = 7,9 \text{ mm} < u_{z,mez} = L / 600 = 6000 / 600 = 10,0 \text{ mm}$$

HEA 300 a HEA 320: $u_y < u_{y,mez}$; $u_z < u_{z,mez}$

U konstrukčního řešení podpory typu „a“ je z hlediska deformací pro návrh průřezu nosníku JD rozhodující vodorovná deformace u_y . Hodnota vodorovné deformace u průřezu HEA 280 je o 0,1 mm větší než mezní hodnota vodorovné deformace. U průřezů HEA 300 a HEA 320 jsou deformace nižší než jsou mezní hodnoty.

Výsledné hodnoty deformací lineárních i nelineárních výpočtů a vlivy jednotlivých zatěžovacích stavů byly pro podporu typu „a“ zpracovány v grafech 9.1 až 9.3. Procentuální vyjádření vlivů zatěžovacích stavů ZS2 a ZS3 je shrnuto v tabulce 10. Na celkové vodorovné deformaci u_y se podílí vodorovná síla od příčeni (ZS3) v průměru 76,5% a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) v průměru 23,5%. Na celkové svislé deformaci u_z se podílí vodorovná síla od příčeni (ZS3) v průměru 71,4% a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) v průměru 28,6%.

U nelineárního výpočtu nelze vyjádřit příspěvek jednotlivých složek zatížení na celkovou deformaci průřezu. Výsledné hodnoty deformací nelineárního numerického výpočtu Ansys jsou v průměru o 21,6% (HEA 280 – 25,2%, HEA 300 – 20,8%, HEA 320 – 18,5%) vyšší než výsledné hodnoty deformace u lineárního výpočtu a to jak pro hodnoty svislé tak i vodorovné deformace.

➤ **Konstrukční řešení s částečnými výztuhami – typ „b“.**

HEA 280, Ansys, nelineární výpočet, 2.MS:

$$u_y = 2,0 \text{ mm} < u_{y,mez} = L / 600 = 6000 / 600 = 10,0 \text{ mm}$$

$$u_z = 2,8 \text{ mm} < u_{z,mez} = L / 600 = 6000 / 600 = 10,0 \text{ mm}$$

HEA 300 a HEA 320: $u_y < u_{y,mez}$; $u_z < u_{z,mez}$

U konstrukčního řešení podpory typu „b“ nejsou pro návrh průřezu nosníku JD deformace rozhodující. Hodnoty vodorovných i svislých deformací u všech tří sledovaných průřezů jsou nižší než mezní hodnoty deformací.

Výsledné hodnoty deformací lineárních i nelineárních výpočtů a vlivy jednotlivých zatěžovacích stavů byly pro podporu typu „b“ zpracovány v grafech 9.6 a 9.7. Procentuální vyjádření vlivů zatěžovacích stavů ZS2 a ZS3 je opět shrnuto v tabulce 10. Na celkové vodorovné deformaci u_y se podílí vodorovná síla od příčeni (ZS3) v průměru 70,2% a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) v průměru 29,8%. Na celkové svislé deformaci u_z se podílí vodorovná síla od příčeni (ZS3) v průměru 60,0% a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) v průměru 40,0%.

Výsledné hodnoty deformací nelineárního numerického výpočtu Ansys jsou u svislé deformace u_z v průměru o 22,6% (HEA 280 – 20,8%, HEA 300 – 23,6%, HEA 320 – 23,6%) vyšší a u vodorovné deformace u_y v průměru o 22,8% (HEA 280 – 29,5%, HEA 300 – 25,9%, HEA 320 – 12,9%) vyšší než výsledné deformace lineárního výpočtu.

➤ **Konstrukční řešení s výztuhami na celou výšku – typ „c“.**

HEA 280, Ansys, nelineární výpočet, 2.MS:

$$u_y = 0,4 \text{ mm} < u_{y,mez} = L / 600 = 6000 / 600 = 10,0 \text{ mm}$$

$$u_z = 0,3 \text{ mm} < u_{z,mez} = L / 600 = 6000 / 600 = 10,0 \text{ mm}$$

$$\text{HEA 300 a HEA 320: } u_y < u_{y,mez} ; u_z < u_{z,mez}$$

U konstrukčního řešení podpory typu „c“ nejsou pro návrh průřezu nosníku JD deformace rozhodující. Hodnoty vodorovných i svislých deformací u všech tří sledovaných průřezů jsou nižší než mezní hodnoty.

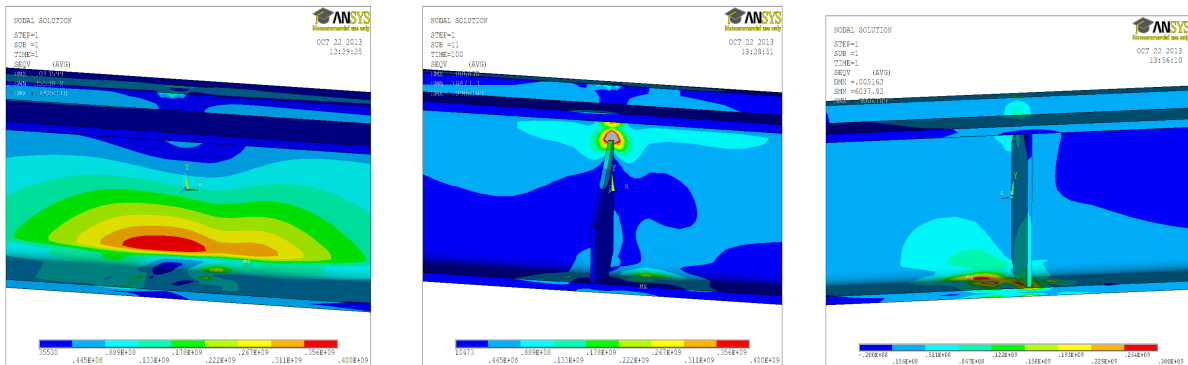
Vzhledem k velmi nízkým hodnotám deformací do 1,0 mm byl sledován vliv jednotlivých složek zatížení na celkovou deformaci pouze u profilu HEA 300. Výsledné hodnoty deformací lineárního výpočtu a vlivy jednotlivých zatěžovacích stavů byly pro podporu typu „c“ zpracovány v grafu 9.16. Procentuální vyjádření vlivů zatěžovacích stavů ZS2 a ZS3 je opět shrnuto v tabulce 10. Na celkové vodorovné deformaci u_y se podílí vodorovná síla od příčeni (ZS3) 78,9% a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) 21,1%. Na celkové svislé deformaci u_z se podílí vodorovná síla od příčeni (ZS3) 56,7% a svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2) 43,3%.

Vlákna „1“ a „8“			Vodorovné deformace u_y [%]		Svislé deformace u_z [%]		
	Typ podpory	Průřez	ZS2/ZS4	ZS3/ZS4	ZS2/ZS4	ZS3/ZS4	
ANSYS	„a“	HEA280	23,7	76,3	30,0	70,0	
		HEA300	23,2	76,8	29,5	70,5	
		HEA320	21,8	78,2	27,7	72,3	
	„b“	HEA280	29,6	70,4	40,0	60,0	
		HEA300	31,2	68,8	40,0	60,0	
		HEA320	27,6	72,4	38,2	61,8	
	„c“	HEA300	21,1	78,9	43,3	56,7	
	RFEM4	„a“	HEA280	24,0	76,0	28,0	72,0
			HEA300	25,5	74,5	29,5	70,5
HEA320			22,7	77,3	27,0	73,0	
„b“		HEA280	28,6	71,4	41,7	58,3	
		HEA300	33,3	66,7	41,7	58,3	
		HEA320	28,6	71,4	38,5	61,5	
Vyhodnocení							
Typ podpory							
„a“	Ø		23,5	76,5	28,6	71,4	
	Rozptyl		1,32	1,32	1,22	1,22	
	Směrodatná odchylka		1,15	1,15	1,10	1,10	
„b“	Ø		29,8	70,2	40,0	60,0	
	Rozptyl		3,66	3,66	1,88	1,88	
	Směrodatná odchylka		1,91	1,91	1,37	1,37	
„c“			Nelze vyhodnotit				

Tabulka 10 - Podíl zatěžovacích stavů ZS2 a ZS3 na celkových deformacích u_z a u_y ve vláknech „1“ a „8“, lineární výpočet.

9.6. Vyhodnocení napětí

Rozdíly v průběhu napětí σ_{Misses} nad střední podporou spojitého nosníku JD pro sledovaná konstrukční řešení podpory typu „a“, „b“ a „c“ jsou uvedeny na obrázku 9.23. Hodnoty napětí jsou na obrázcích znázorněny spektrem barev a číselnou hodnotou v jednotkách napětí [Pa].



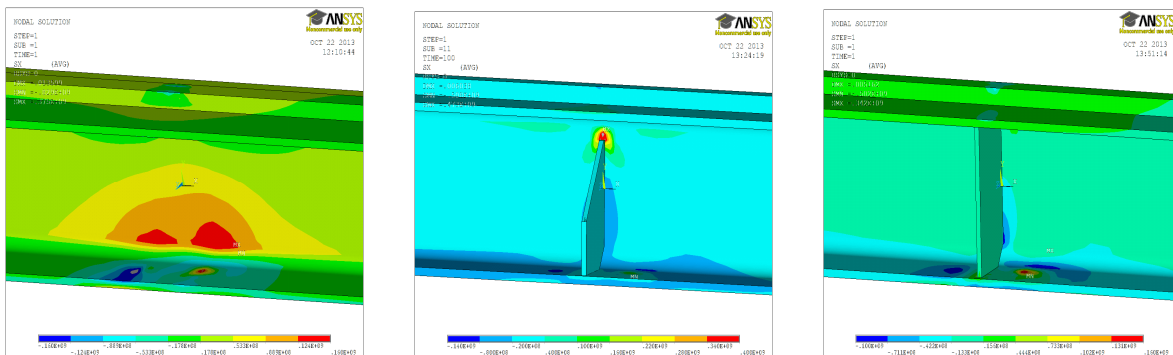
Typ „a“

Typ „b“

Typ „c“

Obrázek 9.23 - Napětí σ_{Misses} nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.

Stejným způsobem jsou zobrazeny rozdíly v průběhu napětí $\Sigma\sigma_x$, resp. $\Sigma\sigma_z$, resp. $\Sigma\tau_{xz}$ nad střední podporou pro sledovaná konstrukční řešení podpory typu „a“, „b“ a „c“ na obrázcích 9.24, resp. 9.25, resp. 9.26.

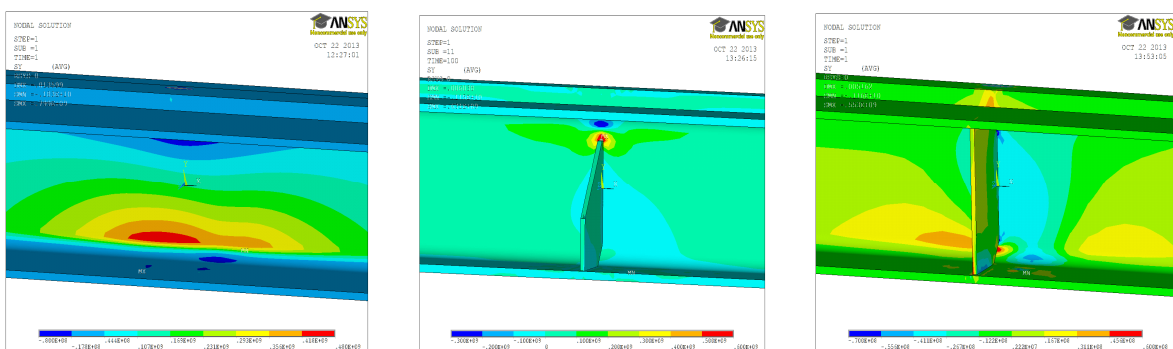


Typ „a“

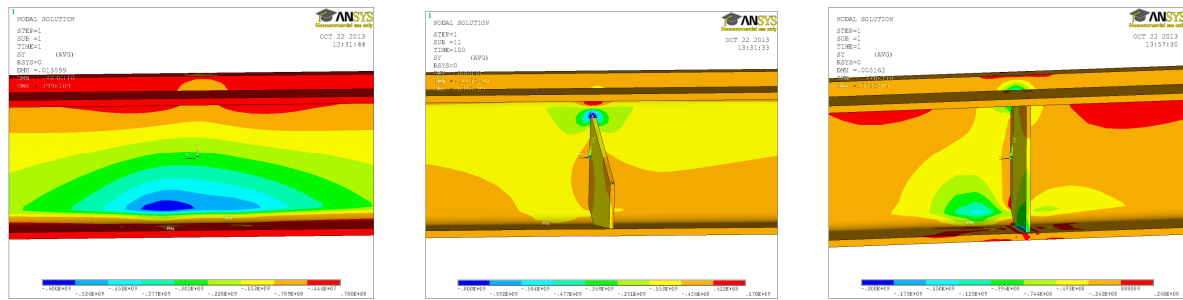
Typ „b“

Typ „c“

Obrázek 9.24 - Napětí $\Sigma\sigma_x$ nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.

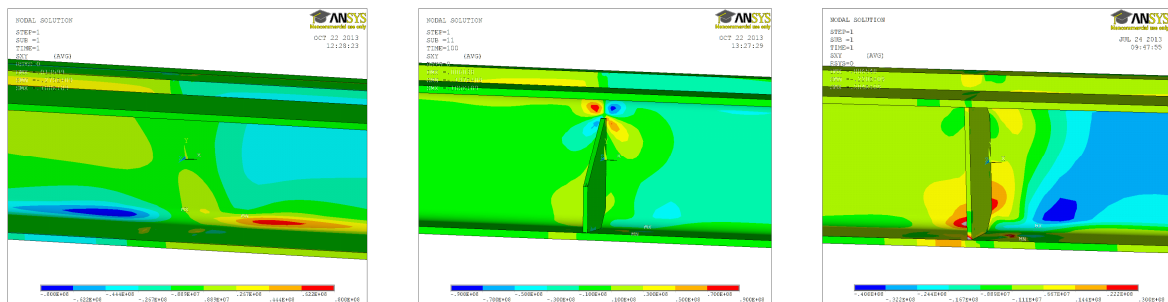


Pohled ze strany vláken „5“, „8“ a „10“.



Pohled ze strany vláken „1“, „9“ a „11“.

Obrázek 9.25 - Napětí σ_z nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.



Obrázek 9.26 - Napětí τ_{xz} nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.

➤ **Konstrukční řešení bez podporových výztuh – typ „a“.**

U konstrukčního řešení typu „a“ je rozhodující namáhání ve spodních vláknech stojiny průřezu (vlákna „10“ a „11“). Výsledné hodnoty napětí σ_{Misses} z numerických výpočtů ANSYS a RFEM4 u všech tří sledovaných průřezů jsou vyšší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235. Výsledné hodnoty napětí σ_{Misses} z analytického výpočtu u všech tří sledovaných průřezů jsou nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235, analytický výpočet neuvažuje lokální účinky od excentrického svislého a vodorovného zatížení.

➤ **Konstrukční řešení s částečnými výztuhami – typ „b“.**

U konstrukčního řešení typu „b“ jsou rozhodující účinky v horní části stojiny průřezu a to ve 2 místech, v horních vláknech stojiny pod rádiusem k horní pásnici (vlákna „5“ a „9“) a na stojině v místě ukončení výztužného příčného žebra.

Výsledné hodnoty napětí σ_{Misses} ve vláknech „5“ a „9“ z numerických výpočtů ANSYS a RFEM4 u průřezů HEA280 a HEA300 jsou vyšší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235. Výsledné hodnoty napětí σ_{Misses} ve vláknech „5“ a „9“ z analytického výpočtu u všech tří sledovaných průřezů jsou nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235, analytický výpočet neuvažuje lokální účinky od excentrického svislého a vodorovného zatížení.

Z obrázků 9.23 až 9.25 je vidět extrémní koncentrace napětí na stojině v místě horní hrany ukončení výztužného žebra. Dochází zde k lokálnímu ohybu stojiny. Tato napětí ve skutečnosti nebudou dosahovat tak vysokých hodnot. Hodnoty napětí budou nižší vlivem příznivého provedení svarů v této oblasti, v objemovém modelu nebylo se svary uvažováno. Bližší studie tohoto místa průřezu nebyla předmětem práce.

➤ **Konstrukční řešení s výztuhami na celou výšku – typ „c“.**

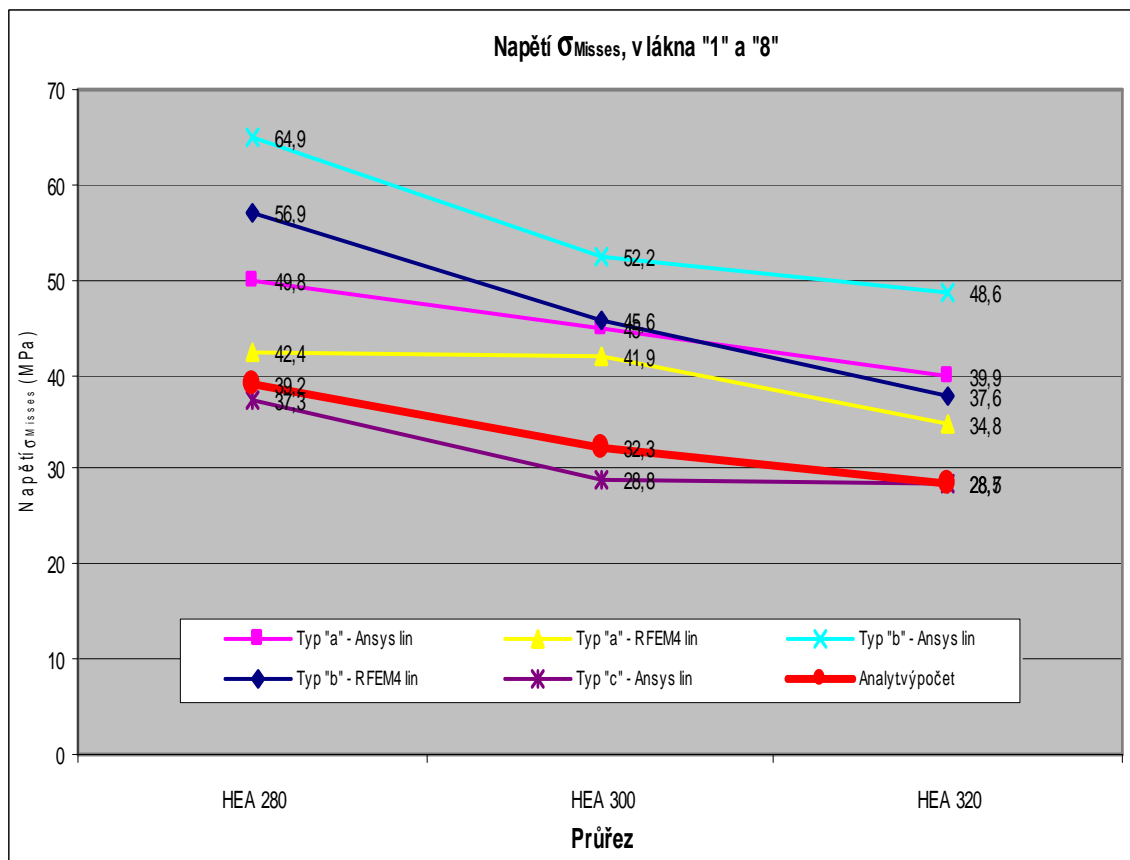
U konstrukčního řešení typu „c“ jsou rozhodující v průřezu v ose střední podpory horní vlákna na stojině pod rádiusem k horní pásnici průřezu (vlákna „5“ a „9“). Výsledné hodnoty napětí σ_{Misses} z numerických výpočtů ANSYS a RFEM4 a z analytického výpočtu u všech tří sledovaných průřezů jsou nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235.

Při celkovém pohledu na průběh napětí na nosníku nad střední podporou jsou v tomto případě rozhodující spodní vlákna stojiny v příčném řezu nosníku zhruba v místě připojovacích šroubů ložiska. V tomto řezu nebyla definovaná žádná vlákna ke sledování. Z barevného spektra napětí na obrázcích vyplynulo, že napětí σ_{Misses} dosahuje v tomto místě hodnot z intervalu 240-300 MPa, to je hodnot vyšších než je jmenovitá hodnota meze kluzu materiálu S235. Problematika výpočtu napětí v tomto místě by vyžadovala další studii.

➤ **Grafy srovnání napětí σ_{Misses} ve sledovaných vláknech v závislosti na typu konstrukčního řešení nosníku nad podporou.**

Výsledné hodnoty napětí σ_{Misses} v rozhodujících krajních vláknech „8“ horní pásnice, resp. horních vláknech „5“ a „9“ stojiny průřezu, resp. spodních vláknech „10“ a „11“ stojiny průřezu, pro jednotlivé typy konstrukčních řešení nosníku JD nad střední podporou jsou vykresleny v grafu 9.25, resp. 9.26, resp. 9.27 a vyhodnoceny.

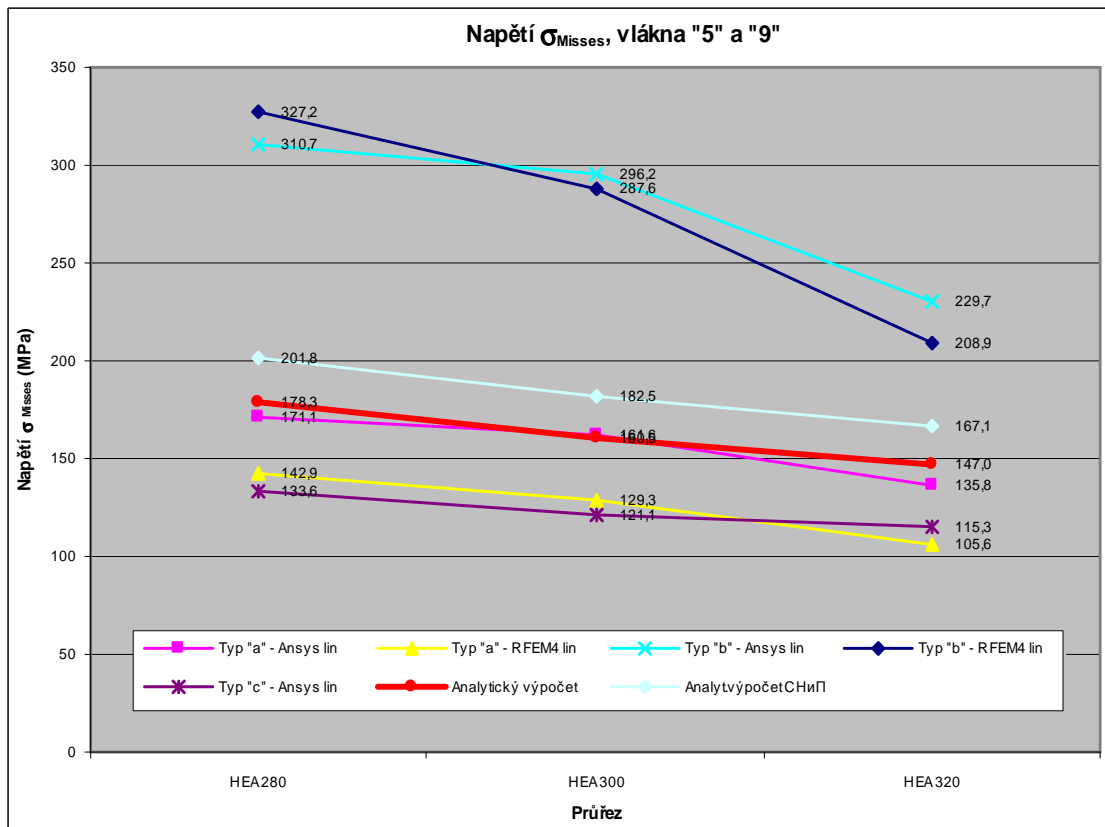
Vyhodnocení vlákna „1“ a „8“ (graf 9.25):



Graf 9.25 - Napětí σ_{Misses} ve vláknech „1“ a „8“ pro sledované typy konstrukčních řešení nosníku JD nad střední podporou.

- Hodnoty napětí σ_{Misses} jsou v krajních vláknech horní pásnice nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235 u všech tří sledovaných průřezů, pro všechny sledované konstrukční řešení nosníku JD nad střední podporou a dle všech provedených typů výpočtů.
- V krajních vláknech horní pásnice vyšly nejvyšší hodnoty napětí σ_{Misses} z numerického výpočtu Ansys pro typ podpory „b“ a zatěžovací stav ZS4. Hodnoty jsou v průměru o 65,9% vyšší než hodnoty vypočtené analyticky.
- Hodnotám napětí σ_{Misses} z analytického výpočtu nejlépe odpovídají hodnoty z numerického výpočtu Ansys pro konstrukční řešení typu „c“, u kterého provedení výztuh na celou výšku průřezu účinně snížilo vliv excentricit svislého i vodorovného kolového zatížení.
- U konstrukčního řešení typu „a“ a „b“ neodpovídají výsledné hodnoty analytického výpočtu výsledkům z numerického výpočtu. Analytický výpočet neuvažuje vliv excentricit zatížení.

Vyhodnocení vlákna „5“ a „9“ (graf 9.26):



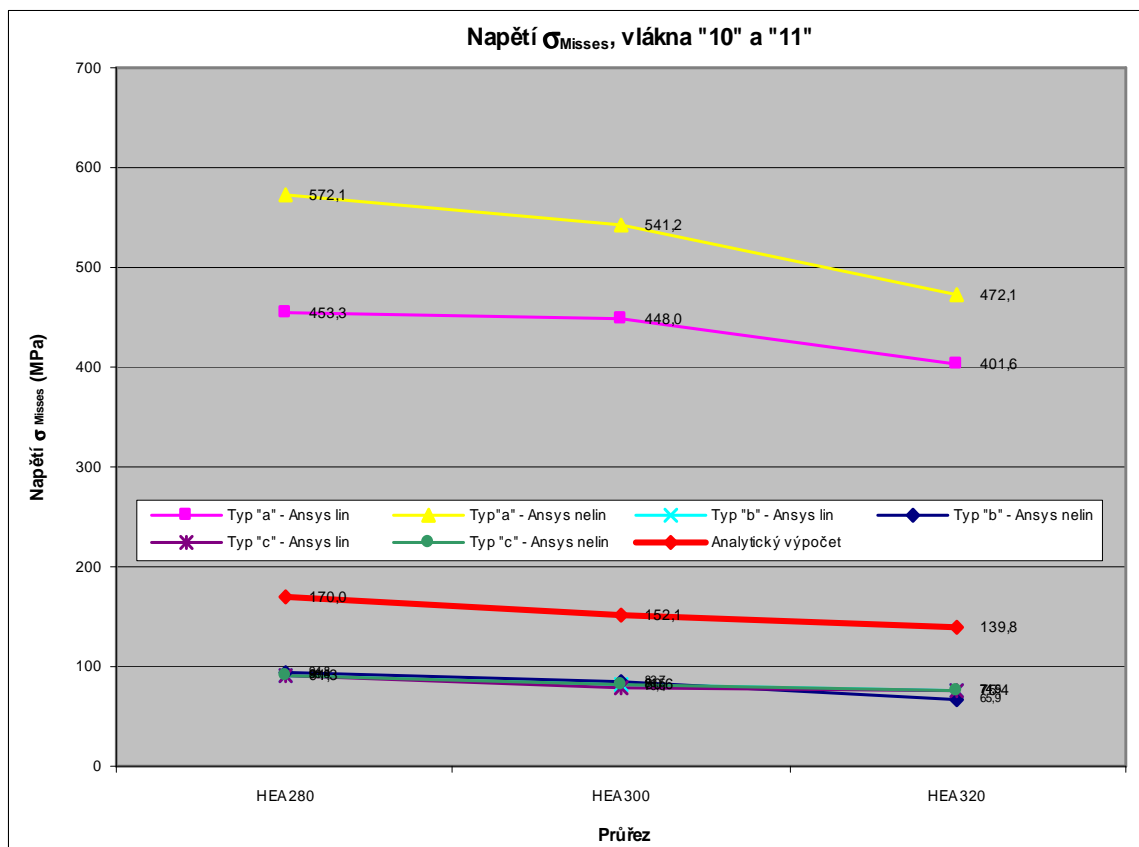
Graf 9.26 - Napětí σ_{Misses} ve vláknech „5“ a „9“ pro sledované typy konstrukčních řešení nosníku JD nad střední podporou.

- Hodnoty napětí σ_{Misses} jsou v horních vláknech stojiny průřezu HEA 280 a HEA 300 pro podporu typu „b“ a kombinaci zatěžovacích stavů (ZS2-ZS3) dle numerických výpočtů Ansys a RFEM4 vyšší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235. Hodnoty napětí σ_{Misses} v horních vláknech stojiny průřezu HEA 320 pro podporu typu „b“ dle numerických výpočtů Ansys a RFEM4 jsou nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235. Taktéž hodnoty napětí σ_{Misses} v horních vláknech stojiny všech tří sledovaných průřezů pro podpory typu „a“ a „c“ dle numerického i analytického výpočtu jsou nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235.

- V horních vláknech stojiny průřezu vyšly nejvyšší hodnoty napětí σ_{Misses} pro numerický výpočet Ansys i RFEM4 pro typ podpory „b“ a kombinaci zatěžovacích stavů (ZS2-ZS3). Hodnoty jsou v průměru o 70,1% vyšší než hodnoty vypočtené analyticky. Pro případ podpory typu „b“ analytický výpočet neuvažuje vliv excentricit zatížení a lokální účinky $\sigma_{x,\text{loc}}$ a $\sigma_{z,\text{loc}}$ od excentrického svislého i vodorovného kolového zatížení.

Vyhodnocení vlákna „10“ a „11“ (graf 9.27):

- Hodnoty napětí σ_{Misses} jsou ve spodních vláknech stojiny sledovaných průřezů pro podporu typu „a“ dle numerických výpočtů Ansys a RFEM4 podstatně vyšší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235. Hodnoty napětí σ_{Misses} ve spodních vláknech stojiny sledovaných průřezů pro podpory typu „b“ a „c“ jsou dle numerických výpočtů Ansys a RFEM4 a analytického výpočtu nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235.
- Ve spodních vláknech stojiny průřezu vyšly nejvyšší hodnoty napětí σ_{Misses} pro nelineární numerický výpočet Ansys pro typ podpory „a“ a kombinaci zatěžovacích stavů ZS4 (tj.ZS2+ZS3). Hodnoty jsou několikanásobně vyšší než hodnoty vypočtené analyticky. Analytický výpočet neuvažuje vliv excentrického působení zatížení a lokální napětí od excentricit kolového zatížení.
- Hodnotám napětí σ_{Misses} z analytického výpočtu nejlépe odpovídají hodnoty z numerického výpočtu Ansys pro konstrukční řešení typu „b“ a „c“, provedení výtuh účinně snižuje vliv excentricit kolového zatížení ve vláknech „10“ a „11“.



Graf 9.27 - Napětí σ_{Misses} ve vláknech „10“ a „11“ pro sledované typy konstrukčních řešení nosníku JD nad střední podporou.

9.7. Shrnutí

Tato kapitola byla věnovaná napjatosti v průřezu v ose střední podpory spojitého nosníku JD v závislosti na jeho konstrukčním řešení typu „a“, typu „b“ a typu „c“ v místě ložiska dle kapitoly č.8.3.2 a pro tři velikosti válcovaných profilů HEA (HEA 280, HEA 300 a HEA 320). Byly sledovány účinky svislého a vodorovného zatížení od kola jeřábu v nejnepříznivější poloze včetně uvažování všech excentricit působení zatížení, které mohou na nosníku nastat.

Nejprve byly vypočteny vnitřní síly v řezu nad střední podporou spojitého nosníku JD výpočetním programem SCIA ESA a dále byly získány analytickým výpočtem návrhové hodnoty napětí pro průřezy HEA 280, HEA 300 a HEA 320.

Následně bylo sledováno působení průřezu nad střední podporou spojitého nosníku JD na numerických modelech. Spojité nosníky JD byly modelovány ve výpočetním programu ANSYS jako objemové modely a pro výpočet byly zvoleny 3D konečné prvky. Některé výpočty byly zároveň z důvodu možnosti porovnání výsledků modelovány také ve výpočetním programu RFEM 4 společnosti Ing.Software DLUBAL. Byly prováděny materiálově a geometricky lineární výpočty I. řádu, geometricky nelineární výpočty II. řádu.

Posouzení deformací průřezu hraje u nosníků JD významnou roli, protože je nutné zajistit plynulý provoz jeřábu po kolejnici nosníku (viz. kapitola 2.4). Proto jsou také kritéria pro posouzení deformací v technických předpisech pro tento typ konstrukcí velmi přísná. Z toho důvodu byla věnována velká pozornost studii působení nosníku JD nad střední podporou také z hlediska posouzení průřezů na mezní stav použitelnosti (2.MS) a výsledky jsou následující. Pro průřez HEA 280 provedený nad střední podporou konstrukčním řešením typu „a“ je vodorovná deformace krajních vláken horní pásnice průřezu u_y ($= -10,1$ mm) o 0,1 mm vyšší než doporučená mezní hodnota vodorovné deformace $u_{y,mez}$ ($\pm L/600 = \pm 10,0$ mm). Vodorovné i svislé deformace průřezu HEA 280 provedeného nad střední podporou konstrukčním řešením typu „b“ a nebo „c“ jsou nižší než mezní hodnoty deformací. A vodorovné i svislé deformace průřezů HEA 300 a HEA 320 pro všechny typy konstrukčních řešení jsou nižší než mezní hodnoty deformací.

U konstrukčního řešení typu „a“ se vodorovná síla od příčeni (ZS3) na celkové vodorovné deformaci u_y podílí v průměru 76,5% (rozptyl 1,32%, směrodatná odchylka 1,15%) a na celkové svislé deformaci u_z v průměru 71,4% (rozptyl 1,22%, směrodatná odchylka 1,1%). Zbytek tvoří svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2). U konstrukčního řešení typu „b“ se vodorovná síla od příčeni (ZS3) na celkové vodorovné deformaci u_y podílí v průměru 70,2% (rozptyl 3,66%, směrodatná odchylka 1,91%) a na celkové svislé deformaci u_z v průměru 60,0% (rozptyl 1,88%, směrodatná odchylka 1,37%). Zbytek opět tvoří svislá síla od kola jeřábu s uvažováním excentricity e_y (ZS2). U konstrukčního řešení typu „c“ z důvodu velmi nízkých hodnot byly deformace sledovány pouze u průřezu HEA300, kde se vodorovná síla od příčeni (ZS3) na celkové vodorovné deformaci u_y podílela 78,9% a na celkové svislé deformaci u_z 56,7%. Vliv jednotlivých typů zatížení byl zpracován v tabulce 10.

Dále byly porovnány výsledné hodnoty deformací geometricky nelineárního a geometricky lineárního výpočtu u konstrukčních řešení podpory typů „a“ a „b“. U konstrukčního řešení typu „a“ jsou výsledné hodnoty deformací geometricky nelineárního numerického výpočtu Ansys v průměru o 21,6% (HEA 280 – 25,2%, HEA 300 – 20,8%, HEA 320 – 18,5%) vyšší než výsledné hodnoty deformace u lineárního výpočtu a to jak pro hodnoty svislé tak i vodorovné deformace. U konstrukčního řešení typu „b“ jsou výsledné hodnoty deformací geometricky nelineárního numerického výpočtu Ansys u svislé deformace u_z v průměru o 22,6% (HEA 280 – 20,8%, HEA 300 – 23,6%, HEA 320 – 23,6%) vyšší a u vodorovné deformace u_y v průměru o 22,8% (HEA 280 – 29,5%, HEA 300 – 25,9%, HEA 320 – 12,9%) vyšší než výsledné deformace lineárního výpočtu. U konstrukčního řešení typu „c“ bylo vzhledem k velmi nízkým hodnotám

deformací rozhodnuto náročné geometrické nelineární výpočty neprovádět. Navíc předběžné první geometricky nelineární výpočty ukázaly, že příčné výztuhy na celou výšku stabilizují průřez tak, že rozdíl mezi hodnotami geometricky lineárního a nelineárního výpočtu je zanedbatelný.

Posouzení napětí a srovnání výsledků analytických výpočtů a výsledků numerických modelů vede k následujícímu závěru. Konstrukční řešení typu „a“ nelze pro daný případ použít ani pro jeden ze sledovaných průřezů, výsledné hodnoty napětí z numerického výpočtu ve spodních vláknech stojiny průřezu (vlákna „10“ a „11“) jsou vyšší než jmenovitá hodnota meze kluzu materiálu S235. Konstrukční řešení typu „b“ nelze provést pro průřezy HEA 280 a HEA 300, výsledné hodnoty napětí z numerického výpočtu v horních vláknech stojiny průřezů (vlákna „5“ a „9“) jsou vyšší než jmenovitá hodnota meze kluzu materiálu S235. Tedy profil HEA 300, který byl výsledkem efektivního návrhu pro rozhodné místo v poli spojitého nosníku, není vhodné provést nad podporou konstrukčním řešením typu „b“. Konstrukční řešení typu „c“ lze pro daný případ použít pro všechny tři sledované průřezy.

U konstrukčního řešení typu „a“ je rozhodující namáhání ve spodních vláknech stojiny průřezu (vlákna „10“ a „11“). Studie ukázala, že vzniká velký rozdíl mezi výsledky numerických výpočtů Ansys a RFEM4 a výsledky analytického výpočtu. Analytický výpočet neuvažuje lokální účinky $\sigma_{x,loc}$ a $\sigma_{z,loc}$ ve spodních vláknech stojiny od excentrického svislého a vodorovného zatížení.

U konstrukčního řešení typu „b“ je rozhodující namáhání v horní části stojiny průřezu a to ve dvou místech: v horních vláknech stojiny pod rádiusem k horní pásnici (vlákna „5“ a „9“) a na stojině v místě ukončení výztužného příčného žebra (nebylo předmětem studie, viz. kapitola 9.6). V horních vláknech stojiny průřezu (vlákna „5“ a „9“) byly návrhové hodnoty napětí σ_{Misses} pro kombinaci zatěžovacích stavů (ZS2-ZS3) získané numerickým výpočtem vyšší než jmenovitá hodnota meze kluzu materiálu S235. Hodnoty byly v průměru o 70,1% vyšší než hodnoty vypočtené analyticky. Analytický výpočet neuvažuje lokální účinky $\sigma_{x,loc}$ a $\sigma_{z,loc}$ v horních vláknech stojiny od excentrického svislého i vodorovného zatížení kolem jeřábu.

U konstrukčního řešení typu „c“ je rozhodující namáhání v průřezu v ose střední podpory spojitého nosníku v horních vláknech na stojině pod rádiusem k horní pásnici průřezu (vlákna „5“ a „9“). Hodnoty napětí jsou pro sledované případy nižší než jmenovitá hodnota meze kluzu f_y oceli S235. Porovnáním se ukázaly velké rozdíly ve výsledných hodnotách jednotlivých složek srovnávacího napětí získaných numerickým a analytickým výpočtem. Nejsou uvažovány lokální účinky $\sigma_{x,loc}$ a $\sigma_{z,loc}$ v horních vláknech stojiny od excentrického svislého a vodorovného zatížení na stojině v místě střední podpory spojitého nosníku.

Studie dále ukázala, že v případě konstrukčního řešení „c“ je rozhodující napětí ve spodních vláknech stojiny v příčném řezu nosníku zhruba v místě připojovacích šroubů ložiska. Problematika tohoto místa nebyla předmětem práce a vyžadovala by další studii.

10. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

Průběh a vyhodnocení studie napjatosti na spojitém nosníku JD o 2 polích v místě střední podpory vedl k rozhodnutí provést ověřovací zkoušku působení ve sledovaném místě. Cílem bylo ověřit samotné působení a deformace průřezu pro vybraný reálný zatěžovací případ odpovídající skutečnému působení kola mostového jeřábu.

Pro zkoušku byl vybrán případ konstrukčního řešení spojitého nosníku JD o 2 polích typu „a“ (viz. kapitola 8.3.2 obrázek 8.6) nad střední podporou. Důvodem byl podstatný rozdíl mezi výslednými hodnotami napětí ve spodní části stojiny průřezu z analytického výpočtu a numerického modelu. Analytický výpočet dostatečně neuvažuje účinky od příčné vodorovné síly kola jeřábu.

V rámci experimentální části byla pomocí hydraulického zařízení vyvozena síla ke zkoušení sledovaného ocelové nosníku JD a jeho chování při vodorovném příčném kolovém zatížení od jeřábu na kolejnici. Velký důraz u experimentu byl kladen na aplikaci zatěžovací síly na kolejnici tak, aby reálně odpovídala skutečnému působení.

Cílem bylo ověření napětí a vodorovných deformací ve stojině průřezu. Výsledkem zkoušky bylo získání hodnot lokálního napětí σ_z ve spodních vláknech na obou stranách stojiny průřezu a získání hodnot vodorovných deformací stojiny průřezu po její výšce. Tyto výsledky byly pak porovnány s výsledky numerického a navrženého zjednodušeného inženýrského výpočtu.

Příprava experimentů i samotná experimentální část probíhala v laboratoři ústavu kovových a dřevěných konstrukcí, Vysokého učení technické v Brně, Fakulty stavební (viz. obrázek 10.1).



Obrázek 10.1 – VUT v Brně, FAST, Ústav kovových a dřevěných konstrukcí - laboratoř.

10.1. Příprava experimentu

Z popsaných požadavků a výsledků předchozích studií měl být pro experiment vybrán konkrétní průřez spojitého nosníku JD a navržena tělesa pro jeho uložení. Geometrie a umístění zkušební tělesa i těles pro jeho uložení musela být řešena s ohledem na prostorové možnosti v laboratoři, možnosti zatěžovací soustavy a možnosti pro dostatečné uchycení zkušební tělesa k podkladu tak, aby odpovídalo skutečnému působení a uchycení spojitého nosníku JD.

10.1.1. Zkušební těleso - popis

Zkušebním tělesem pro tento experiment byl spojitý nosník JD o dvou polích.

Z velkého sortimentu válcovaných ocelových tyčí tvaru I byl zvolen profil HEA, kterému jsou věnované parametrické studie v kapitole č.6 a č.7. Studie a modelování konkrétního realizovaného případu jeřábové dráhy popsané v kapitole č.8 a č.9 směřovalo na použití jednoho ze sledovaných průřezů. Experiment byl proveden na průřezu HEA 300. Jako kolejnice byl použit v praxi standardně používaný profil a to hranol 50x30 mm z konstrukční oceli S355.

Konstrukční řešení průřezu nad podporou bylo provedeno typu „a“ (viz. kapitola 8.3.2). Zkušební těleso bylo vyrobeno podle výrobního výkresu uvedeného na obrázku 10.7. Ve výkrese byl také přesně definován materiál jednotlivých položek. Součástí dodávky materiálu byl certifikát kvality hutního výrobku HEA 300, který je uveden na obrázku 10.8.

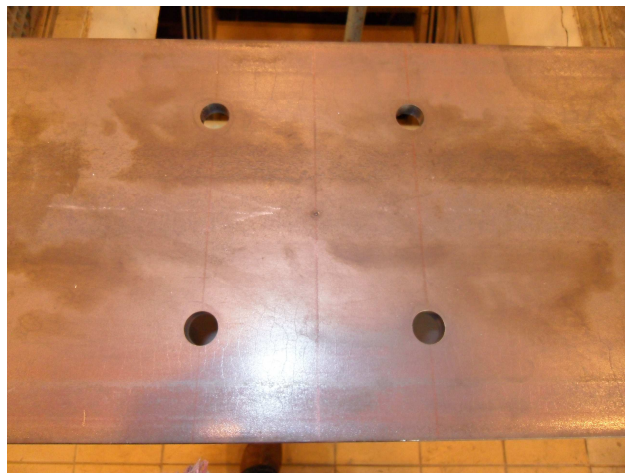
S ohledem na prostorové možnosti v laboratoři a možnosti kotvení zkušební tělesa byl základní modul nosníku zkrácen na délku 5340 mm. Celková délka nosníku byla 11150 mm. Takto dlouhou válcovanou tyč HEA 300 nebylo možné do laboratoře dopravit. Proto musela být na místě vyrobená ze 2 kusů o délkách 7550 mm a 3600 mm. Na obrázcích 10.2 až 10.4 je vidět příprava úkosů na pásnicích a stojině pro provedení kvalitního napojení průřezu a výsledný spoj.

Kolejnice byla k hlavnímu průřezu přivařena přerušovanými koutovými svary $a = 5$ mm v délce 80 mm, přerušení 150 mm. V zatěžovaném místě nad střední podporou byla kolejnice přivařena průběžnými koutovými svary $a = 5$ mm v délce 500 mm od osy střední podpory na každou stranu.

Otvory ve spodní pásnici průřezu pro uchycení nosníku v ložiscích k podpěrné konstrukci byly provedeny $\varnothing 22$ mm (obrázek 10.5). Ilustrační fotografie hotového zkušební tělesa nachystaného pro experiment je vidět na obrázku 10.6.

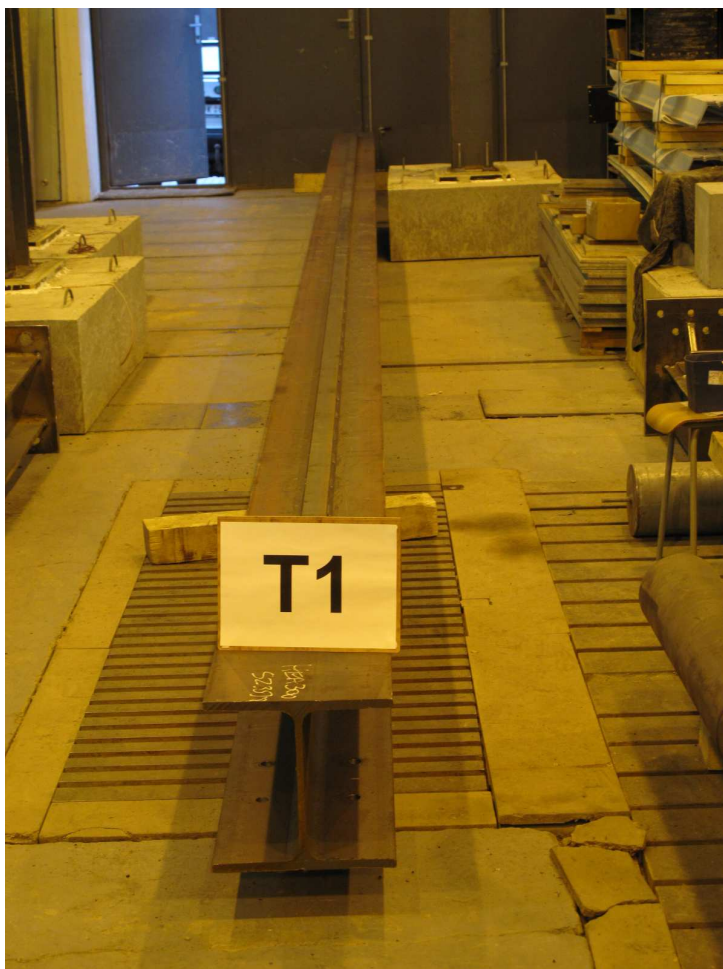


Obrázky 10.2 ↑ a 10.3 →
Úkosy pro svarový spoj
napojení válcované tyče HEA 300.



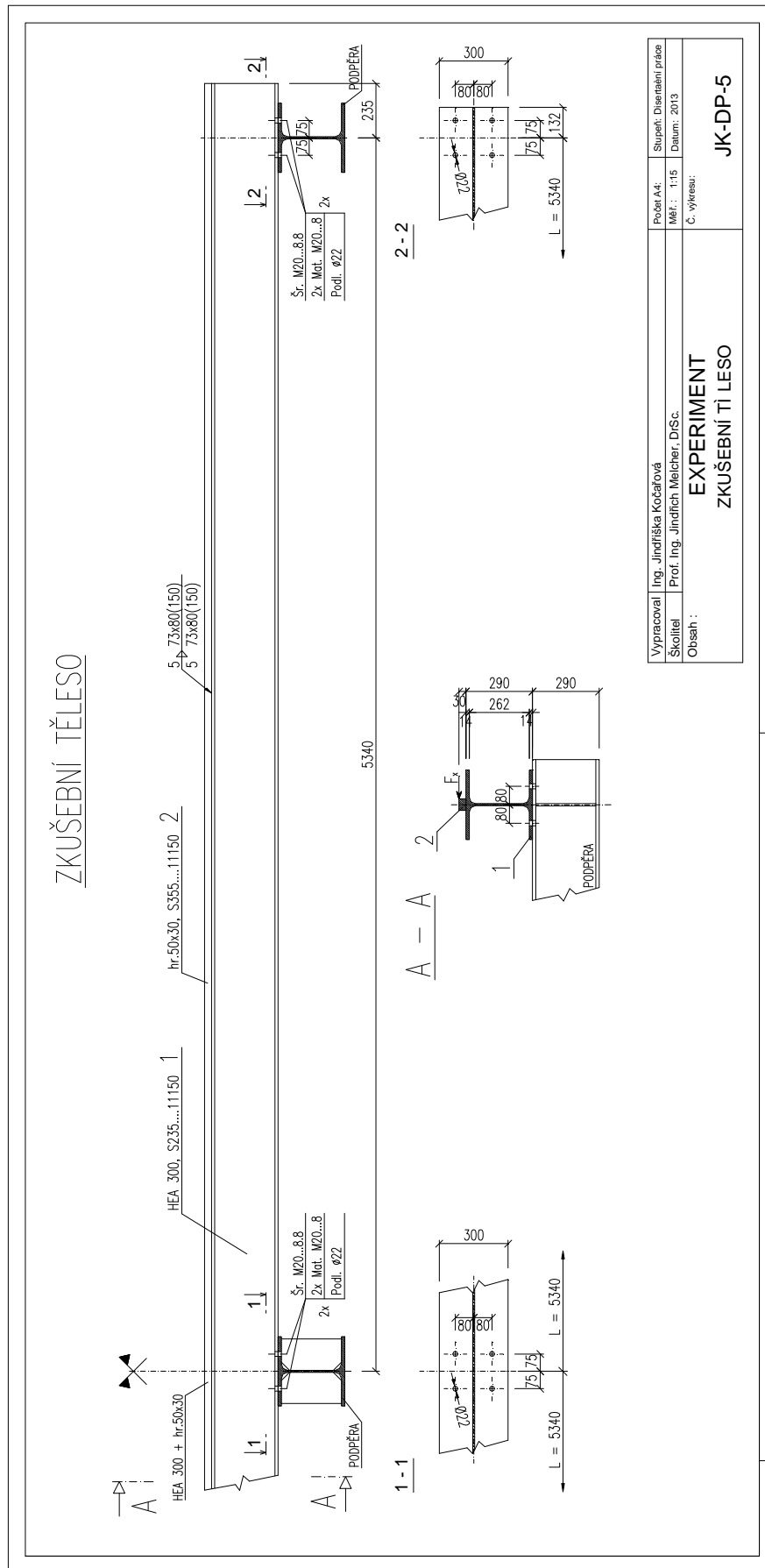
↑ Obrázek 10.5 – Vrtání ve spodní pásnici pro šroubový přípoj k podpoře.

← Obrázek 10.4 – Svarový spoj napojení průřezu HEA 300.



Obrázek 10.6 – Ilustrační fotografie hotového zkušební tělesa.

Vzhledem k hmotnosti materiálu byla ruční manipulace vyloučena, bylo nutné používat zdvihací techniku laboratoře, konkrétně elektrický mostový jeřáb Demag o nosnosti 5 000 kg.




Obrázek 10.7 – Výrobní výkres zkušební tělesa.

11. 11. 2013 11:21:20
B-2043-30028

ATILA STÝL S.R.O.
UNKOVICE 15
UNKOVICE
664 63

Tuto kopii dokumentu kontroly vystavila Feron, a.s. k zakázce č. 779163, s jednoznačným údajem pro přiřazení č. 312208 na množství 1066 KG. Postupy v QMS zaručují spojitost mezi originálem dokumentu a dodaným výrobkem.

A01 ArcelorMittal Poland S.A. Oddział w Dąbrowie Górniczej al. J. Piłsudskiego 92 41-308 Dąbrowa Górnicza		A02 SWIADECTWO ODBIORU 3.1 INSPECTION CERTIFICATE 3.1 ABNAHMEPRÜFZEUGNIS 3.1 EN 10204 Nr: 1001218312		Z01.1 Dąbrowa Górnicza, 21.10.2013																																																																																										
ArcelorMittal																																																																																														
A06.1 Zamawiający: ARCELORMITTAL COMMERCIAL SECTIONS S A Purchaser: 4221 ESCH-SUR-ALZETTE Luksemburg / Luxembourg / Luxemburg Besteller: 66 RUE DE LUXEMBOURG 66 RUE DE LUXEMBOURG																																																																																														
A06.2 Adres wysyłkowy: Feron, a.s. vl. vl. Feron station no. 34 94 56 jeřab #. 1 (crane no. 1) Address: 639 00 BRNO Republ. Czeska / Czech Republic / Tschechische Re Versandadresse: VIDENSKA 119																																																																																														
<table border="1"> <tr> <td>A07</td> <td>Nr zamówienia klienta No of purchase order No der Bestellung</td> <td>Nr kontraktu Contract No Vertrag No</td> <td>Nr zlecenia/Polz Manuf. Order No/Pos Auftrag No/Pos</td> <td>Dowód dostawy Delivery Note Lieferschein Nr</td> <td>Nr wagonu Wagon No Wagon No</td> </tr> <tr> <td></td> <td>531057/R</td> <td>PL/277839653/13-10458802</td> <td>10458802/000002</td> <td>61672626</td> <td>SMY20N2 / SMY20P4</td> </tr> <tr> <td></td> <td>ORDER: 531057/R</td> <td>LOT: BRNO</td> <td></td> <td>PREBON: 1100319088/2</td> <td></td> </tr> </table>						A07	Nr zamówienia klienta No of purchase order No der Bestellung	Nr kontraktu Contract No Vertrag No	Nr zlecenia/Polz Manuf. Order No/Pos Auftrag No/Pos	Dowód dostawy Delivery Note Lieferschein Nr	Nr wagonu Wagon No Wagon No		531057/R	PL/277839653/13-10458802	10458802/000002	61672626	SMY20N2 / SMY20P4		ORDER: 531057/R	LOT: BRNO		PREBON: 1100319088/2																																																																								
A07	Nr zamówienia klienta No of purchase order No der Bestellung	Nr kontraktu Contract No Vertrag No	Nr zlecenia/Polz Manuf. Order No/Pos Auftrag No/Pos	Dowód dostawy Delivery Note Lieferschein Nr	Nr wagonu Wagon No Wagon No																																																																																									
	531057/R	PL/277839653/13-10458802	10458802/000002	61672626	SMY20N2 / SMY20P4																																																																																									
	ORDER: 531057/R	LOT: BRNO		PREBON: 1100319088/2																																																																																										
B01 Norma przedmiotowa/According/Nach: EURONORM 53-62 Norma klasyfikacyjna/Classification standards/Materialnorm: EN 10025-2:2004 Norma wymiarowa/Tolerance standards/Massnorm: EN 10034:1993																																																																																														
B02-B03 B09-B11 Dwuteowniki ciężkie HE 300 A długość: 12100,00 mm gat.stali: S235JR+ M Heavy I-beams HE 300 A length: 12100,00 mm steel grade: S235JR+ M																																																																																														
<table border="1"> <tr> <td>B07</td> <td>Wytóp/Heat/Charge</td> <td>Paczki/Sztuki - Bundles/Pieces - Bundel/Stuck</td> <td>a13</td> <td>Tonaż/Weight/Gewicht</td> </tr> <tr> <td></td> <td>311743</td> <td>1 / 4</td> <td></td> <td>4,280 t</td> </tr> <tr> <td></td> <td>312208</td> <td>2 / 8</td> <td></td> <td>8,550 t</td> </tr> <tr> <td colspan="2">Razem/Total/Gesamtbetrag</td> <td>3 / 12</td> <td></td> <td>12,830 t</td> </tr> </table>						B07	Wytóp/Heat/Charge	Paczki/Sztuki - Bundles/Pieces - Bundel/Stuck	a13	Tonaż/Weight/Gewicht		311743	1 / 4		4,280 t		312208	2 / 8		8,550 t	Razem/Total/Gesamtbetrag		3 / 12		12,830 t																																																																					
B07	Wytóp/Heat/Charge	Paczki/Sztuki - Bundles/Pieces - Bundel/Stuck	a13	Tonaż/Weight/Gewicht																																																																																										
	311743	1 / 4		4,280 t																																																																																										
	312208	2 / 8		8,550 t																																																																																										
Razem/Total/Gesamtbetrag		3 / 12		12,830 t																																																																																										
C71-C92 Skład chemiczny - Chemical composition - Chemische Zusammensetzung [%] <table border="1"> <tr> <td>B07</td> <td>C</td> <td>Mn</td> <td>Si</td> <td>P</td> <td>S</td> <td>Cu</td> <td>Cr</td> <td>Ni</td> <td>Al</td> <td>N₂</td> <td>Mo</td> <td>Nb</td> <td>V</td> <td>Ti</td> <td>Sn</td> <td>Pb</td> <td>As</td> <td>B</td> <td>O</td> <td>H₂</td> <td>CEV</td> </tr> <tr> <td>Wytóp/Heat Charge</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>311743</td> <td>0,15</td> <td>0,77</td> <td>0,214</td> <td>0,016</td> <td>0,020</td> <td>0,02</td> <td>0,05</td> <td>0,01</td> <td>0,003</td> <td>0,0070</td> <td>0,002</td> <td>0,001</td> <td>0,003</td> <td>0,001</td> <td>0,003</td> <td>0,001</td> <td>0,002</td> <td>0,0002</td> <td></td> <td></td> <td>0,29</td> </tr> <tr> <td>312208</td> <td>0,15</td> <td>0,77</td> <td>0,211</td> <td>0,013</td> <td>0,006</td> <td>0,02</td> <td>0,04</td> <td>0,01</td> <td>0,003</td> <td>0,0049</td> <td>0,003</td> <td>0,001</td> <td>0,003</td> <td>0,001</td> <td>0,002</td> <td>0,001</td> <td>0,002</td> <td>0,0002</td> <td></td> <td></td> <td>0,29</td> </tr> </table>						B07	C	Mn	Si	P	S	Cu	Cr	Ni	Al	N ₂	Mo	Nb	V	Ti	Sn	Pb	As	B	O	H ₂	CEV	Wytóp/Heat Charge																							311743	0,15	0,77	0,214	0,016	0,020	0,02	0,05	0,01	0,003	0,0070	0,002	0,001	0,003	0,001	0,003	0,001	0,002	0,0002			0,29	312208	0,15	0,77	0,211	0,013	0,006	0,02	0,04	0,01	0,003	0,0049	0,003	0,001	0,003	0,001	0,002	0,001	0,002	0,0002			0,29
B07	C	Mn	Si	P	S	Cu	Cr	Ni	Al	N ₂	Mo	Nb	V	Ti	Sn	Pb	As	B	O	H ₂	CEV																																																																									
Wytóp/Heat Charge																																																																																														
311743	0,15	0,77	0,214	0,016	0,020	0,02	0,05	0,01	0,003	0,0070	0,002	0,001	0,003	0,001	0,003	0,001	0,002	0,0002			0,29																																																																									
312208	0,15	0,77	0,211	0,013	0,006	0,02	0,04	0,01	0,003	0,0049	0,003	0,001	0,003	0,001	0,002	0,001	0,002	0,0002			0,29																																																																									
Właściwości mechaniczne - Mechanical properties - Mechanische Eigenschaften <table border="1"> <tr> <td>B07</td> <td>C11</td> <td>C12</td> <td>C13</td> <td>D73</td> <td>C41</td> <td>C44</td> <td>C42 - Praca łamania/Work of fracture/Schlagfestigkeit</td> </tr> <tr> <td>Wytóp/Heat Charge</td> <td>Re</td> <td>R02</td> <td>Rm</td> <td>A</td> <td>A</td> <td>Re/Rm</td> <td>R02/Rm</td> </tr> <tr> <td></td> <td>[Mpa]</td> <td>[Mpa]</td> <td>[Mpa]</td> <td>[mm]</td> <td>[%]</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>311743</td> <td>298,0</td> <td></td> <td>468,0</td> <td>31,5</td> <td>0,64</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>311743</td> <td>290,0</td> <td></td> <td>466,0</td> <td>32,4</td> <td>0,62</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>312208</td> <td>283,0</td> <td></td> <td>441,0</td> <td>32,9</td> <td>0,64</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>312208</td> <td>294,0</td> <td></td> <td>446,0</td> <td>33,0</td> <td>0,66</td> <td></td> <td></td> </tr> </table>						B07	C11	C12	C13	D73	C41	C44	C42 - Praca łamania/Work of fracture/Schlagfestigkeit	Wytóp/Heat Charge	Re	R02	Rm	A	A	Re/Rm	R02/Rm		[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[mm]	[%]			311743	298,0		468,0	31,5	0,64			311743	290,0		466,0	32,4	0,62			312208	283,0		441,0	32,9	0,64			312208	294,0		446,0	33,0	0,66																																			
B07	C11	C12	C13	D73	C41	C44	C42 - Praca łamania/Work of fracture/Schlagfestigkeit																																																																																							
Wytóp/Heat Charge	Re	R02	Rm	A	A	Re/Rm	R02/Rm																																																																																							
	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[mm]	[%]																																																																																									
311743	298,0		468,0	31,5	0,64																																																																																									
311743	290,0		466,0	32,4	0,62																																																																																									
312208	283,0		441,0	32,9	0,64																																																																																									
312208	294,0		446,0	33,0	0,66																																																																																									
Przeznaczenie: Konstrukcje stalowe, budownictwo Substancja regulowana: Nie określono parametrów Trwałość: Nie określono parametrów Spawalność: wg EN 1011-2 Intended uses: Building constructions or civil engineering Regulated substance: No performance determined Durability: No performance determined Weldability: according to EN 1011-2																																																																																														
Deklaracja środowiskowa produktu: EPD-BFS-2010111-E Environmental product declaration: EPD-BFS-2010111-E Poziom radioaktywności materiału: < 100Bq/kg The radioactivity material: < 100Bq/kg																																																																																														
C70 Proces wytwarzania stali/Steelmaking process/Stahherstellungsverfahren - Proces konwertorowy./The converter process.																																																																																														
Z01 Stwierdzenie o zgodności: Producent deklaruje, że dostarczone wyroby są zgodne z warunkami zamówienia. Statement of compliance: The producer guarantees that delivered goods are in accordance with the conditions of the order. Konformitätserklärung: Der Hersteller deklariert dass die gelieferten Erzeugnisse den Bedingungen aus der Bestellung entsprechen.																																																																																														
A05, Z02.2 Oświadczam/Spezjalista że Ceny/Koszt/Wytwórca/Dokumentacja kopierowni: wyroby stali Zdobawca/Kopista		Deklaracja Właściwości Użytkowych Nr./Declaration of Performance No./Leistungserklärung Nr.: AMDG-2/01-CPR-13-1																																																																																												

Wystawili: Antoni Czechowski

Strona 1 / 2

Obrázek 10.8 – Certifikát kvality dodaného materiálu.

10.1.2. Konstrukce pro uložení zkušební tělesa

Nosníky JD jsou při samotných realizacích uloženy na samostatné ocelové nebo železobetonové sloupy nebo na konzoly ocelových nebo železobetonových nosných sloupů haly. Ilustrační fotografie uložení na samostatný ocelový sloup a nejběžněji používaný typ přípoje v ložisku je na obrázku 10.9.



Obrázek 10.9 – Jeřábová dráha pro jeřáb Demag o nosnosti 5000 kg, laboratoř Ústavu kovových a dřevěných konstrukcí, FAST, VUT v Brně.

Bylo potřeba realizovat takové podpory pro uložení zkušební tělesa, které odpovídají skutečnému uložení nosníků JD v ložiscích. Pro výrobu podpor byla využita taktéž válcovaná tyč HEA 300 z konstrukční oceli S235, ze které bylo vyrobeno zkušební těleso. Krajní podpory byly zajištěny proti posunu uchycením k nosným sloupům stávající jeřábové dráhy v hale a jejich dostatečná tuhost byla ještě zesílená vzpěrou ke sloupu provedenou z I-profilu. Střední podpora byla také vyztužena vzpěrou a dále byla vybavena konstrukcí pro uložení hydraulického válce s tenzometrickým siloměrem. Bylo nutné všechny tři podpory provést dostatečně tuhé tak, aby nedocházelo k žádným přídavným deformacím, které by mohly ovlivnit výsledky měření.

Zkušební těleso bylo usazeno na podpory a ukotveno pouze přes spodní pásnici průřezu pomocí 4 ks šroubů M20, 8.8 a to v každém ze tří ložisek.

Ilustrační fotografie krajních úložných konstrukcí jsou na obrázku 10.10 a 10.11. Ilustrační fotografie střední podpěrné konstrukce je na obrázku 10.12.



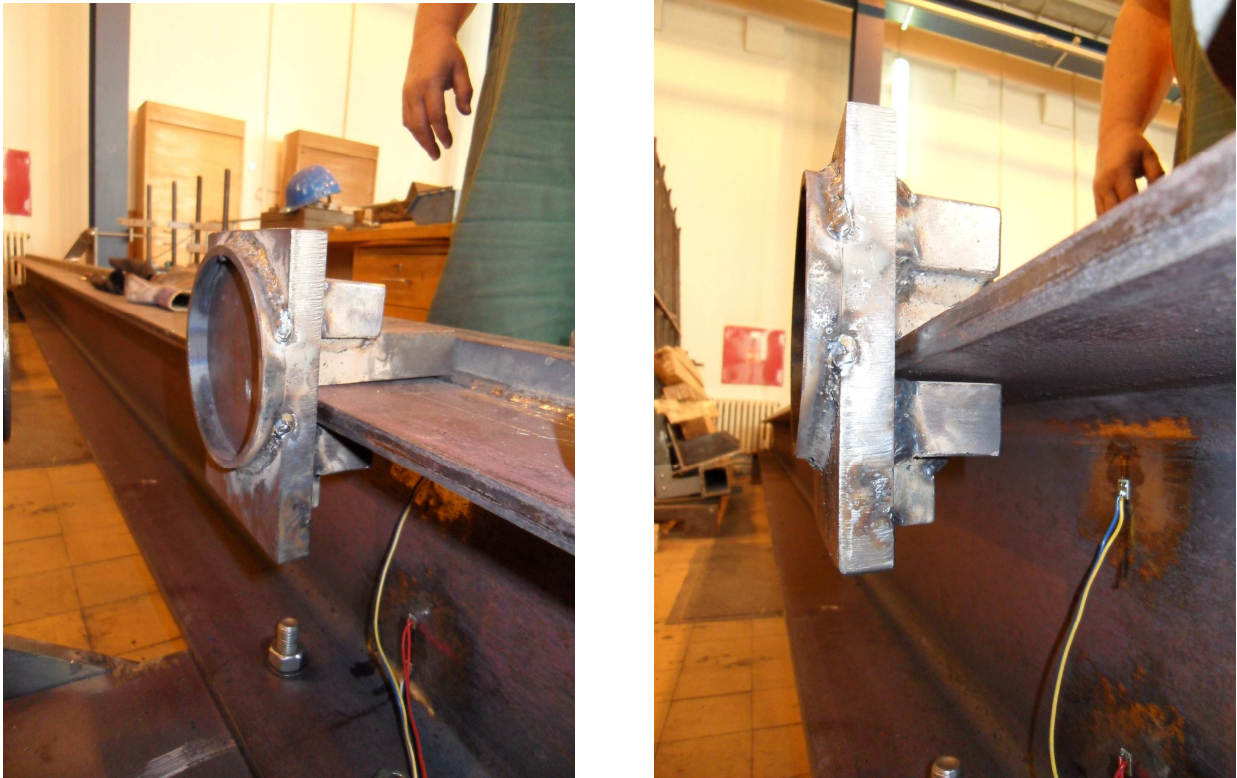
Obrázky 10.10 ↑ a 10.11 →
Fotografie podpěrných konstrukcí krajních.



Obrázek 10.12 – Fotografie střední podpěrné konstrukce.

10.1.3. Aplikace zatěžovací síly

Důležitým požadavkem také bylo aplikovat zatěžovací sílu při zkoušce tak, aby co nejlépe odpovídala skutečnému působení síly od kola jeřábu, to je co nejbližše horní hraně kolejnice. Za tím účelem byl vyrobený speciální přípravek (obrázek 10.13), přes který byla zatěžovací síla přenášena přímo do kolejnice na malou roznášecí plochu k její horní hraně. Přípravek byl položen na horní pásnici. Zesponu horní pásnice byl proveden tlustý plech, který měl jistit vysmeknutí přípravku v případě naklonění horní pásnice nosníku. Byla zajištěna dostatečná vůle mezi tímto zajišťovacím tlustým plechem a horní pásnicí jak zesponu tak i z boku pásnice a po celou dobu zatěžovací zkoušky byla tato vůle kontrolována.



Obrázek 10.13 – Přípravek pro aplikaci zatěžovací síly.

10.2. Vlastní realizace experimentu

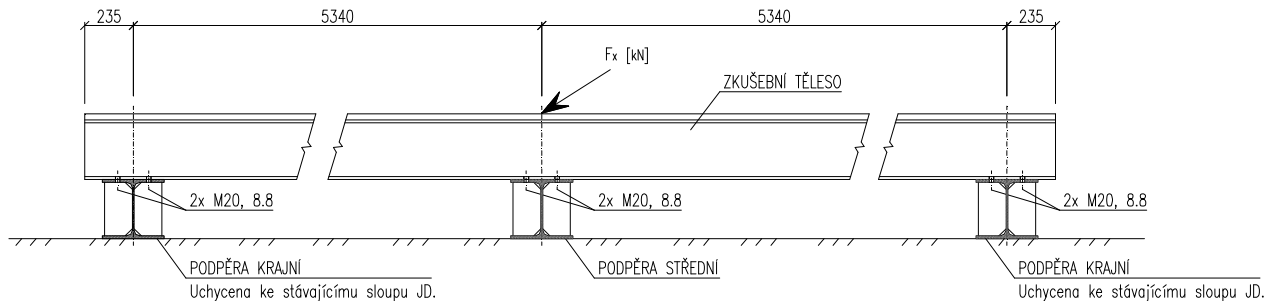
10.2.1. Popis experimentu

Úkolem experimentu bylo zjištění působení na stojně průřezu spojitého nosníku JD o 2 polích v ose střední podpory zatížené lokálním ohybem od zatížení vodorovnou příčnou silou kola mostového jeřábu v úrovni horní hrany kolejnice. Výsledkem experimentu byl průběh lokálního svislého napětí σ_z v definovaných vláknech stojiny průřezu v závislosti na hodnotě zatěžovací síly F_x a průběh vodorovných posuvů u_y v definovaných vláknech stojiny průřezu v závislosti na hodnotě zatěžovací síly F_x . Cílem bylo zjištění uvedených hodnot pro jejich porovnání s hodnotami vypočtenými analyticky a na numerickém modelu.

10.2.2. Experimentální sestava

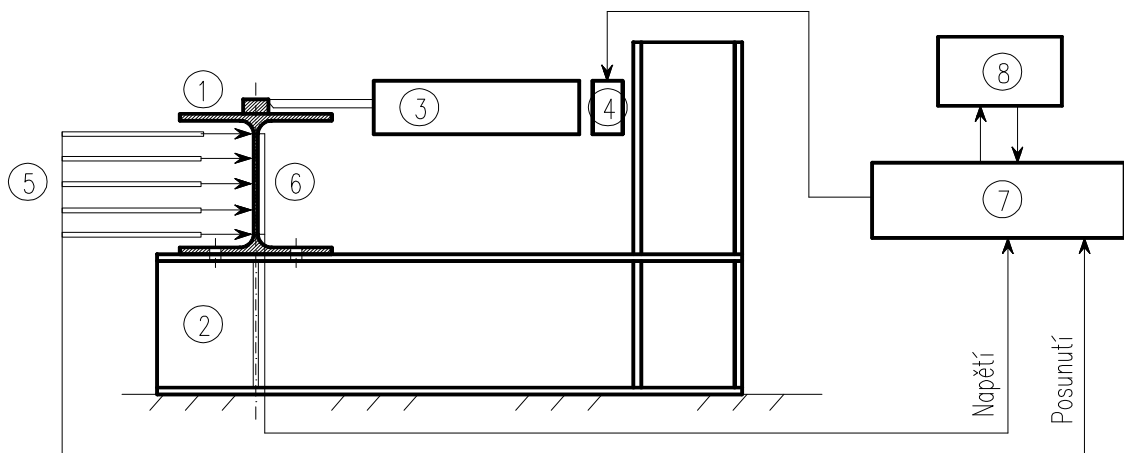
Experimentální sestava pro zkoušku je popsána a graficky znázorněna na obrázku 10.14. Na obrázku 10.15 je grafické schéma zatěžovací soustavy pro zkoušení tělesa s popisem jednotlivých částí. Ilustrační fotografie jsou pak na obrázcích 10.16 a 10.17.

Vyvození zatěžovací tlakové síly bylo realizováno hydraulickým válcem Brano 25t uloženým na konstrukci střední podpěry. Zatěžovací síla byla měřena tenzometrickým siloměrem C6A/200kN, v.č.G69547, HBM (kalibrace kontrolována v ověřeném zkušebním stroji ZD 20) osazeným přímo mezi hydraulický válec a konstrukci střední podpěry. Vzájemné propojení zajišťovala řídicí aparatura. Volba tlakové síly a jejich změn v čase byla zadávána pomocí PC s ovládacím softwarem. Velikost tlakové síly společně s hodnotami vodorovných posunů a údajů z tenzometrů byly zaznamenávány měřicí ústřednou.



Obrázek 10.14 - Experimentální sestava.

Vodorovné posunutí stojiny průřezu v pravidelných rozestupech po výšce stojiny bylo měřeno indukčnostními snímači s odpruženým hrotem fixovanými na nezávislý vztažný blok - v pozicích 1 až 4 snímači WA 50-T, HBM a v pozici 5 snímačem WA 10-T, HBM (snímače byly kontrolně kalibrovány koncovými měrkami Zeiss). Jako odporové tenzometry instalované na stojině byl použit typ LY11 6/350, HBM. Zpracování a záznam veličin byl prováděn na multifunkční měřicí ústředně MGC plus, HBM ovládané výpočetním softwarem Catman easy, HBM z PC. Vzorkovací frekvence byla 5vz/1s na každý kanál.

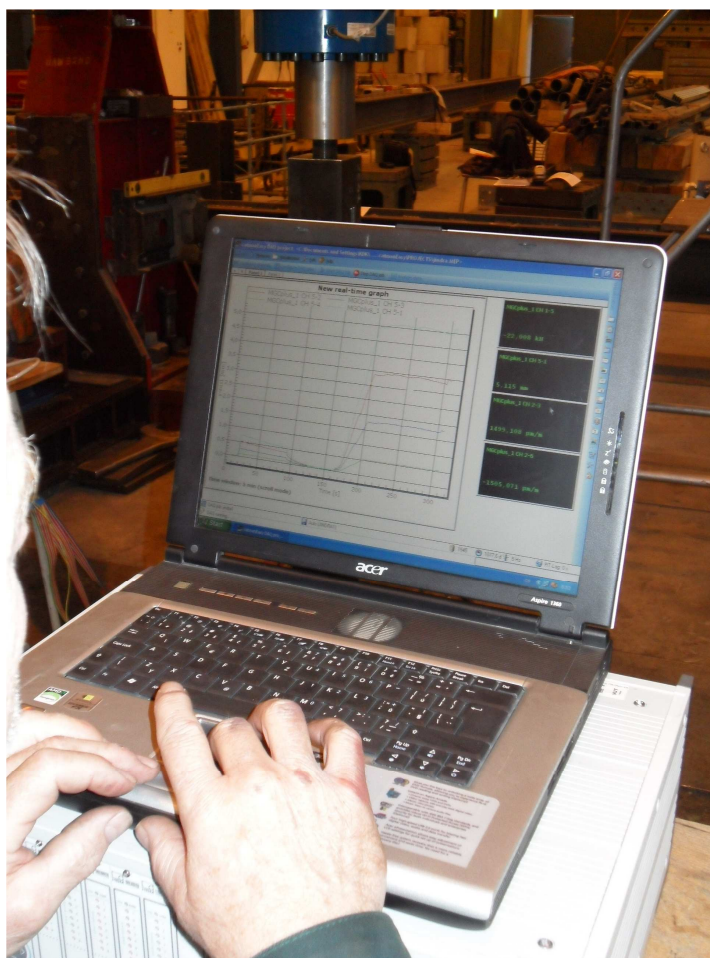


Obrázek 10.15 – Grafické schéma zatěžovací soustavy pro testování zkušebního tělesa.

- Popis jednotlivých částí schématu:
- 1 - Zkušební těleso;
 - 2 – Střední podpěrná konstrukce;
 - 3 – Hydraulický válec Brano 25t;
 - 4 – Tenzometrický siloměr C6A/200kN;
 - 5 – Indukčnostní snímače polohy WA, HBM;
 - 6 – Odporové tenzometry LY11 6/350, HBM;
 - 7 – Multifunkční měřicí ústředna MGC plus, HBM;
 - 8 – Výpočetní software Catman Easy, HBM.



Obrázek 10.16 – Ilustrační fotografie experimentální sestavy a zatěžovací soustavy.



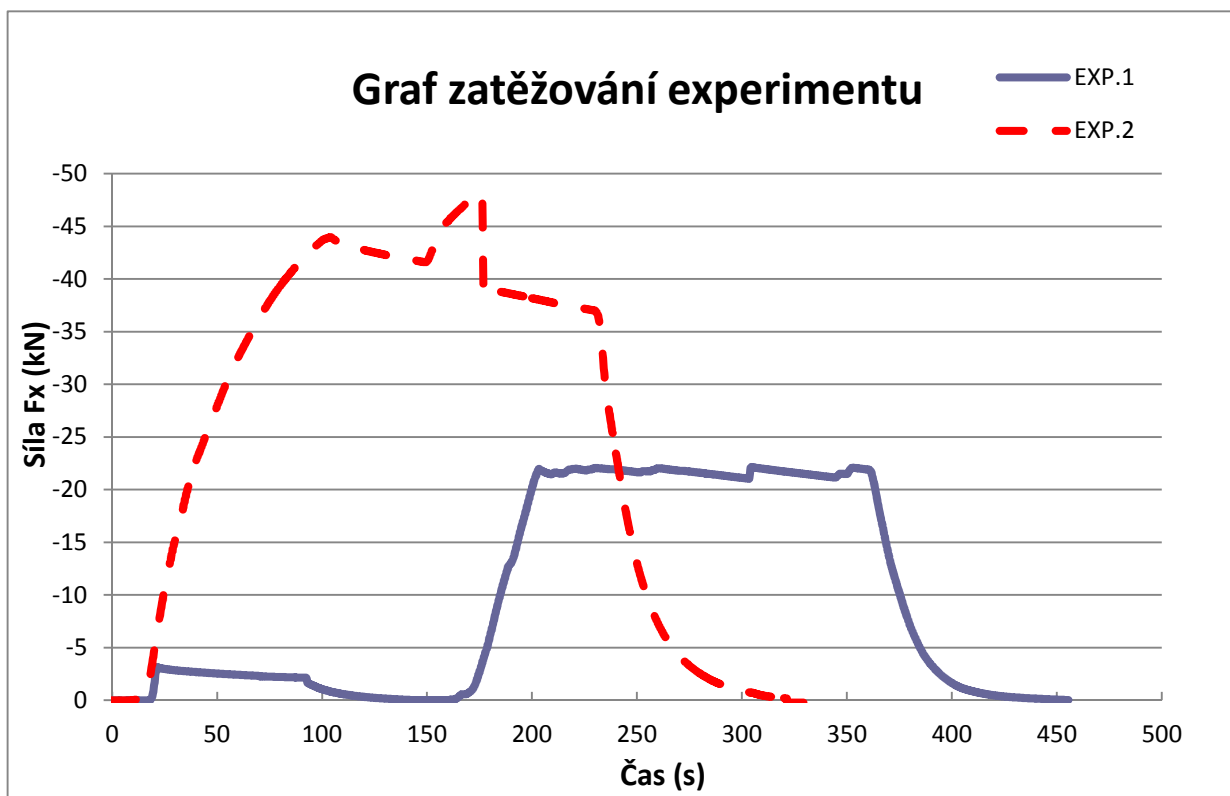
Obrázek 10.17 – Ilustrační fotografie multifunkční měřící ústředny.

10.2.3. Způsob zatěžování

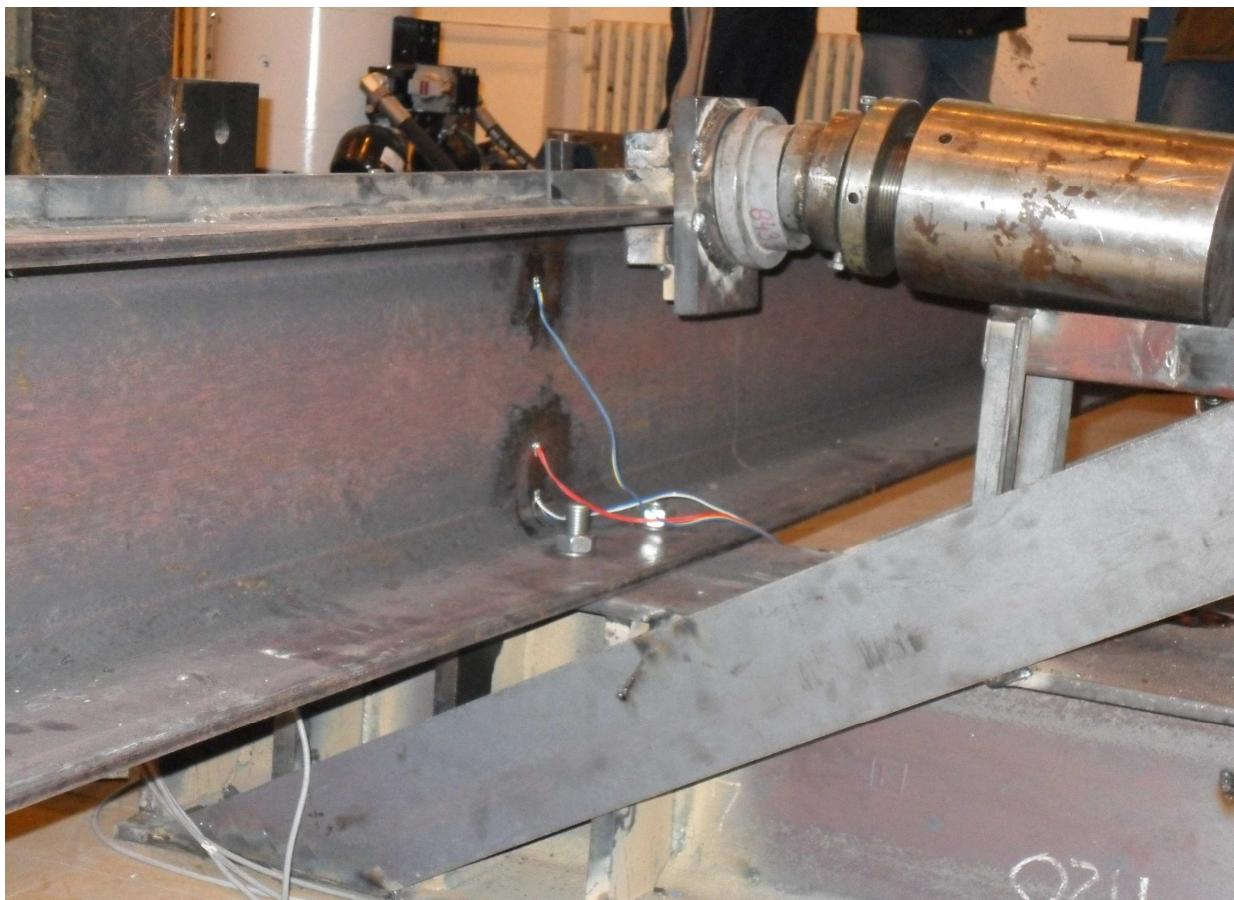
Průběh vnášení zatěžovací vodorovné tlakové síly je vykreslen v grafu 10.1. Zatěžování bylo provedeno ve 2 fázích.

Na začátku první fáze se provedlo nejprve zatížení malou tlakovou silou cca 3,0 kN z důvodu dotlačení vřelí ve šroubovém spoji v ložisku. Po té se nechala tlaková síla F_x narůst v čase až do hodnoty 22,0 kN, což byla hodnota dosažení výrobcem deklarované meze kluzu materiálu ve spodních vláknech stojiny průřezu. Tato hodnota byla zjištěna z numerického modelu Ansys. Zároveň tato hodnota byla vhodná, protože téměř odpovídala návrhové hodnotě vodorovné síly od příčení jeřábu $H_{S,Ed} = \gamma_{Q,sup} \cdot H_s = 1,35 \cdot 16,5 = 22,3$ kN (viz. kapitola 8.4.4). Uvedená hodnota $H_{S,Ed}$ byla nastavena pomocí výpočetního softwaru multifunkční měřící ústředny. Síla působila po časový úsek cca 3 minut a následovalo odtížení experimentální soustavy. Poté se čekalo až dojde k ustálení deformací. V této fázi měly být naměřeny hodnoty působení na stojině průřezu v pružné části pracovního diagramu.

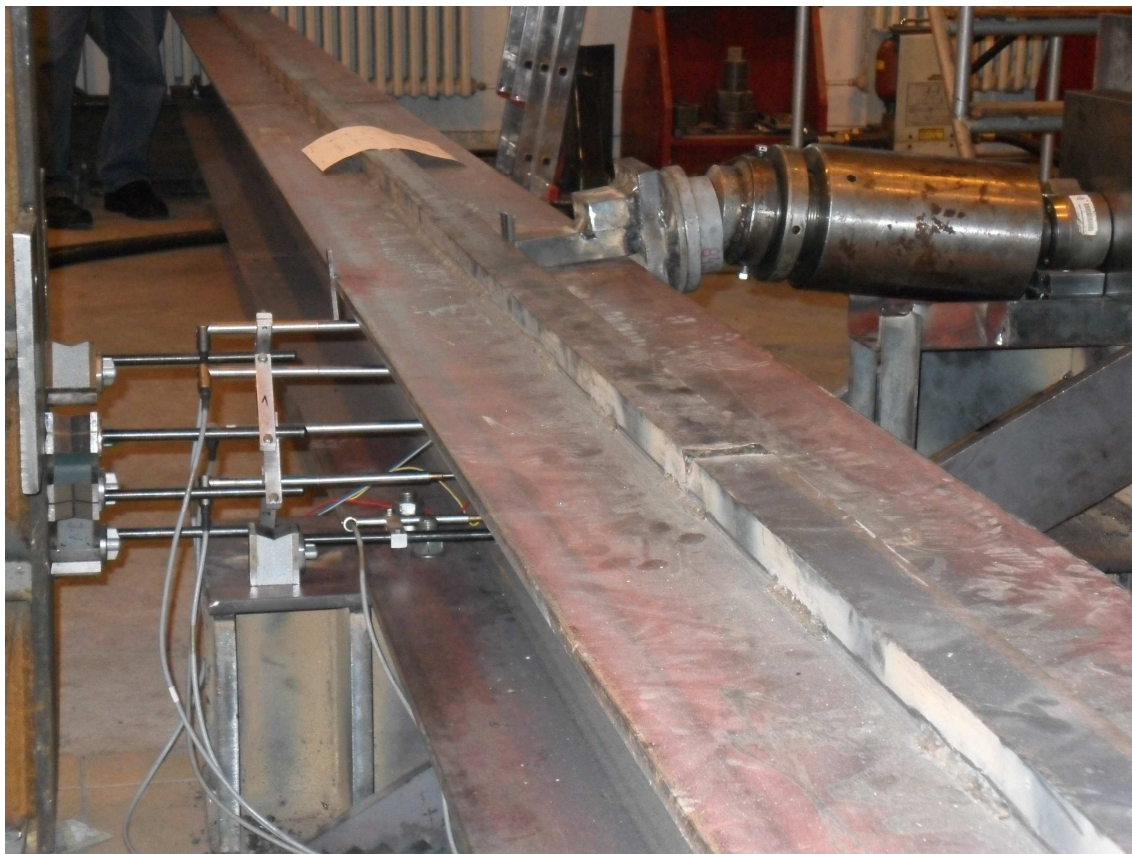
Ve druhé fázi zatěžovací tlaková síla F_x narůstala až do prvního porušení experimentální soustavy. Porušení vzniklo při zatěžovací tlakové síle $F_x = 44$ kN, kdy vyjel hydraulický válec z přípravku pro přenesení tlakové síly, viz. obrázek 10.18 a obrázek 10.19. Důvodem bylo naklonění horní pásnice průřezu zkušební tělesa. Byla provedena úprava polohy hydraulického válce a zatěžovalo se dál. Při tlakové síle $F_x = 48$ kN došlo opět k vyjetí hydraulického válce a zároveň k opření přípravku pro přenesení zatěžovací tlakové síly zespodu do horní pásnice. Zkouška tím byla ukončena. Provedlo se odtížení experimentální soustavy.



Graf 10.1 – Graf způsobu zatěžování experimentální sestavy.



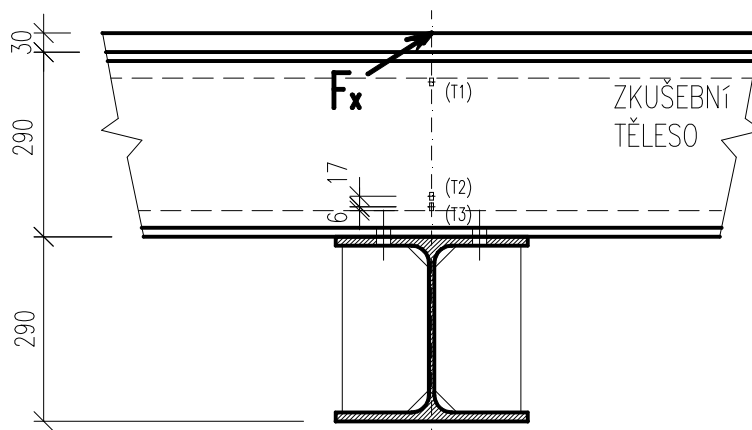
Obrázek 10.18 – Ilustrační fotografie vysunutí hydraulického válce z přípravku.



Obrázek 10.19 – Ilustrační fotografie vysunutí hydraulického válce z přípravku.

10.2.4. Měřené veličiny

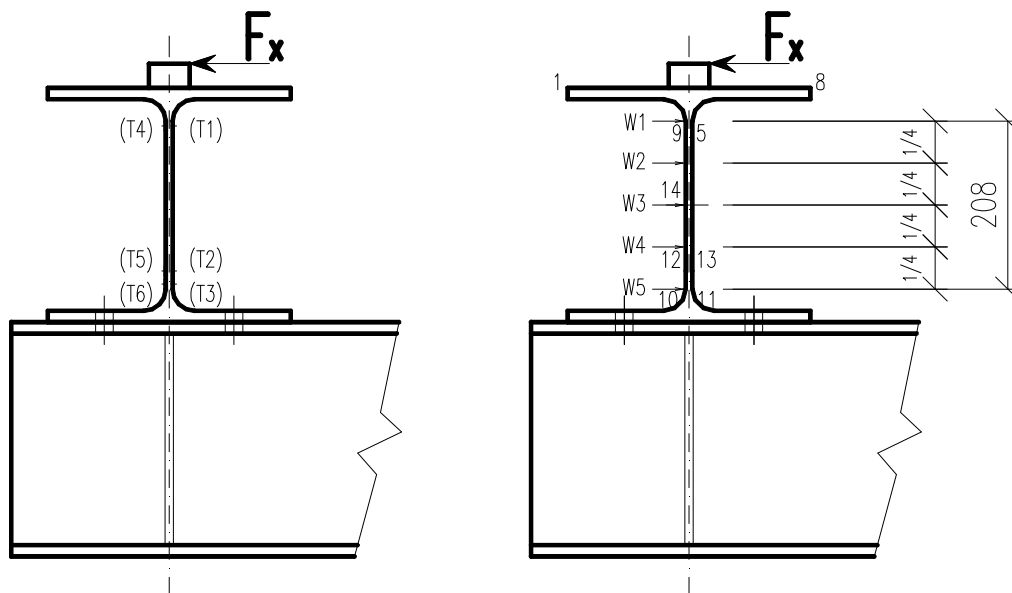
Pět snímačů průhybů s odpruženým hrotem snímalo vodorovná posunutí stojiny průřezu v pravidelných rozstupech po její výšce. Snímače byly označeny symboly W1, W2, W3, W4 a W5. Polohy jednotlivých měřících bodů s označením jejich snímačů posuvů jsou znázorněny na obrázku 10.20 a 10.21 a vyfoceny na obrázcích 10.22 a 10.23. Snímače byly fixovány na nezávislý vztažný blok. Posuvy i zatěžovací tlaková síla F_x byly měřeny a zaznamenávány elektronicky v intervalu 5 měření za 1 sekundu pro každý snímač.



Obrázek 10.20 – Pohled na zkušební těleso v místě střední podpory s označením měřených bodů.

Na stojinu průřezu v ose podpory bylo osazeno šest odporových tenzometrů typu LY11 6/350, HBM. Tenzometry byly označeny symboly T1, T2, T3, T4, T5 a T6. Polohy jednotlivých

tenzometrů s jejich označením jsou znázorněny taktěž na obrázku 10.20 a 10.21 a vyfoceny na obrázku 10.23. Prostřednictvím tenzometrů bylo měřeno napětí ve svislém směru, to je ve směru rovnoběžném se svislou osou „z“ průřezu zkušební nosníku ($\sigma_{z,t}$). Hodnoty poměrných deformací z tenzometrů spolu se zatěžovací tlakovou silou F_x byly taktěž měřeny a zaznamenávány elektronicky měřící ústřednou v intervalu 5 měření za 1 sekundu pro každý kanál.



Obrázek 10.21 – Příčný řez zkušebním tělesem v ose střední podpory s označením měřených bodů.



Obrázek 10.22 – Ilustrační záběr upevnění snímačů posuvů a tenzometrů.



Obrázek 10.23 – Ilustrační záběr upevnění snímačů posuvů a tenzometrů.

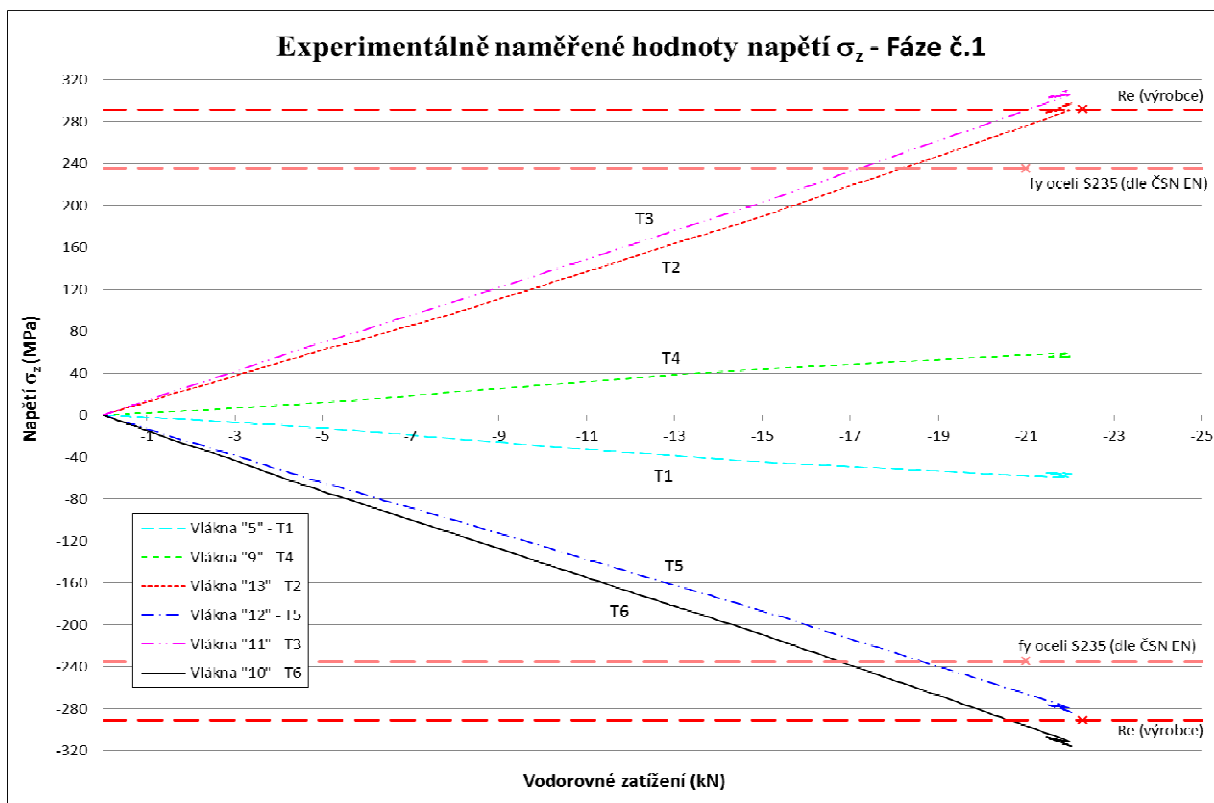
10.2.5. Naměřené hodnoty a jejich vyhodnocení

Experimentálně naměřené hodnoty svislých napětí σ_z (T1-T6) a vodorovných posuvů (W1-W5) byly vyhodnoceny a zpracovány do grafů závislosti na zatěžovací síle F_x působící na zkušební těleso. Naměřené hodnoty napětí T1 až T6 jsou zobrazeny v grafu 10.2 pro 1.fázi experimentu a v grafu 10.3 pro 2.fázi experimentu.

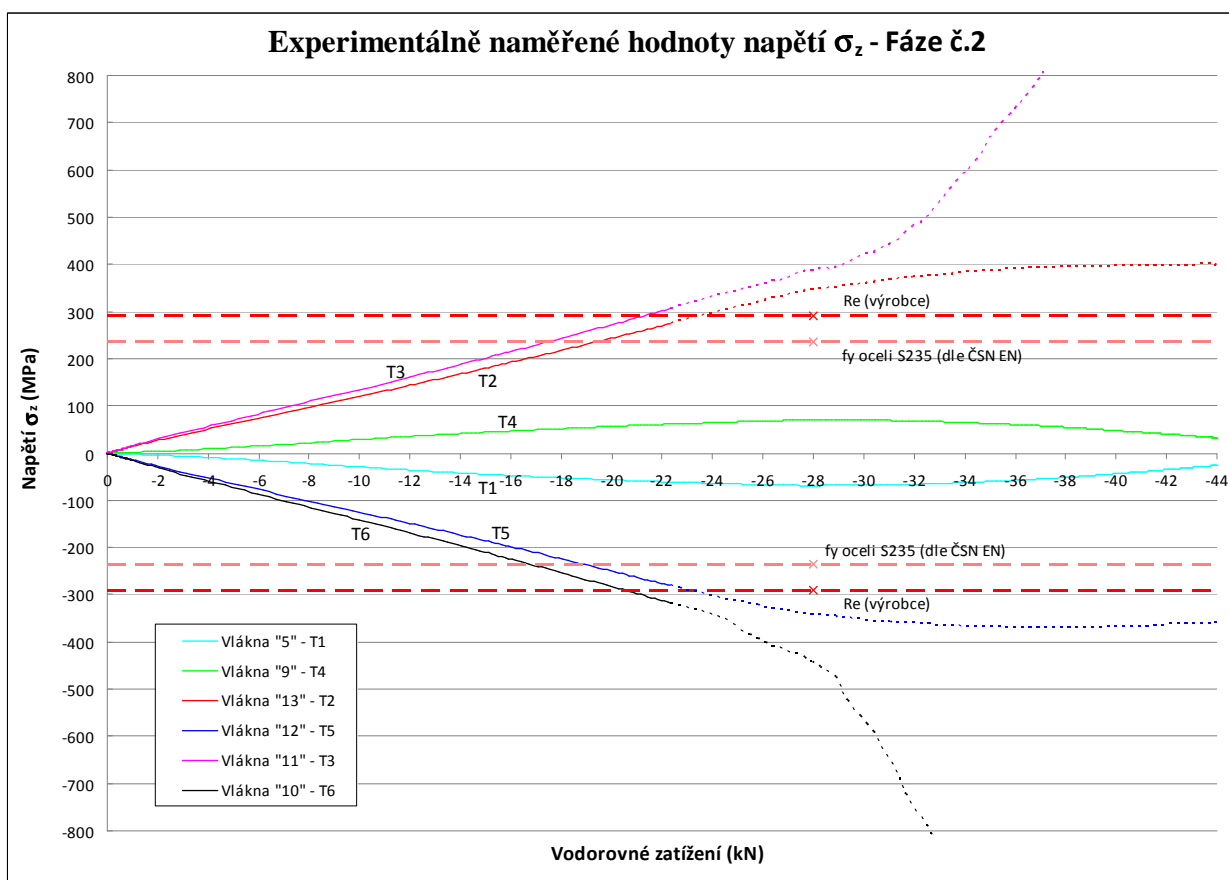
Materiálové zkoušky použité oceli nebyly prováděny. Materiál pro výrobu zkušební tělesa byl vybaven certifikátem kvality od výrobce, z něhož byly aritmetickým průměrem stanoveny mez kluzu $R_e = 291,3$ MPa, mez pevnosti $R_m = 455,3$ MPa a tažnost $A = 32,5$ %.

Naměřené hodnoty vodorovných posuvů W1 až W5 jsou zobrazeny v grafu 10.4 pro 1.fázi experimentu a v grafu 10.5 pro 2.fázi experimentu.

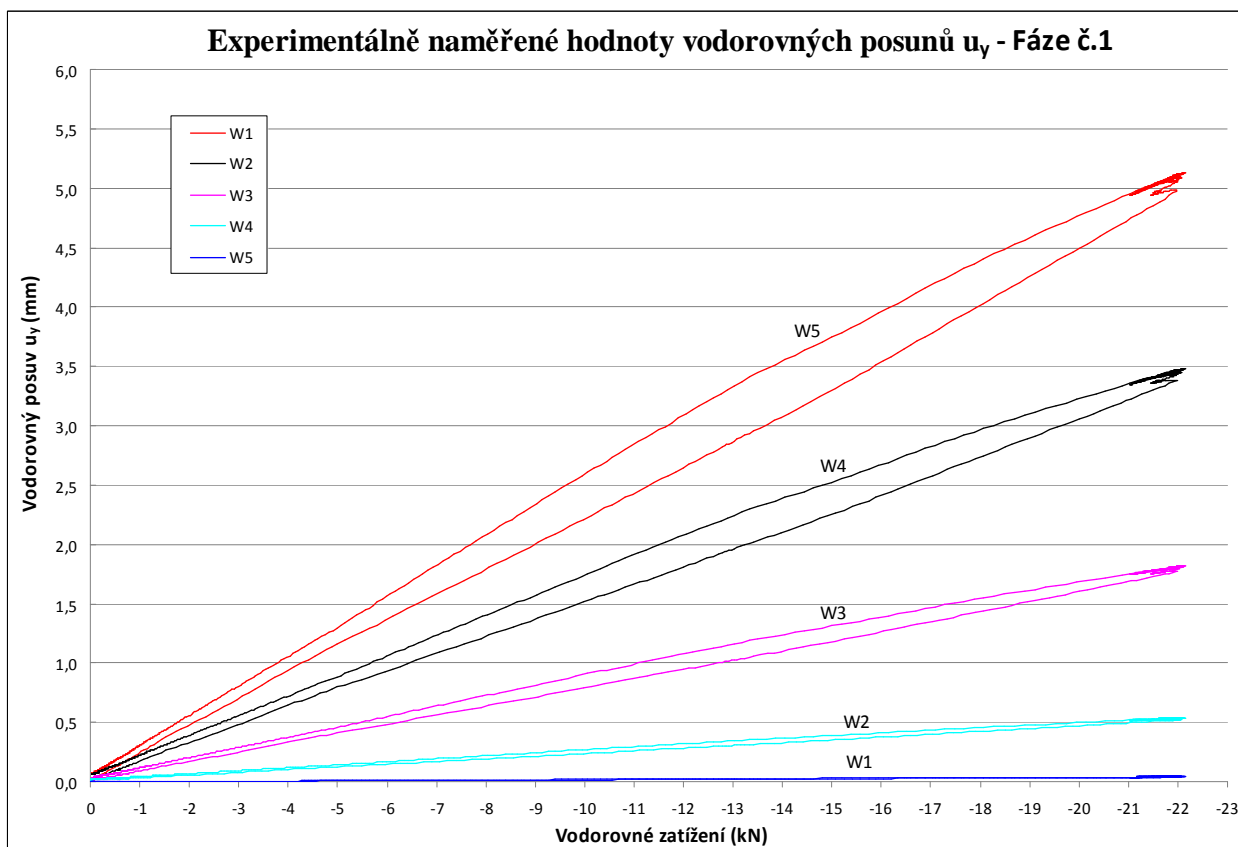
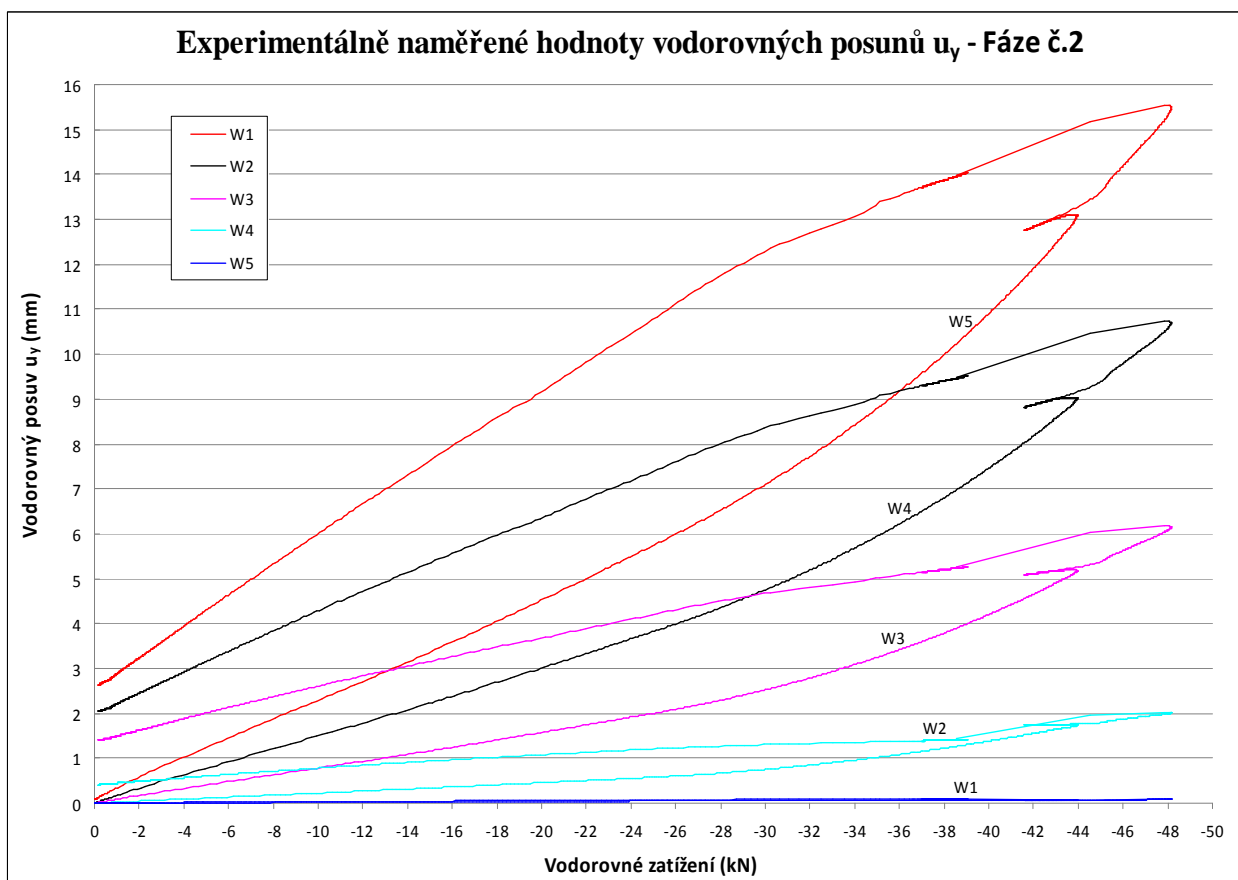
V průběhu vnášení zatěžovací vodorovné tlakové síly F_x při 1.fázi experimentu se pohybovaly naměřené hodnoty napětí na stojině průřezu v části pracovního diagramu do výrobcem deklarované meze kluzu materiálu a nebo ji v případě vláken „10“ (T6) a „11“ (T3) jen velmi mírně překročily. Hodnoty svislého napětí σ_z na stojině rostly lineárně se zvětšující se hodnotou zatěžovací síly F_x . Po odtížení experimentální soustavy došlo k vymizení vodorovných posuvů W1 až W5 a jejich ustálení na hodnotách 0,057 mm u W1; 0,046 mm u W2; 0,036 mm u W3; 0,021 mm u W4 a 0,001 mm u W5.



Graf 10.2 – Graf exp. naměřených hodnot napětí σ_z ve sledovaných místech T1-T6, fáze č.1.



Graf 10.3 – Graf exp. naměřených hodnot napětí σ_z ve sledovaných místech T1-T6, fáze č.2.

Graf 10.4 – Graf exp.naměřených hodnot vod.posuvů u_y ve sledovaných místech W1-W5, fáze č.1.Graf 10.5 – Graf exp.naměřených hodnot vod.posuvů u_y ve sledovaných místech W1-W5, fáze č.2.

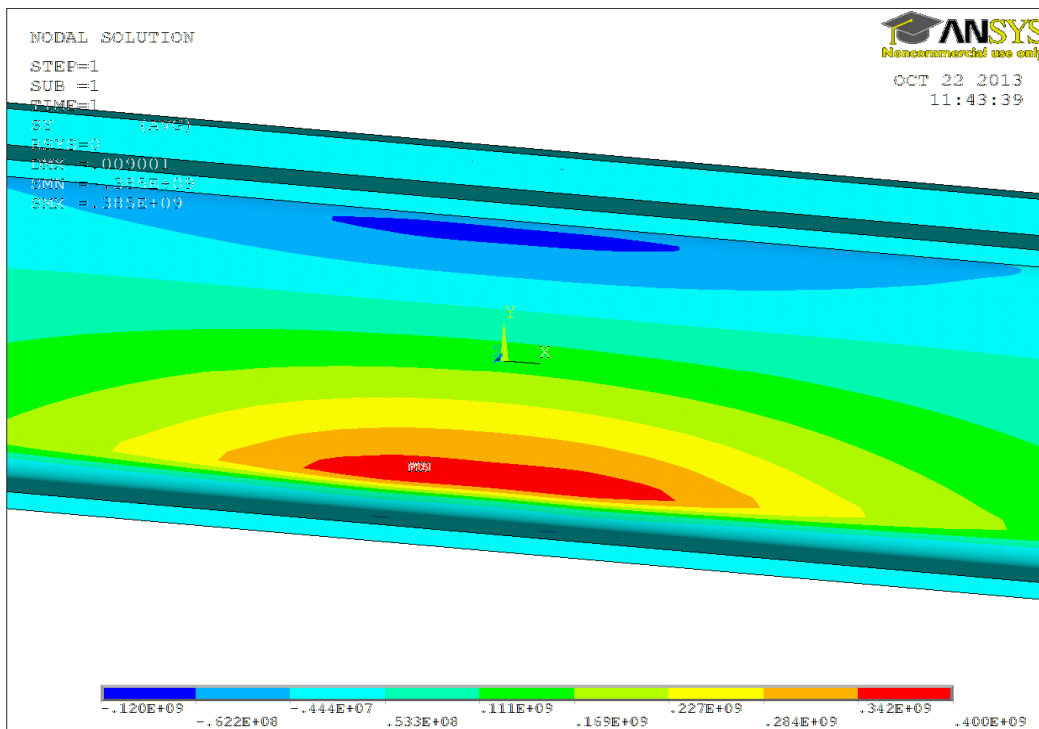
Při 2.fázi experimentu se nechala zatěžovací tlaková síla F_x růst až do porušení zkušebního tělesa nebo selhání experimentální soustavy. Hodnoty svislého napětí σ_z na stojině rostly lineárně se zvětšující se hodnotou zatěžovací síly F_x až do zatěžovací síly $F_x = 22,0$ kN, kdy dosáhly hodnot výrobcem deklarované meze kluzu použitého materiálu. Pro hodnoty zatěžovací síly F_x vyšší než 22,0 kN se pohybovaly naměřené hodnoty napětí ve spodních vláknech stojiny průřezu již za výrobcem deklarovanou mezi kluzu materiálu. Tyto hodnoty nejsou relevantní, v grafech jsou vyznačeny tečkovanou křivkou. Po ukončení 2.fáze experimentu a odtížení experimentální soustavy došlo už pouze k částečnému vymizení vodorovných posunů W1 až W5 a jejich ustálení na hodnotách 2,406 mm u W1; 1,879 mm u W2; 1,312 mm u W3; 0,389 mm u W4 a 0,001 mm u W5.

Zkušební vzorek byl po ukončení 2.fáze experimentu zničen trvalou deformací. Natočení horní části průřezu a vodorovný posuv horní pásnice byly jemně vidět na obrázcích 10.18 a 10.19 týkajících se vysunutí hydraulického válce z přípravku pro přenesení zatěžovací síly.

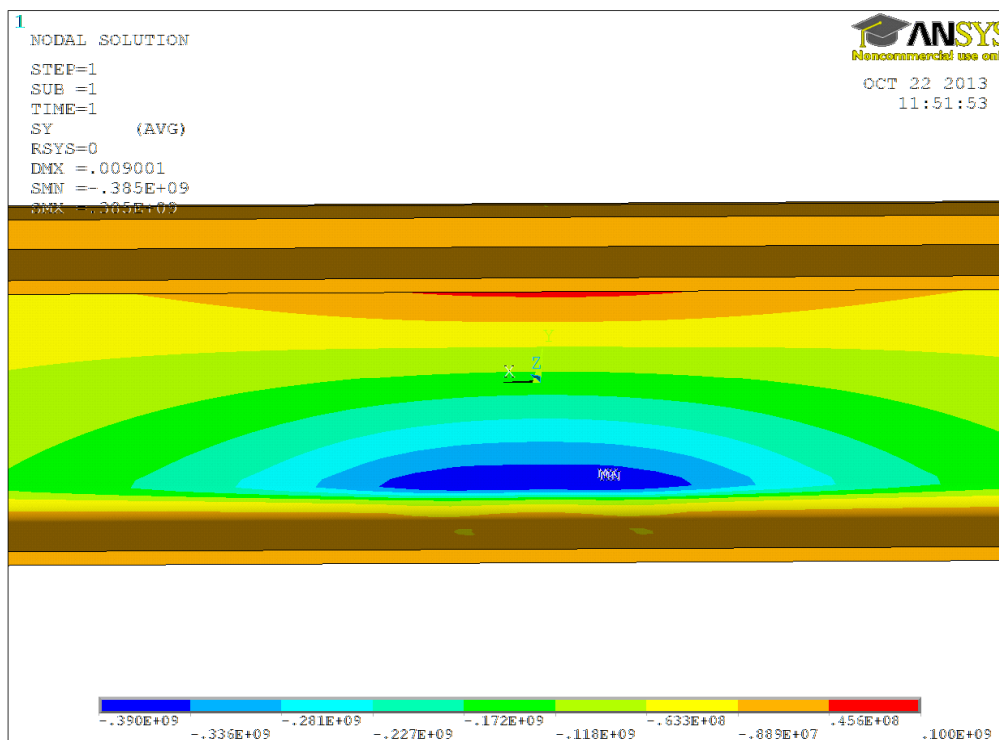
10.3. Numerický model experimentu

V předchozí kapitole popsáný experiment byl numericky modelován jako objemový model tvořený 3D konečnými prvky – bricky (SOLID45) ve výpočetním softwaru ANSYS. Použitý materiál byl charakterizován lineárním pracovním diagramem. Byl proveden lineární výpočet I. řádu a geometricky nelineární výpočet. Zatížení bylo rozděleno do 15 zatěžovacích kroků. Dělení sítě bylo následující: stojina byla po tloušťce dělena na čtyři konečné prvky, pásnice byla po tloušťce dělena na dva konečné prvky, zbylé dva rozměry konečných prvků se pohybovaly v intervalu od 4 mm do 10 mm, přičemž dělení na konečné prvky bylo jemnější v oblasti působit' zatížení a podpor.

Obdobně jako u experimentu bylo sledováno působení pro zatěžovací stav č.3 (ZS3): nosník JD byl zatížen vodorovnou příčnou silou od kola jeřábu působící v úrovni horní hrany kolejnice. Model a průběhy napětí σ_z na obou stranách stojiny průřezu jsou uvedeny na obrázku 10.24 a 10.25.

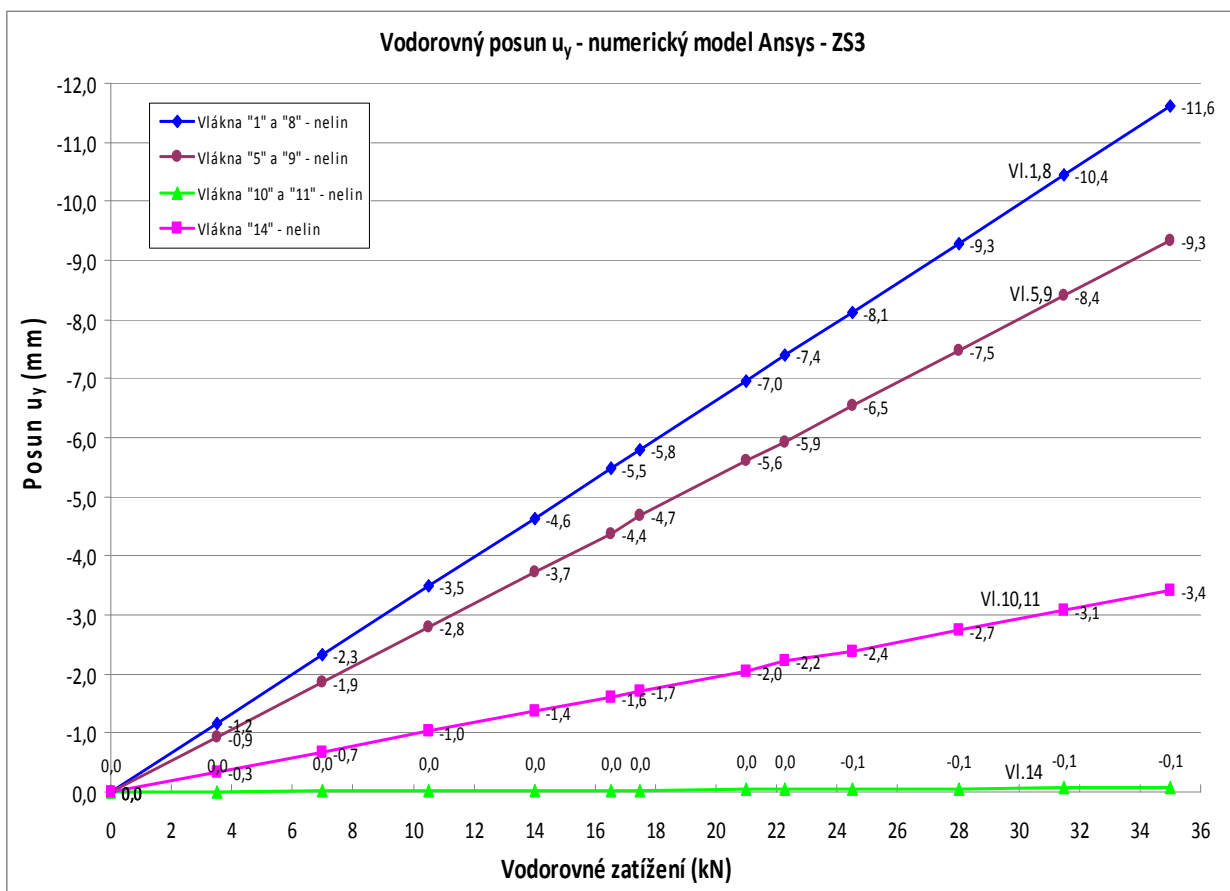


Obrázek 10.24 – Model experimentu v programu Ansys a průběh napětí σ_z .



Obrázek 10.25 – Model experimentu v programu Ansys a průběh napětí σ_z .

Získané hodnoty vodorovné deformace z numerického modelu jsou uvedeny v grafu 10.6 a hodnoty napětí σ_z z numerického modelu jsou uvedeny v grafu 10.7.



Graf 10.6 – Hodnoty vodorovného posunu u_y – numerický model Ansys.

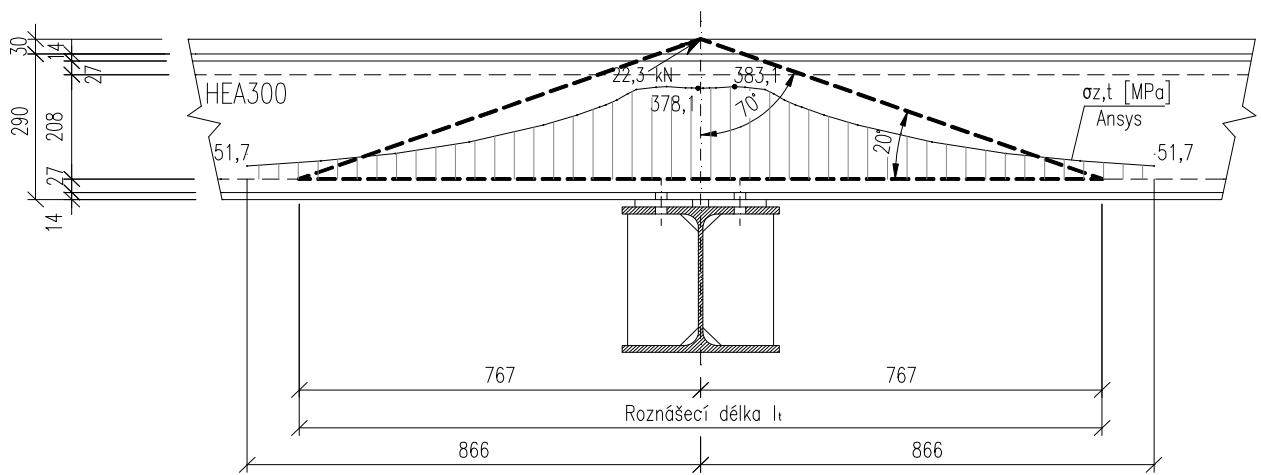
$$\sigma_{z,t,Ed} = \frac{M_{t,Ed}}{W_{y,t}} = \frac{F_{x,Ed} \cdot e_t}{\frac{1}{6} l_t t_w^2},$$

kde F_x ... je návrhová hodnota vodorovné příčné síly kolového zatížení;

e_t ... je excentricita působení vodorovné příčné síly od spodních vláken stojiny průřezu (to je vzdálenost horní hrany kolejnice od spodních vláken stojiny průřezu);

l_t ... je účinná roznášecí délka stojiny lokálně ohýbané působením vodorovné příčné síly;

t_w ... tloušťka stojiny.



Obrázek 10.26 – Nosník s vyznačenou roznášecí účinnou délkou lokálně ohýbané části stojiny průřezu působením vodorovné příčné síly.

Analytický výpočet napětí $\sigma_{z,t}$ pro experimentálně sledovaný případ je zpracován v tabulce č.11.

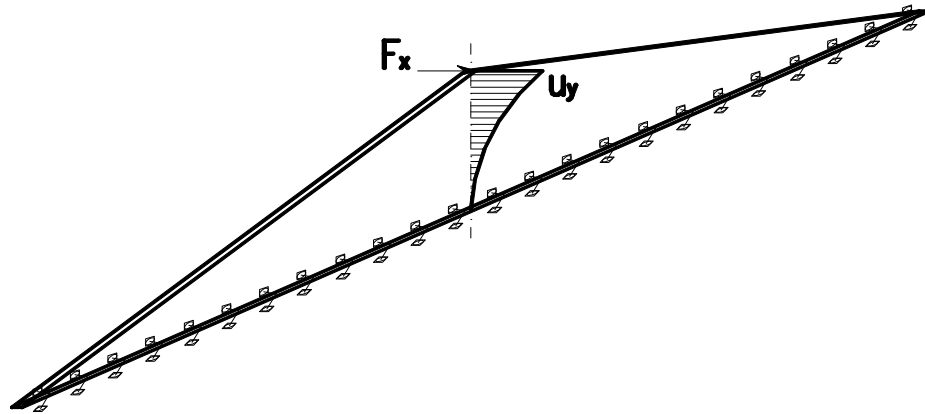
$\pm F_x$ [kN]	3,5	7,0	10,5	14,0	16,5	17,5	21,0	22,3	24,5	28,0	31,5	35,0
e [mm]	279	279	279	279	279	279	279	279	279	279	279	279
t_w [mm]	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5	8,5
l_t [mm]	1534	1534	1534	1534	1534	1534	1534	1534	1534	1534	1534	1534
$\pm \sigma_{z,t}$ [MPa]	52,9	105,7	158,6	211,5	249,4	264,3	317,2	336,7	370,1	422,9	475,8	528,6

Tabulka 11 – Analytický výpočet napětí $\sigma_{z,t}$ pro experimentálně sledovaný případ.

Pro výpočet průhybu vymezené oblasti stojiny jako prutové konstrukce byl využit výpočetní software SCIA ESA, protože průřez prutu byl nutné zadat jako obdélníkový o proměnné šířce. Model je uveden na obrázku 10.27. Výsledné hodnoty deformace jsou uvedeny v tabulce č.12.

$\pm F_x$ [kN]	3,5	7,0	10,5	14,0	16,5	17,5	21,0	22,3	24,5	28,0	31,5	35,0	
$\pm u_y$ [mm]	Vlákná 5,9 (W1)	1,3	2,6	3,8	5,1	6,0	6,4	7,7	8,2	9,0	10,2	11,5	12,8
	Vlákná 14 (W3)	0,3	0,6	1,0	1,3	1,5	1,6	1,9	2,0	2,2	2,6	2,9	3,2

Tabulka 12 – Hodnoty vodorovných posuvů u_y z programu SCIA ESA pro experimentálně sledovaný případ.



Obrázek 10.27 – Prutový model vymezené oblasti stojiny – výpočetní software SCIA ESA.

10.5. Výsledky a vyhodnocení práce

Experimentálně zjištěné hodnoty lokálního svislého napětí ve spodní části stojiny průřezu σ_z a vodorovných posunů u_y byly porovnány s hodnotami vypočtenými analyticky pomocí navržené metody výpočtu na prutovém modelu s vymezením roznášecích účinků na část stojiny nosníku, viz. kapitola 10.4, a taktéž s hodnotami získanými řešením numerického modelu softwarem Ansys, viz. kapitola 10.3.

10.5.1. Lokální svislé napětí ve spodních vláknech stojiny průřezu

Hodnoty lokálního svislého napětí σ_z ve vláknech „10“ a „11“ průřezu získané z experimentu jsou v grafu 10.8 porovnány s hodnotami lokálního svislého napětí vypočítaného podle navržené analytické metody, viz. kapitola 10.4, a pomocí numerického modelu, viz. kapitola 10.3. Křivky v grafu znázorňují závislost hodnot napětí σ_z na velikosti zatěžovací síly F_x , to je vodorovné příčné síly kola jeřábu.

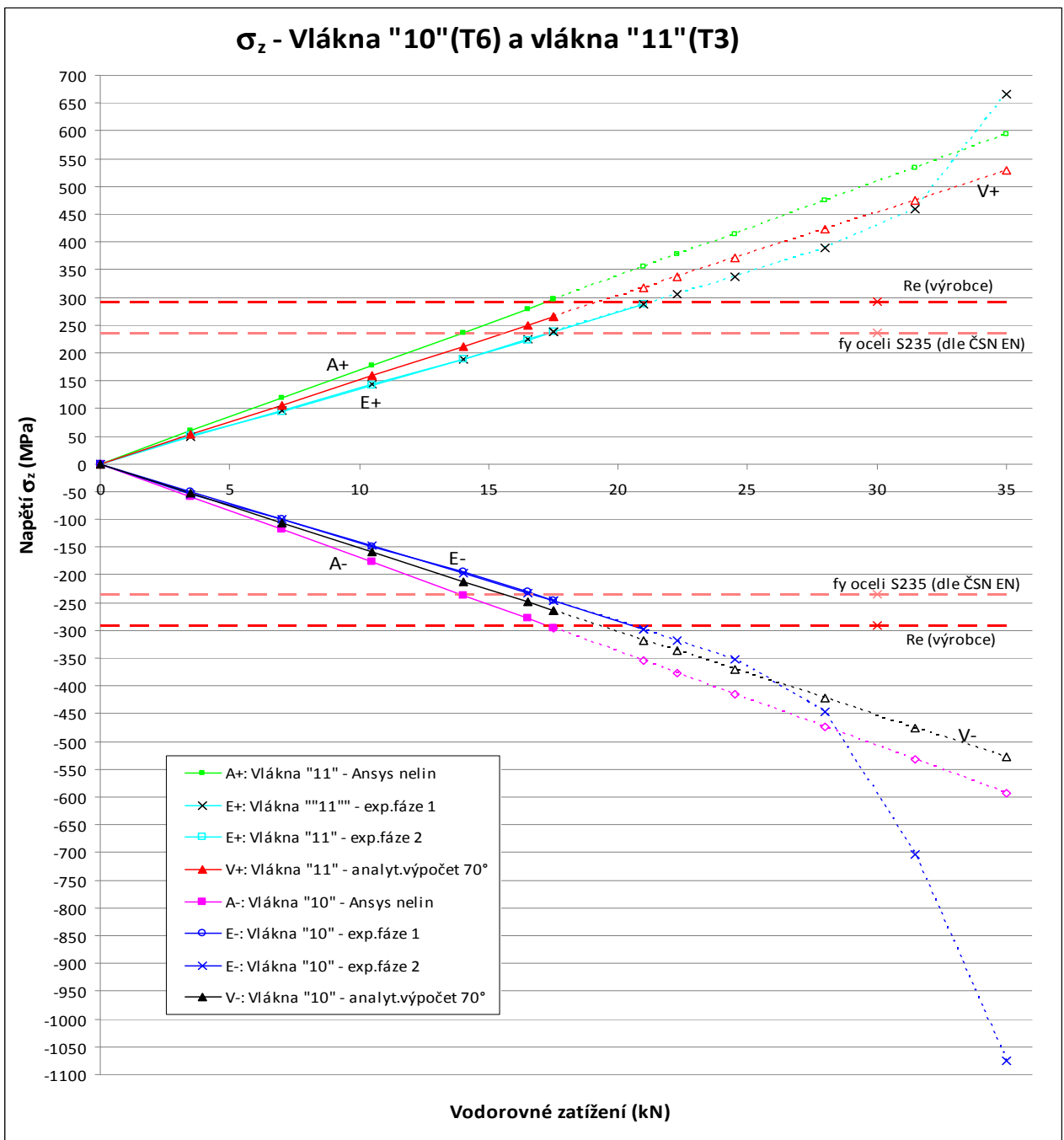
Ve vláknech „11“ (tenzometr T3) vznikl tah jak při experimentu tak u analytického výpočtu a i numerického modelu. Křivky napětí pro vlákna „11“ jsou tedy v horní části grafu nad osou „x“ v kladných hodnotách napětí. Grafická závislost E(+) zobrazuje hodnoty získané z experimentu, grafická závislost V(+) znázorňuje hodnoty získané navrženým analytickým výpočtem a grafická závislost A(+) hodnoty získané z numerického modelu Ansys.

Ve vláknech „10“ (tenzometr T6) vznikl tlak jak při experimentu tak u analytického výpočtu a i numerického modelu. Křivky napětí pro vlákna „10“ jsou ve spodní části grafu pod osou „x“ v záporných hodnotách napětí. Grafická závislost E(-) zobrazuje hodnoty získané z experimentu, grafická závislost V(-) znázorňuje hodnoty získané navrženým analytickým výpočtem a grafická závislost A(-) hodnoty získané z numerického modelu Ansys.

V grafu jsou dále čárkovanými přímkami vyznačeny hodnoty meze kluzu. Vyznačena je hodnota meze kluzu f_y pro třídu oceli S235, která je stanovena českým technickým předpisem pro navrhování ocelových konstrukcí pro pozemní stavby ČSN EN 1993-1-1, a to $f_y = 235$ MPa. A dále je vyznačena taktéž hodnota meze kluzu materiálu dodaného a použitého pro výrobu zkušebního tělesa získaná aritmetickým průměrem hodnot uvedených v certifikátu hutního výrobku od výrobce a to $R_e = 291,3$ MPa. Získané hodnoty napětí, které jsou vyšší než je výrobcem doložená mez kluzu použitého materiálu, nejsou relevantní a jejich křivky jsou vyznačeny pouze tečkovaně.

Z grafu je patrné, že hodnoty napětí získané z experimentu jsou mírně nižší než hodnoty získané analytickým výpočtem a numerickým modelováním v softwaru Ansys. Hodnoty získané

navrženou zjednodušenou metodou s uvážením roznesení účinků od vodorovné příčné síly na část stojiny se pohybují mezi hodnotami z experimentu a hodnotami z numerického modelu Ansys. Hodnoty z analytického výpočtu jsou tedy blíže reálnému působení na stojině než hodnoty získané numerickým modelováním.



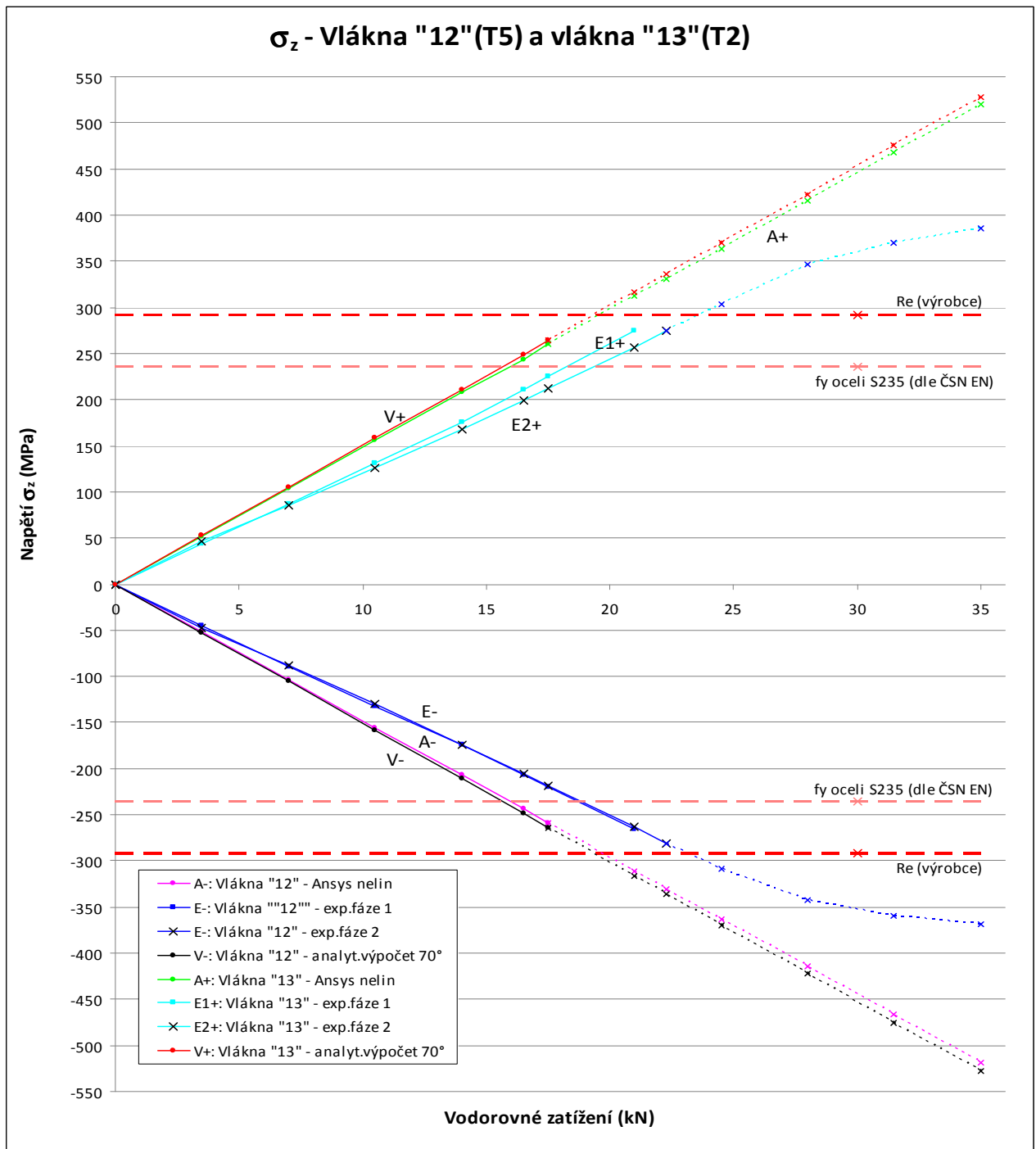
Graf 10.8 – Hodnoty napětí σ_z – vlákna „10“(T6) a „11“(T3).

Hodnoty lokálního svíslého napětí σ_z ve vláknech „12“ a „13“ průřezu získané z experimentu jsou porovnány v grafu 10.9 s hodnotami vypočítanými podle navržené analytické metody, viz. kapitola 10.4, a hodnotami vypočítanými pomocí numerického modelu, viz. kapitola 10.3. Křivky v grafu opět znázorňují závislost hodnot napětí σ_z na velikosti zatěžovací síly F_x , to je vodorovné příčné síly kola jeřábu.

Ve vláknech „13“ (tenzometr T2) vznikl tah stejně jako ve vláknech „11“ (tenzometr T3) pod nimi a to jak při experimentu tak u analytického výpočtu a i numerického modelu. Křivky napětí

pro vlákna „13“ jsou tedy v horní části grafu nad osou „x“ v kladných hodnotách napětí. Grafická závislost E(+) zobrazuje hodnoty získané z experimentu, grafická závislost V(+) znázorňuje hodnoty získané navrženým analytickým výpočtem a grafická závislost A(+) hodnoty získané z numerického modelu Ansys.

Ve vláknech „12“ (tenzometr T5) vznikl tlak stejně jako ve vláknech „10“ (tenzometr T6) pod nimi jak při experimentu tak u analytického výpočtu a i numerického modelu. Křivky napětí pro vlákna „12“ jsou ve spodní části grafu pod osou „x“ v záporných hodnotách napětí. Grafická závislost E(-) zobrazuje hodnoty získané z experimentu, grafická závislost V(-) znázorňuje hodnoty získané navrženým analytickým výpočtem a grafická závislost A(-) hodnoty získané z numerického modelu Ansys.

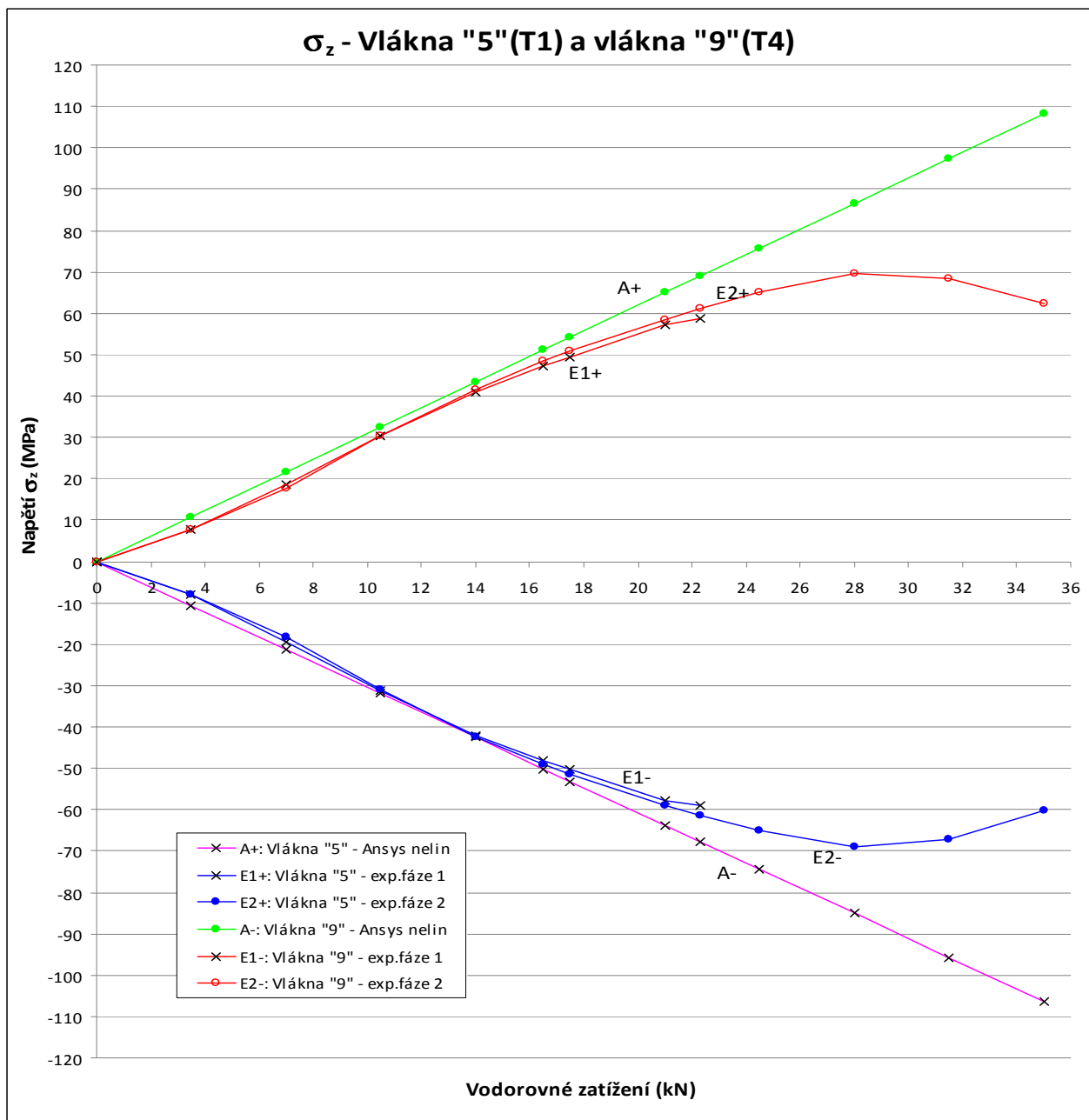


Graf 10.9 – Hodnoty napětí σ_z – vlákna „12“(T5) a „13“(T2).

V grafu jsou také čárkovanými přímkami vyznačeny hodnoty meze kluzu dle ČSN EN 1993-1-1 ($f_y = 235$ MPa) a dle certifikátu hutního výrobku od výrobce ($R_e = 291,3$ MPa). Získané hodnoty napětí, které jsou vyšší než je výrobcem doložená mez kluzu použitého materiálu, nejsou relevantní a jejich křivky jsou vyznačeny pouze tečkovaně.

Z grafu je patrné, že hodnoty napětí získané z experimentu jsou mírně nižší než hodnoty získané analytickým výpočtem a numerickým modelováním v softwaru Ansys. Hodnoty získané navrženou analytickou metodou s uvažováním roznesení účinků od vodorovné příčné síly na část stojiny korespondují s hodnotami z numerického modelu Ansys.

10.5.2. Lokální svislé napětí v horních vláknech stojiny průřezu



Graf 10.10 – Hodnoty napětí σ_z – vlákna „5“ (T1) a „9“ (T4).

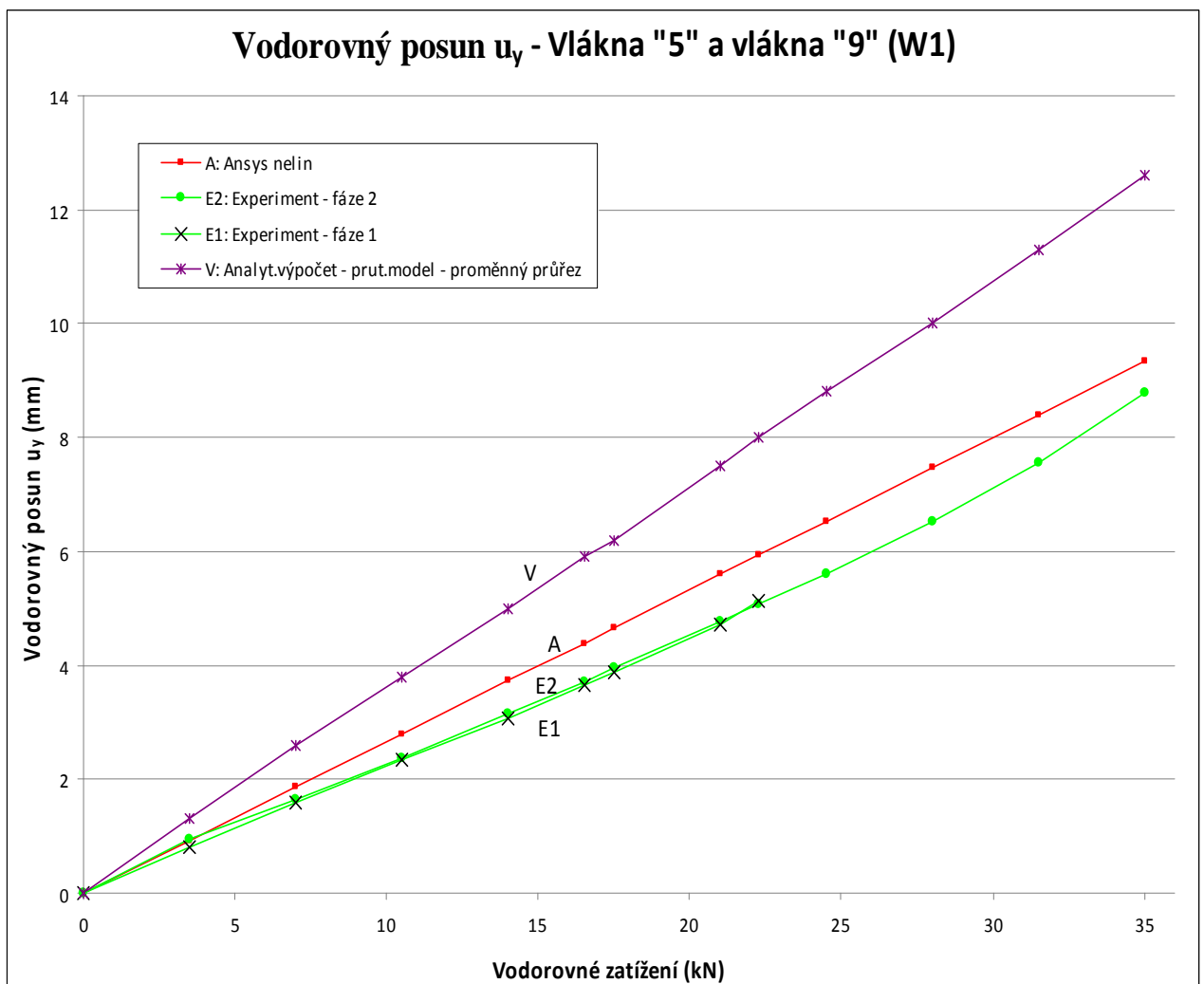
Při experimentu bylo také měřeno napětí σ_z ve vláknech „5“ a „9“ průřezu. Získané hodnoty z experimentu a numerického modelu jsou zobrazeny v grafu 10.10. Ve vláknech „9“ (tenzometr T4) vznikl tah jak při experimentu, viz. kapitola 10.2.5, tak u numerického modelu, viz. kapitola

10.3. Křivky napětí pro vlákna „9“ jsou tedy v horní části grafu nad osou „x“ v kladných hodnotách napětí. Grafická závislost E1(+) a E2(+) zobrazuje hodnoty získané z experimentu, grafická závislost A(+) znázorňuje hodnoty získané z numerického modelu Ansys. Ve vláknech „5“ (tenzometr T1) vznikl tlak jak při experimentu, viz. kapitola 10.2.5, tak u numerického modelu, viz. kapitola 10.3. Křivky napětí pro vlákna „5“ jsou ve spodní části grafu pod osou „x“ v záporných hodnotách napětí. Grafická závislost E1(-) a E2(-) zobrazuje hodnoty získané z experimentu, grafická závislost A(-) hodnoty získané z numerického modelu Ansys.

Hodnoty napětí σ_z ve vláknech „5“ a „9“ průřezu během experimentu nedosáhly meze kluzu použitého materiálu. Hodnoty napětí σ_z získané z experimentu rostly v závislosti na zvyšování zatěžovací síly F_x lineárně a korespondovaly s hodnotami z numerického modelu až do velikosti síly cca $F_x = 17,0$ kN. Poté se průběhy obou křivek rozcházejí.

10.5.3. Deformace u_y stojiny průřezu

Hodnoty experimentálně naměřené deformace, tj. vodorovných posunů u_y ve vláknech „5“ a „9“ průřezu naměřené měřidlem posunu W1 jsou v grafu 10.11 porovnány s hodnotami posunů vypočítaných podle navržené analytické metody, viz. kapitola 10.4, a pomocí numerického modelu Ansys, viz. kapitola 10.3. Křivky v grafu znázorňují závislost hodnot vodorovných posunů u_y na velikosti zatěžovací síly F_x , tj. vodorovné příčné síly kola jeřábu. Znaménková konvence je z důvodu přehlednosti kladná pro posun ve směru působení zatěžovací síly F_x .

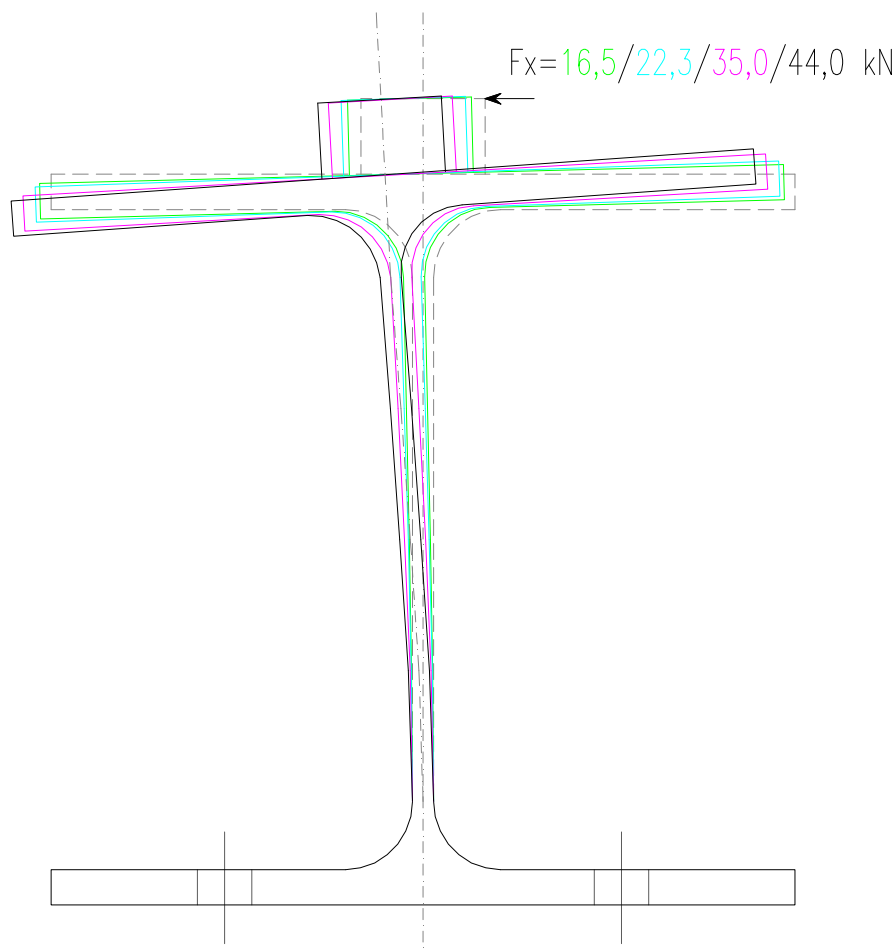


Graf 10.11 – Hodnoty vodorovných posunů u_y – vlákna „5“ a „9“ (W1).

Grafická závislost E1 a E2 zobrazuje hodnoty získané z fáze 1 a fáze 2 experimentu, grafická závislost A znázorňuje hodnoty získané z numerického modelu Ansys a grafická závislost V hodnoty získané navrženou analytickou metodou s vymezením roznesení účinků na část stojiny průřezu.

Hodnoty posunů získané z numerického modelu Ansys téměř korespondují (odchylka do +0,5 mm) s experimentálně naměřenými hodnotami. Hodnoty získané navrženou analytickou metodou jsou mírně vyšší než hodnoty získané z experimentu a numerického modelu Ansys, avšak k těmto hodnotám se velmi blíží.

Na obrázku 10.28 jsou v měřítku 1:3 vykresleny deformace průřezu pro zatěžovací sílu $F_x = 16,5$ kN; 22,3 kN; 35,0 kN a 44,0 kN. Síla $F_x = 16,5$ kN je síla rovna charakteristickému zatížení od přičení H_s pro tuto studii vybrané realizované jeřábové dráhy, viz. kapitola 8.4.4. Síla $F_x = 22,3$ kN je hodnota návrhové síly od přičení jeřábu $H_{s,Ed} = \gamma \cdot H_s = 1,35 \cdot 16,5 = 22,3$ kN. Síla $F_x = 44,0$ kN je síla, při které došlo k selhání zatěžovací sestavy a byl ukončen experiment, viz. kapitola 10.2.5.



Obrázek 10.28 – Deformace průřezu HEA 300 nad střední podporou od vodorovné příčné síly F_x (měř.1:3).

10.5.4. Aplikace navržené metody výpočtu lokálního svislého napětí $\sigma_{z,t}$

Navržená zjednodušená metoda výpočtu lokálního svislého napětí $\sigma_{z,t}$ byla aplikovaná pro posouzení spodních vláken stojiny průřezu nosníku JD pro realizovaný případ konstrukce jeřábové dráhy sledovaný v kapitole 9. Následující výpočet byl proveden pro řez v ose střední podpory spojitého nosníku o 2 polích, průřez HEA300.

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od svislého zatížení:

$$\sigma_{x(y),10/11} = \frac{M_y}{W_{y,10/11}} = \frac{46,8 \cdot 10^6}{2,55 \cdot 10^6} = 18,4 \text{ MPa}$$

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od vodorovného zatížení:

$$\sigma_{x(z),10/11} = \pm \frac{M_z}{W_{z,10/11}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{1,409 \cdot 10^7} = \pm 0,001 \text{ MPa}$$

Smykové napětí od posouvajících sil:

$$\tau_{xz,Vz,10/11} = \frac{V_z S_{y,10/11}}{I_y t_{10/11}} = \frac{140,2 \cdot 10^3 \cdot 7,33 \cdot 10^5}{2,1664 \cdot 10^8 \cdot 8,5} = 55,8 \text{ MPa}$$

Smykové napětí od prostého kroucení:

$$T_t = V_z \cdot e \cdot \kappa = (H_s \cdot e_{z3} + F_z e_y) \kappa = (22,3 \cdot 0,171 + 140,2 \cdot 0,0125) \cdot 0,455 = 2,53 \text{ kNm}$$

$$\tau_{t,10/11} = \frac{T_t t_w}{I_t} = \frac{2,53 \cdot 10^6 \cdot 8,5}{1,13 \cdot 10^6} = 19,0 \text{ MPa}$$

Lokální svislé tlakové napětí ve stojině způsobené rozložením podporové reakce (dle ČSN EN 1993-6):

$$\sigma_{oz,10} = \frac{R_{z,Ed}}{(c + 2 \cdot r + 2 t_f) \cdot t_{w,10}} = \frac{152,0 \cdot 10^3}{(300 + 2 \cdot 27 + 2 \cdot 8,5) \cdot 8,5} = 48,2 \text{ MPa}$$

Lokální svislé tlakové napětí ve stojině v důsledku působení vodorovné příčné síly kola jeřábu:

$$\sigma_{z,t} \leq f_y / \gamma_{M0} = 235 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{z,t} = F_{x,Ed} \cdot e / (1/6 \cdot l_t \cdot t_w^2) = 1,35 \cdot 16,5 \cdot 10^3 \cdot 279 / (1/6 \cdot 1534 \cdot 8,5^2) = 336,4 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{z,t,Ed,10/11} = \frac{M_{t,Ed}}{W_{y,t,10/11}} = \frac{F_{x,Ed} \cdot e}{\frac{1}{6} l_t t_w^2} = \frac{1,35 \cdot 16,5 \cdot 10^3 \cdot 279}{\frac{1}{6} \cdot 1534 \cdot 8,5^2} = 336,4 \text{ MPa} \not\leq \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 235 \text{ MPa}$$

Lokální smykové napětí:

$$\tau_{oxz,10/11} = 0,2 \cdot (\sigma_{oz,10/11} + \sigma_{z,t,Ed,10/11}) = 0,2 \cdot (48,2 + 336,4) = 76,9 \text{ MPa}$$

Pružnostní ověření v bodech „10“ a „11“ průřezu:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right) \left(\frac{\sigma_{z,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right) + 3 \left(\frac{\tau_{Ed}}{f_y / \gamma_{M0}} \right)^2 \leq 1$$

$$\left(\frac{-18,4}{235/1,0} \right)^2 + \left(\frac{-48,2 - 336,4}{235/1,0} \right)^2 - \left(\frac{-18,4}{235/1,0} \right) \left(\frac{-48,2 - 336,4}{235/1,0} \right) + 3 \left(\frac{55,8 + 2,5 + 76,9}{235/1,0} \right)^2 = 3,5 \not\leq 1,0$$

Použitím zjednodušené inženýrské metody výpočtu lokálního svislého napětí ve stojině průřezu v důsledku působení vodorovné příčné síly došlo ke zpřesnění výpočtu napětí ve spodních vláknech stojiny průřezu v ose střední podpory spojitého nosníku JD. Výpočtem bylo prokázáno, že stojina v daném místě pro konstrukční ocel S235 při posouzení na mezní stav únosnosti (1.MS) nevyhoví. Je nutné průřez vyztužit a stabilizovat stojinu v její spodní části provedením výztužných žeber.

10.5.5. Závěry z vyhodnocených výsledků

Hlavním přínosem provedeného experimentu bylo získání informací o působení v průřezu pro vybrané konstrukční řešení bez výztuh (typ „a“) nad střední podporou spojitého nosníku namáhaného vodorovným příčným zatížením od kola jeřábu.

Z uvedených grafů porovnávajících hodnoty změřené experimentálně a hodnoty získané analytickým výpočtem a numerickým výpočtem pomocí 3D konečných prvků lze konstatovat, že navržený zjednodušený výpočet odpovídá skutečnému působení ve spodních vláknech stojiny průřezu. Odchytky výsledných hodnot napětí analytického výpočtu jsou od experimentálně naměřených hodnot napětí malé a dokonce menší než odchytky výsledků numerického výpočtu od experimentálně naměřených hodnot napětí. Odchytky výsledných hodnot deformací analytického výpočtu jsou od experimentálně naměřených a numericky vypočítaných hodnot deformací v akceptovatelných mezích. Srovnání výsledků potvrzuje vhodnost zjednodušené výpočetní metody popsané v kapitole 10.4.

11. ZÁVĚR

11.1. Shrnutí práce

Předkládaná disertační práce byla věnovaná problematice efektivního a spolehlivého navrhování nosné ocelové konstrukce jeřábových drah řešených ocelovým válcovaným HEA profilem bez vodorovného výztužného nosníku. Bylo dosaženo cílů stanovených na počátku práce.

Byly provedeny dvě parametrické studie návrhu válcovaného HEA profilu pro nosník JD, jejichž výsledkem bylo stanovení vhodnosti použití v současnosti nových přístupů, tj. využití konstrukční oceli S355 a využití statického řešení nosníku JD jako spojitého o 2 polích.

Parametrické studie byly provedeny pro jeřábovou dráhu s modulem délky $L = 6,0$ m pojížděnou jedním jeřábem, viz. kapitola 6.2. Souhrnné grafy získaných výsledků, viz. kapitola 6.4.1 a 6.4.3, ukázaly, že použitím konstrukční oceli S355 při návrhu prostého nosníku JD může dojít v řadě případů k úspoře materiálu a to až 32% hmotnosti navrženého válcovaného profilu. Použití konstrukční oceli S355 je efektivní v případech, kdy rozhoduje posouzení na 1.MS a poškození na únavu, a není efektivní v případech, kdy rozhoduje posouzení na 2.MS. Souhrnný graf získaných výsledků druhé parametrické studie, viz. kapitola 7.4.1 a 7.4.2, prokázal, že použitím statického řešení nosníku JD jako spojitého o 2 polích dojde při návrhu průřezu k úspoře materiálu a to až 30% hmotnosti navrženého válcovaného profilu. Použití statického řešení spojitých nosníků je efektivní v případech, kdy rozhoduje posudek jak na 1.MS tak na 2.MS. Výsledky v obou studiích ukázaly, že existuje skupina případů, ve kterých rozhoduje posouzení na 1.MS v horních vláknech „5“ stojiny průřezu.

Práce se dále věnovala podrobněji problematice navrhování spojitých nosníků JD se zaměřením na chování spojitých nosníků o 2 polích v místě nad střední podporou v závislosti na konstrukčním řešení nosníku v místě ložiska, viz. kapitola 8.3.2, a na lokální namáhání stojiny průřezu od excentrického kolového zatížení.

Byl vybrán realizovaný případ konstrukce jeřábové dráhy, který odpovídal parametrům ve studii sledovaných konstrukcí. Pro vybraný případ byly sledovány účinky svislého a vodorovného zatížení od kola jeřábu v nejnepříznivější poloze pro namáhání průřezu nad střední podporou včetně uvažování excentricit působení zatížení, které mohou nastat. Byly porovnány výsledky analytického výpočtu napětí v řezu nad střední podporou s hodnotami získanými z numerických výpočtů objemových modelů řešených pomocí 3D konečných prvků.

Studie působení nad střední podporou spojitého nosníku ukázala, že vzniká velký rozdíl mezi výsledky numerických výpočtů na objemových modelech a výsledky analytického výpočtu u konstrukčního řešení bez výztuh (typ „a“) ve spodních vláknech stojiny průřezu. Analytický výpočet dostatečně neuvažuje účinky od příčné vodorovné síly kola jeřábu. Neexistuje výpočetní vztah pro zohlednění lokálních účinků ve spodních vláknech stojiny od excentrického svislého a vodorovného zatížení. Proto pro doplnění a zpřesnění výpočtu napětí nad podporou byla navržena zjednodušená metoda pro výpočet lokálního napětí ve spodních vláknech stojiny ve svislém směru $\sigma_{z,t}$ vznikajícího vlivem působení vodorovné příčné síly od kola jeřábu, která působí v úrovni horní hrany kolejnice. Navržený výpočet lokálního svislého napětí $\sigma_{z,t}$ vychází z roznesení účinků od vodorovné příčné síly do vymezené oblasti stojiny průřezu nosníku.

Ověření správnosti navržené analytické metody vyžadovalo provedení laboratorního testu. Předmětem zkoušky bylo zatížení spojitého nosníku JD vodorovnou příčnou silou od kola jeřábu působícího na kolejnici průřezu. Experimentálně změřené deformace a napětí byly porovnány s výsledky numerického modelu a navrženého analytického výpočtu. Srovnáním výsledků se potvrdila vhodnost navržené zjednodušené výpočetní metody. Aplikací zjednodušené metody

výpočtu lokálního svislého napětí ve stojině průřezu v důsledku působení vodorovné příčné síly došlo ke zpřesnění výpočtu napětí ve spodních vláknech stojiny průřezu v ose střední podpory realizovaného spojitého nosníku JD a prokázalo se, že stojina v daném místě pro konstrukční ocel S235 při posouzení na mezní stav únosnosti (1.MS) nevyhoví a průřez je nutné vyztužit a stabilizovat stojinu v její spodní části provedením výztužných žeber.

11.2. Náměty na další práci v oblasti

11.2.1. Využití zjednodušené metody výpočtu lokálního ohybového napětí ve stojině v důsledku působení vodorovných příčných kolových zatížení při návrhu nosníků podvěsných jeřábových drah

Další možností aplikace navržené zjednodušené metody výpočtu lokálního ohybového napětí $\sigma_{z,t}$ od působení vodorovné příčné síly je její ověření při navrhování spojitých nosníků podvěsných jeřábových drah pro provoz podvěsných mostových jeřábů, kde by se dala s velkou výhodou využít. U nosníků těchto konstrukcí nelze provést výztužná žebra průřezu z důvodu nutnosti průjezdu kol kladkostroje v průřezu, kdy kola kladkostroje pojíždí po horních plochách spodní pásnice průřezu. Ilustrační fotografie realizovaných podvěsných drah jsou na obrázcích 10.28 a 10.29.



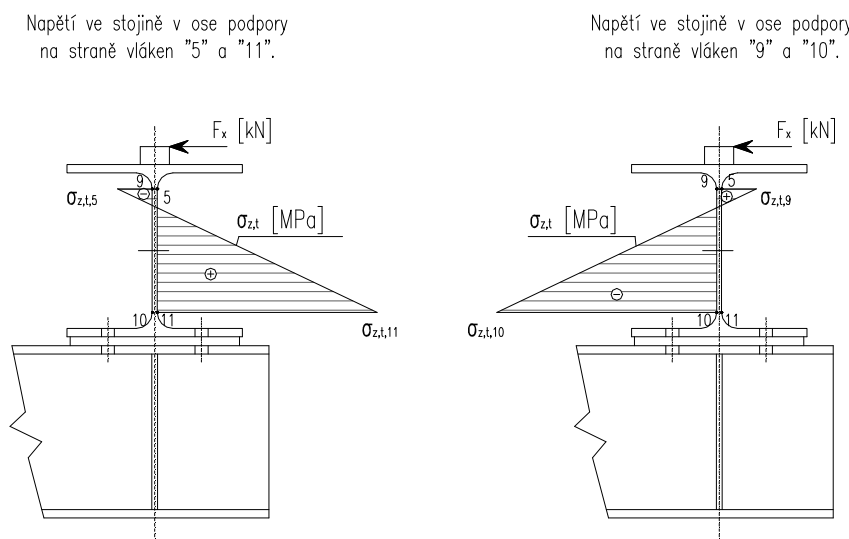
Obrázek 11.1 – Podvěsná dráha PD 0,5/6,8 – 56,59, lisovna AGRO, MITAS Otrokovice.



Obrázek 11.2 – Podvěsná dráha PD 3,2/6-30, Stift Container s.r.o., Velké Pavlovice.

11.2.2. Výpočet lokálního ohybového napětí v horních vláknech stojiny průřezu v důsledku excentricity svislých i vodorovných kolových zatížení nad střední podporou spojitěho nosníku

Na obrázku 10.30 je zakreslen průběh napětí $\sigma_{z,t}$ na obou stranách stojiny průřezu nad střední podporou spojitěho nosníku JD. V současné technické literatuře není dostupný analytický výpočet lokálního napětí v horních vláknech stojiny průřezu $\sigma_{z,t,5/9}$ odvozený pro řez v ose střední podpory spojitěho nosníku. Hodnoty lze získat pouze experimentálně nebo modelováním v softwaru pro 3D objemové modely. V případě návrhu válcovaných tyčí tvaru I nebo IPE a zejména pak při návrhu svařovaných I-profilů jsou stojiny navrhovány efektivně o co nejmenší tloušťce. V takových případech pak může napjatost v horní části stojiny nad střední podporou spojitěho nosníku rozhodovat a odvození výpočetního analytického vztahu pro tento případ by byl významný.

Obrázek 11.3 – Průběh napětí $\sigma_{z,t}$ ve stojině v ose střední podpory.

11.2.3. Zpřesnění výpočtu lokálního ohybového napětí $\sigma_{T,Ed}$ ve stojině průřezu v důsledku excentricity kolových zatížení

Výsledky parametrických studií v kapitolách 6 a 7 této disertační práce ukázaly, že v řadě případů rozhoduje pro návrh průřezu nosníku JD posouzení napětí v horní části stojiny. Problematika výpočtu lokálního ohybového napětí ve stojině $\sigma_{T,Ed}$ v důsledku excentricity kolového zatížení v poli nosníku si žádá pozornost s cílem provést další zpřesnění výpočetních postupů a to z důvodu zahrnutí vlivu vodorovné příčné síly kola jeřábu do výpočetního vztahu a jeho interakce se svislou excentrickou silou kola jeřábu a z důvodu stanovení roznášecí délky lokálně namáhané stojiny ohybem pro průřezy tvaru H, u kterých není potřeba provádět příčné výztuhy z důvodu boulení stojiny.

Seznam použité literatury

- [1] MacCrimmon, R.A.: Crane-Supporting Steel Structures; CISC, Ontario, 2005.
- [2] Thompson, G.: Best practice of crane support structures design – an expert survey; University of Stellenbosh, 2007.
- [3] Mitjugov, E.A.: Razvitie metodiki rasčeta pročnosti stenki v jeřábových nosnících; MGSU, Moskva, 1990.
- [4] Melcher, J., Straka, B.: Některé obecné poznámky o nehodách a příklady závad ocelových konstrukcí; In Sborník referátů z konference „Havárie ocelových konstrukcí“; ČSVTS Praha, 1970.
- [5] Lederer, F., a kol.: Ocelové konstrukce pozemních staveb; SNTL, Praha, 1971.
- [6] Vlasov, V.Z.: Tenkostěnné pružné pruty; SNTL, Praha, 1962.
- [7] Djubek, J., Mrázik, A.: Mezní stavy ocelových konstrukcí; VSAV, Bratislava, 1970.
- [8] Faltus, F.: Prvky ocelových konstrukcí; ČAV, Praha, 1962.
- [9] Šmiřák, S.: Pružnost a plasticita I.; CERM, Brno, 1999.
- [10] Fuchs, J., Rec, M., Šefl, E.: Statické hodnoty kovových válcovaných průřezů; SNTL, Praha, 1984.
- [11] ČSN 27 0140 Jeřáby a zdvihadla – Projektování a konstruování, ČNI Praha.
- [12] ČSN EN 1991-3 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí – Část 3: Zatížení od jeřábů a strojního vybavení, ČNI Praha, 2008.
- [13] ČSN EN 1993-6 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 6: Jeřábové dráhy, ČNI Praha, 2008.
- [14] ČSN P EN 1993-6 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 6: Jeřábové dráhy, ČNI Praha, 2000.
- [15] ČSN 73 1401 Navrhování ocelových konstrukcí, ÚNM Praha, 1984.
- [16] EN 1993-1-5 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-5: Boulení stěn, ČNI Praha, 2008.
- [17] ABUS Kransysteme GmbH: Planning documentation overhead cranes, Gummersbach, 1998.
- [18] ČSN EN 1993 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí, ČNI Praha, 2006.
- [19] EN 1993-1-9 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-9: Únava, ČNI Praha, 2006.
- [20] ČSN EN 13001-1 Jeřáby – Návrh všeobecně – Základní principy a požadavky.
- [21] ČSN EN 13001-2 Jeřáby – Návrh všeobecně – Účinky zatížení.
- [22] ČSN EN 1991 Eurokód 1: Zatížení konstrukcí, ČNI Praha.
- [23] ČSN 73 5130 Jeřábové dráhy.
- [24] Lukáš, J.: Kandidátská disertace – Napjatost a únava jeřábových drah; SVŠT, Bratislava, 1989.

- [25] AISC Manual of Steel Construction: Load and Resistance Factor Design – Structural Members, Specifications and Codes; American Institute of Steel Construction, Inc.; 1999.
- [26] AISC Manual of Steel Construction: Load and Resistance Factor Design – Connections; American Institute of Steel Construction, Inc.; 1999.
- [27] СНиП II-23-90 Строительные нормы и правила: Нормы проектирования – Стальные конструкции; Москва; 1990.
- [28] Pechar, J., Bureš, J., Studnička, J., Šafka, J.: Prvky kovových konstrukcí; SNTL, Praha, 1984.
- [29] Lehar, F. a kolektiv: Detaily a dílce ocelových konstrukcí průmyslových budov 1, Konstrukční řešení; SNTL, Praha, 1969.
- [30] Lehar, F. a kolektiv: Detaily a dílce ocelových konstrukcí průmyslových budov 2, Výpočtové pomůcky; SNTL, Praha, 1969.
- [31] Pilgr, M.: Kovové konstrukce, Výpočet jeřábové dráhy pro mostové jeřáby podle ČSN EN 1991-3 a ČSN EN 1993-6; CERM, Brno, 2012.
- [32] Novák, O.: Technický průvodce 3, Nauka o pružnosti a pevnosti ve stavitelství; SNTL, Praha, 1963.
- [33] Svoboda, M., Melcher, J.: Vybrané stati prvků ocelových konstrukcí; VUT v Brně, 1967.
- [34] Teplý, B., Šmírák, S.: Pružnost a plasticita II.; VUT v Brně, 1993.

Seznam obrázků

- Obrázek 1.1 - Ohyb horní pásnice a stojiny průřezu v důsledku excentricit kolového zatížení.
- Obrázek 2.1 - Jeřábová dráha pro jeřáby Demag EPKE 4,0t, Kuřim.
- Obrázek 2.2 - Jeřábová dráha pro jeřáb Demag ZKKE 25t, Mohelnice.
- Obrázek 2.3 - Typová hala HARD PJ-18-8,7, zesílení jeřábové dráhy pro jeřáb Hopax 12,5t, Blansko.
- Obrázek 2.4 - Jeřábová dráha pro jeřáb BONFANTI 12,5t, Brno - Židenice.
- Obrázek 2.5 - Příklady nejběžněji používaných průřezů kolejnic.
- Obrázek 2.6 - Způsoby připojení kolejnice k horní pásnici.
- Obrázek 2.7 - Příklady průřezů nosníků JD bez kolejnic.
- Obrázek 2.8 - Příklady řešení zesílení horních pásů průřezu.
- Obrázek 2.9 - Průjezdový profil obecný.
- Obrázek 2.10 - Schéma mostového jeřábu a jeho základních částí.
- Obrázek 2.11 - Rozježděný styk kolejnice a sjetí původně čtvercové kolejnice.
- Obrázek 2.12 - Rozježděný dilatační styk kolejnice.
- Obrázek 2.13 - Sjetý nákok kola mostového jeřábu.
- Obrázek 2.14 - Neprovedení kotvení v patě sloupu JD.
- Obrázek 2.15 - Vypálený úhelník hlavního průřezu nosníku jeřábové dráhy nad podporou u převislého konce.
- Obrázek 2.16 - Vypálený úhelník hlavního průřezu nosníku jeřábové dráhy uprostřed pole.
- Obrázek 2.17 - Vypálená diagonála vodorovného nosníku jeřábové dráhy.
- Obrázek 2.18 - Demontovány prvky podélného ztužidla haly a jeřábové dráhy a pruty zajišťující vzpěrné délky hlavních sloupů haly.

- Obrázek.5.1 - Typy excentricit zatížení na nosnících jeřábových drah
Obrázek 5.2 - Ohyb horní pásnice a stojiny v důsledku excentricit.
Obrázek 5.3 - Napjatost při lokálním příčném ohybu od kroucení horního pásu nosníku.
Obrázek 5.4 - Kroucení horní pásnice dle ČSN EN 1993-6.
Obrázek 8.1 - Půdorys jeřábové dráhy na úrovni +5,030 m.
Obrázek 8.2 - Příčný řez jeřábové dráhy.
Obrázek 8.3 - Průřez HEA 280 + hr.50x30 mm.
Obrázek 8.4 - Průřez HEA 300 + hr.50x30 mm.
Obrázek 8.5 - Průřez HEA 320 + hr.50x30 mm.
Obrázek 8.6 - Varianty konstrukčního řešení nosníku v místě střední podpory.
Obrázek 8.7 - Základní skupiny zatížení pro sledovaný případ.
Obrázek 8.8 - Výstřednost zatížení od kola.
Obrázek 8.9 - Excentricita kolového zatížení.
Obrázek 8.10 - Excentricita e_y pro sledované případy.
Obrázek 9.1 - Model spojitého nosníku o 2 polích bez podporových výztuh typ „a“.
Obrázek 9.2 - Model spojitého nosníku o 2 polích s podporovými výztuhami typ „b“.
Obrázek 9.3 - Model spojitého nosníku o 2 polích s podporovými výztuhami typ „c“.
Obrázek 9.4 - Sledované zatěžovací stavy.
Obrázek 9.5 - Model řešení nad podporou typ „a“.
Obrázek 9.6 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „a“.
Obrázek 9.7 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, podpora typ „a“.
Obrázek 9.8 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, podpora typ „a“.
Obrázek 9.9 - Napětí σ_{Misses} , podpora typ „a“.
Obrázek 9.10 - Model řešení nad podporou typ „b“.
Obrázek 9.11 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „b“.
Obrázek 9.12 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, podpora typ „b“.
Obrázek 9.13 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, podpora typ „b“.
Obrázek 9.14 - Napětí σ_{Misses} , podpora typ „b“.
Obrázek 9.15 - Model řešení nad podporou typ „c“.
Obrázek 9.16 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „b“.
Obrázek 9.17 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, podpora typ „b“.
Obrázek 9.18 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, podpora typ „b“.
Obrázek 9.19 - Napětí σ_{Misses} , podpora typ „b“.
Obrázek 9.20 - Lokální a celková smyková napětí od kolového zatížení.
Obrázek 9.21 - Napětí σ_{Misses} , HEA 300.
Obrázek 9.22 - Deformace průřezu nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“.
Obrázek 9.23 - Napětí σ_{Misses} nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.
Obrázek 9.24 - Napětí $\Sigma\sigma_x$ nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.
Obrázek 9.25 - Napětí $\Sigma\sigma_z$ nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.
Obrázek 9.26 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$ nad střední podporou typu „a“, „b“, „c“, HEA 300, ZS4.
Obrázek 10.1 – VUT v Brně, FAST, Ústav kovových a dřevěných konstrukcí - laboratoř.
Obrázky 10.2 a 10.3 - Úkosity pro svarový spoj napojení válcované tyče HEA 300.
Obrázek 10.4 – Svarový spoj napojení průřezu HEA 300.
Obrázek 10.5 – Vrtání ve spodní pásnici pro šroubový přípoj k podpoře.
Obrázek 10.6 – Ilustrační fotografie hotového zkušebního tělesa.
Obrázek 10.7 – Výrobní výkres zkušebního tělesa.
Obrázek 10.8 – Certifikát kvality dodaného materiálu.
Obrázek 10.9 – Jeřábová dráha pro jeřáb Demag o nosnosti 5000 kg, laboratoř Ústavu kovových a dřevěných konstrukcí, FAST, VUT v Brně.
Obrázky 10.10 a 10.11 - Fotografie podpěrných konstrukcí krajních.

- Obrázek 10.12 – Fotografie střední podpěrné konstrukce.
 Obrázek 10.13 – Přípravek pro aplikaci zatěžovací síly.
 Obrázek 10.14 - Experimentální sestava.
 Obrázek 10.15 – Grafické schéma zatěžovací soustavy pro testování zkušební tělesa.
 Obrázek 10.16 – Ilustrační fotografie experimentální sestavy a zatěžovací soustavy.
 Obrázek 10.17 – Ilustrační fotografie multifunkční měřicí ústředny a výpočetního softwaru.
 Obrázek 10.18 – Ilustrační fotografie vysunutí hydraulického válce z přípravku.
 Obrázek 10.19 – Ilustrační fotografie vysunutí hydraulického válce z přípravku.
 Obrázek 10.20 – Pohled na zkušební těleso v místě střední podpory s označením měřených bodů.
 Obrázek 10.21 – Příčný řez zkušebním tělesem v ose střední podpory s označením měřených bodů.
 Obrázek 10.22 – Ilustrační fotografie upevnění snímačů posuvů a tenzometrů.
 Obrázek 10.23 – Ilustrační fotografie upevnění snímačů posuvů a tenzometrů.
 Obrázek 10.24 – Model experimentu v programu Ansys a průběh napětí σ_z .
 Obrázek 10.25 – Model experimentu v programu Ansys a průběh napětí σ_z .
 Obrázek 10.26 – Nosník s vyznačenou roznášecí účinnou délkou lokálně ohýbané části stojiny průřezu působením vodorovné příčné síly.
 Obrázek 10.27 – Prutový model vymezené oblasti stojiny – výpočetní software SCIA ESA.
 Obrázek 10.28 – Deformace průřezu HEA 300 nad střední podporou od vodorovné příčné síly F_x .
 Obrázek 11.1 – Podvěsná dráha PD 0,5/6,8 – 56,59, lisovna AGRO, MITAS Otrokovice, měř.1:3.
 Obrázek 11.2 – Podvěsná dráha PD 3,2/6-30, Stift Container s.r.o., Velké Pavlovice.
 Obrázek 11.3 – Průběh napětí $\sigma_{z,t}$ ve stojině v ose střední podpory.

Seznam grafů

- Graf 6.1 - Příklad vlivu parametru ξ_1 na hmotnost navrženého nosníku JD pro $J = 12,0$ m.
 Graf 6.2 - Příklad vlivu parametru ξ_1 na hmotnost navrženého nosníku JD pro $J = 21,0$ m.
 Graf 6.3 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD ($L=6,0$ m) pro rozpětí jeřábu $J=9,0$ m.
 Graf 6.4 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD ($L=6,0$ m) pro rozpětí jeřábu $J=12,0$ m.
 Graf 6.5 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD ($L=6,0$ m) pro rozpětí jeřábu $J = 15,0$ m.
 Graf 6.6 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD ($L=6,0$ m) pro rozpětí jeřábu $J = 18,0$ m.
 Graf 6.7 - Souhrnný graf hmotností prostého nosníku JD ($L=6,0$ m) pro rozpětí jeřábu $J = 21,0$ m.
 Graf 6.8 - Hmotnost prostého nosníku JD pro rozpětí jeřábu $J=18,0$ m a rozvory $R=3000$ mm a $R=3500$ mm.
 Graf 6.9 - Hmotnost prostého nosníku JD pro rozpětí jeřábu $J=12,0$ m a rozvory $R=3500$ mm a $R=4000$ mm.
 Graf 6.10 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu $J = 9,0$ m.
 Graf 6.11 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu $J=12,0$ m.
 Graf 6.12 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu $J=15,0$ m.
 Graf 6.13 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu $J=18,0$ m.
 Graf 6.14 - Úspora materiálu při použití konstrukční oceli S355 pro rozpětí jeřábu $J=21,0$ m.
 Graf 6.15 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R2000.
 Graf 6.16 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R2500.
 Graf 6.17 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R3000.
 Graf 6.18 - Hmotnost prostého nosníku JD pro J12 a R3500.
 Graf 6.19 - Jednotkové posudky navrženého průřezu HEA pro J12 a R2000.
 Graf 6.20 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R2500.
 Graf 6.21 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R3000.
 Graf 6.22 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R3500.
 Graf 6.23 - Využití navrženého průřezu HEA pro J12 a R4000.

- Graf 6.24 - Rozhodující posouzení pro L6, J12.
Graf 6.25 - Rozhodující posouzení pro L6, J9.
Graf 6.26 - Rozhodující posouzení pro L6, J12.
Graf 6.27 - Rozhodující posouzení pro L6, J15.
Graf 6.28 - Rozhodující posouzení pro L6, J18.
Graf 6.29 - Rozhodující posouzení pro L6, J21.
Graf 7.1 - Souhrnný graf hmotností prostého a spojitého nosníku JD pro parametry $L = 6,0$ m, $J = 12,0$ m, $R = 2000$ mm, S235.
Graf 7.2 - Úspora materiálu při návrhu spojitého nosníku o 2 polích pro parametry $L = 6,0$ m, $J = 12,0$ m, $R = 2000$ mm, S235.
Graf 7.3 - Hmotnost prostého a spojitého nosníku JD pro J12 a R2000.
Graf 7.4 - Využití navrženého průřezu HEA, S235 pro spojitý nosník o 2 polích.
Graf 7.5 - Schéma rozhodujících posouzení pro L6, J12, R2000, S235.
Graf 7.6 - Vliv změny mezní vod.deformace na využití navrženého průřezu.
Graf 9.1 - Deformace u_y , podpora typ „a“, vlákna „8“, lineární výpočet.
Graf 9.2 - Deformace u_z , podpora typ „a“, vlákna „1“, lineární výpočet.
Graf 9.3 - Deformace u_y , u_z , podpora typ „a“, vlákna „1“ a „8“, Ansys - srovnání hodnot lineárního a nelineárního výpočtu.
Graf 9.4 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, typ „a“, vlákna 8, lineární výpočet.
Graf 9.5 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podíl zatěžovacích stavů, typ „a“, vlákna 8, lineární výpočet.
Graf 9.5a - Napětí σ_{Misses} , typ „a“, vlákna 5, lineární výpočet.
Graf 9.6 - Deformace u_y , podpora typ „b“, vlákna „8“, lineární výpočet.
Graf 9.7 - Deformace u_z , podpora typ „b“, vlákna „1“, lineární výpočet.
Graf 9.8 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „b“, vlákna 8, ZS4.
Graf 9.9 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, podpora typ „b“, vlákna 8.
Graf 9.10 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, typ „b“, vlákna 5 a 9.
Graf 9.11 - Napětí σ_{Misses} , typ „b“, vlákna 5 a 9.
Graf 9.12 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, typ „b“, vlákna 9.
Graf 9.13 - Napětí σ_{Misses} , typ „b“, vlákna 9.
Graf 9.14 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, typ „b“, vlákna 9.
Graf 9.15 - Napětí σ_{Misses} , typ „b“, vlákna „10“.
Graf 9.16 - Deformace, typ „c“, HEA 300, lineární výpočet.
Graf 9.17 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, typ „c“, vlákna 1.
Graf 9.18 - Napětí σ_{Misses} , typ „c“, vlákna 1.
Graf 9.19 - Napětí $\Sigma\sigma_x$, typ „c“, vlákna 9.
Graf 9.20 - Napětí $\Sigma\sigma_z$, typ „c“, vlákna 9.
Graf 9.21 - Napětí $\Sigma\tau_{xz}$, typ „c“, vlákna 9.
Graf 9.22 - Napětí σ_{Misses} , typ „c“, vlákna 9.
Graf 9.23 - Napětí ve vláknech „9“, HEA 300, typ „c“.
Graf 9.24 - Napětí ve vláknech „10“, typ „c“, ZS4, analytický výpočet.
Graf 9.25 - Napětí σ_{Misses} ve vláknech „1“ a „8“ pro sledované typy konstrukčních řešení nosníku JD nad střední podporou.
Graf 9.26 - Napětí σ_{Misses} ve vláknech „5“ a „9“ pro sledované typy konstrukčních řešení nosníku JD nad střední podporou.
Graf 9.27 - Napětí σ_{Misses} ve vláknech „10“ a „11“ pro sledované typy konstrukčních řešení nosníku JD nad střední podporou.
Graf 10.1 – Graf způsobu zatěžování experimentální sestavy.
Graf 10.2 – Graf exp. naměřených hodnot napětí σ_z ve sledovaných místech T1-T6, fáze č.1.
Graf 10.3 – Graf exp. naměřených hodnot napětí σ_z ve sledovaných místech T1-T6, fáze č.2.
Graf 10.4 – Graf exp.naměřených hodnot vod.posuvů u_y ve sledovaných místech W1-W5, fáze č.1.

Graf 10.5 – Graf exp.naměřených hodnot vod.posuvů u_y ve sledovaných místech W1-W5, fáze č.2.

Graf 10.6 – Hodnoty vodorovného posunu u_y – numerický model Ansys.

Graf 10.7 – Hodnoty napětí σ_z – numerický model Ansys.

Graf 10.8 – Hodnoty napětí σ_z – vlákna „10“(T6) a „11“(T3).

Graf 10.9 – Hodnoty napětí σ_z – vlákna „12“(T5) a „13“(T2).

Graf 10.10 – Hodnoty napětí σ_z – vlákna „5“(T1) a „9“(T4).

Graf 10.11 – Hodnoty vodorovných posunů u_y – vlákna „5“ a „9“ (W1).

Seznam tabulek

Tabulka 1 - Posuzování nosníků jeřábových drah navržených z I-profilů a H-profilů.

Tabulka 2 - Průměrné velkoobchodní ceny v Kč/kg bez DPH.

Tabulka 3 - Technické parametry jeřábů odpovídajících $Q_{r,max} = 120,0$ kN.

Tabulka 4 - Tabulka zjištěných maximálních parametrů ξ_1 .

Tabulka 5 - Varianty řešení HEA profilu realizovaného nosníku JD.

Tabulka 6 - Porovnání získaných hodnot zatížení.

Tabulka 7 - Skupiny zatížení a dynamických součinitelů uvažovaných jako jedno charakteristické zatížení od jeřábů.

Tabulka 8 - Hodnoty deformací u_y a u_z pro střední podporu spojitého nosníku typu „a“.

Tabulka 9 - Hodnoty deformací u_y a u_z pro střední podporu typ „b“.

Tabulka 10 - Podíl zatěžovacích stavů ZS2 a ZS3 na celkových deformacích u_z a u_y ve vláknech „1“ a „8“, lineární výpočet.

Tabulka 11 – Analytický výpočet napětí $\sigma_{z,t}$ pro experimentálně sledovaný případ.

Tabulka 12 – Hodnoty vodorovných posuvů u_y z programu SCIA ESA pro experimentálně sledovaný případ.

Použité symboly a značky

x-x	podélná osa prutu
y-y	osa průřezu vodorovná
z-z	osa průřezu svislá
b	šířka průřezu
h	výška průřezu
t_w	tloušťka stojiny průřezu
t_f	tloušťka pásnice průřezu
r	poloměr zaoblení přechodu pásnice a stojiny
h_w	výška stojiny průřezu
a	vzdálenost příčných výztuh průřezu
e_y	excentricita působení ve směru osy „y“ průřezu
e_z	excentricita působení ve směru osy „z“ průřezu
e_t	excentricita působení vodorovné příčné síly od spodních vláken stojiny průřezu nad podporou (to je vzdálenost horní hrany kolejnice od spodních vláken stojiny průřezu)
l_{eff}	účinná roznášecí délka pro výpočet lokálního napětí ve stojině v důsledku centrického zatížení
l_t	účinná roznášecí délka stojiny lokálně ohýbané působením vodorovné příčné síly kola jeřábu nad podporou
L	modul jeřábové dráhy, systémová délka
J	rozpětí jeřábu

R	rozvor jeřábu
$Q_{r,max}$	charakteristická hodnota kolového tlaku jeřábu
ξ_1	parametr pro výpočet vodorovného zatížení od jeřábu
G_C	hmotnost jeřábu
G_K	hmotnost kočky/kladkostroje jeřábu
x	vůle mezi kolejnicí a vodícími prostředky
b_r	šířka hlavy kolejnice
a_{ext}	vzdálenost mezi nákolky kol jeřábu
e_1	poloha 1.vodícího prostředku od kola 2.1
e_2	poloha 1.vodícího prostředku od kola 2.2
m	počet spojených dvojic kol jeřábu
α	úhel šikmého běhu
Δs	tolerance rozchodu jeřábové dráhy
μ	součinitel tření
$F_{\varphi,k}$	charakteristická hodnota zatížení od jeřábu
F_k	charakteristická hodnota statické složky zatížení od jeřábu
F_z	svislé kolové zatížení od jeřábu
$F_{z,Ed}$	návrhová hodnota svislého kolového zatížení od jeřábu
F_x	zatěžovací síla působící na zkušební těleso (=vodorovná příčná síla od jeřábu)
H_T	příčná vodorovná síla od jeřábu
H_L	podélná vodorovná síla od jeřábu
H_S	vodorovná síla od přičení jeřábu
$H_{S,Ed}$	návrhová hodnota vodorovné síly od přičení jeřábu
φ_i	dynamický součinitel
$\gamma_{G,sup}$	dílčí součinitel stálého zatížení
$\gamma_{Q,sup}$	dílčí součinitel proměnného zatížení
N	obecná normálová síla
N_{Ed}	návrhová hodnota normálové síly
V	obecná posouvající síla
M	obecný moment
M_{Ed}	návrhová hodnota momentu
M_y	ohybový moment ve směru kolmém na osu „y“ průřezu
M_z	ohybový moment ve směru kolmém na osu „z“ průřezu
$M_{y,Ed}$	návrhová hodnota ohybového momentu ve směru kolmém na osu „y“ průřezu
$M_{z,Ed}$	návrhová hodnota ohybového momentu ve směru kolmém na osu „z“ průřezu
T_{Ed}, M_t	návrhová hodnota kroutícího momentu
B_{Ed}	bimoment
V_{Ed}	návrhová hodnota smykové síly
$V_{c,Rd}$	návrhová únosnost ve smyku
A	plocha průřezu
I	moment setrvačnosti plochy průřezu
W	modul průřezu
S	statický moment plochy průřezu
S_ω	výsečový statický moment průřezu
I_ω	výsečový moment setrvačnosti průřezu
I_t	moment tuhosti v kroucení
ω	výsečová souřadnice průřezu
X	součinitel vzpěrnosti pro příslušný způsob vybočení
X_{LT}	součinitel vzpěrnosti pro klopení
u_y	vodorovný posun ve směru osy „y“ průřezu
u_z	vodorovný posun ve směru osy „z“ průřezu

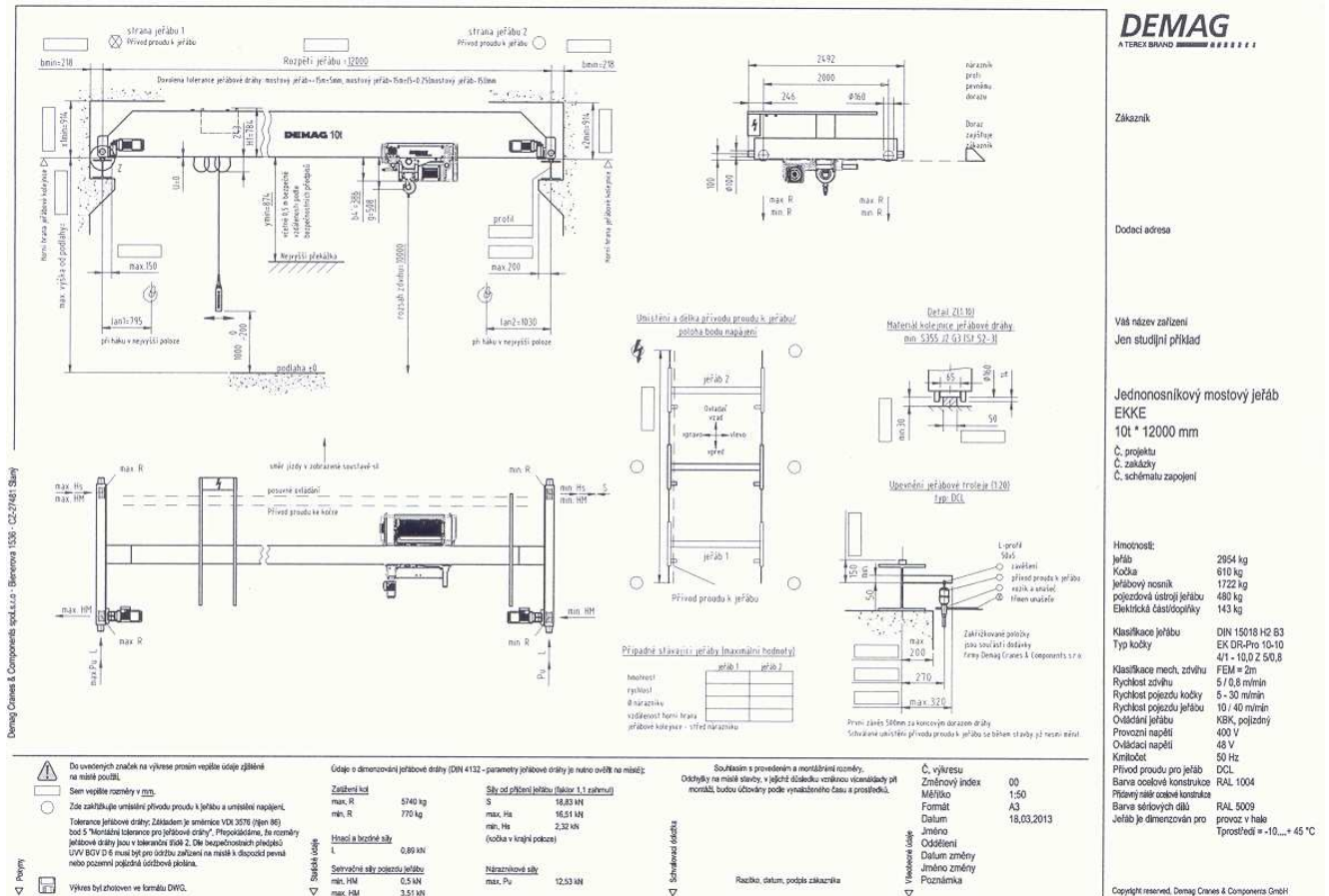
σ	normálové napětí
σ_x	normálové napětí ve směru osy „x“ průřezu
σ_z	normálové napětí ve směru osy „z“ průřezu
σ_ω	normálové napětí od bimomentu B_{Ed}
$\sigma_{\omega,Ed}$	návrhové normálové napětí od bimomentu B_{Ed}
σ_{loc}	lokální napětí stojiny pod kolem jeřábu
σ_{oz}	lokální svislé tlakové napětí ve stojině v důsledku působení centrické síly kola jeřábu
$\sigma_{z,t}$	lokální svislé napětí ve spodní části stojiny na podporou spojitého nosníku v důsledku působení vodorovné příčné síly kola jeřábu
$\sigma_{Misses}, \sigma_{eq}$	srovnávací napětí dle von Misses
τ	smykové napětí
τ_m	průměr ze smykových napětí nosníku před břemenem a za ním
τ_{loc}, τ_{oxz}	lokální smykové napětí
$\tau_{t,Ed}$	návrhové smykové napětí od momentu prostého kroucení $T_{t,Ed}$
$\tau_{\omega,Ed}$	návrhové smykové napětí od momentu vázaného kroucení $T_{\omega,Ed}$
$\sigma_{z,t}$	lokálního svislého napětí ve spodní části stojiny v důsledku působení vodorovné příčné síly kola jeřábu
B_{Rk}	charakteristická hodnota únosnosti při vázaném kroucení
k_{ij}	interakční součinitelé
f_y	hodnota meze kluzu oceli dle ČSN EN 1993-1-1
f_u	pevnost v tahu dle ČSN EN 1993-1-1
R_e	hodnota meze kluzu oceli uvedená v certifikátu hutního výrobku
R_m	hodnota meze pevnosti oceli uvedená v certifikátu hutního výrobku
A	tažnost oceli uvedená v certifikátu hutního výrobku
γ_{Mi}	dílčí součinitel spolehlivosti materiálu
D_d	celkové poškození únavou
D_L	mezní hodnota poškození únavou
lin	lineární výpočet
nelin	nelineární výpočet
a,b,c	označení typu konstrukčního řešení nosníku nad střední podporou

PŘÍLOHY

PŘÍLOHA č.1

P.1 Technické parametry mostového jeřábu

Pro modelový případ bude použit typový standardní mostový jeřáb DEMAG EKKE o nosnosti 10,0 t a rozpětí 12000 mm. Technický list jeřábu od výrobce je na obrázku č. P5.1.



Obrázek č.P5.1: Technický list jeřábu od výrobce

Dále jako podklad pro projektanty výrobce dává k dispozici následující technické parametry jeřábu:

**Angaben für die Kranbahn (nach DIN EN 1991-3)
Bauvorhaben : EKKE 10,000t x 12,000m (Europa)**

- Krandaten** Dynamische Beiwerte
- φ1 = 1,10 (nach EN1991-3)
 - φ2 = 1,19 (Hubklasse HC3 nach EN1991-3,Tab.2.5)
 - φ3 = 1,00 (kein Lastabwurf durch Greifer oder Magnet)
 - φ4 = 1,00 (keine Kranbahnunebenheiten wie Lücke/Stufe außerhalb der Toleranz)
 - φ5 = 1,80 (Kranfahrt nach EN15011,Tab.3)
 - φ5 = 1,20 (Hubwerk nach EN15011,Tab.4)
 - φ6 = 1,10 (nach EN13001-2)
 - φ7 = 1,25 (nach EN13001-2)

Spurmittenmaß	$l_{Kr} = 12000 \text{ mm}$
Radstand Fahrwerk	$e_{KT} = 2000 \text{ mm}$
Abstand der Führungsmittel	$a = 2000 \text{ mm}$
Laufradausdrehung	$brad = 65,0 \text{ mm}$
Schienenbreite	$bschi = 50,0 \text{ mm}$
max. Kranfahrgeschwindigkeit	$v_{Kr} = 40,0 \text{ m/min}$
Fahrendabschaltung Kranfahren	$fab = 0,850$
Pufferschwingbeiwert	$\square_{\acute{a}di} = 1,250$
Aufprallbedingung Pufferstoß	$n_{Pu} : \text{Puffer} - \text{Anschlag}$

Lasten und Kräfte

max. Radlasten

Anteil aus Eigengewicht Kran:

$$\begin{array}{ll} \text{max. } Q_{c11} = 761 \text{ kg} & \text{max. } Q_{c21} = 765 \text{ kg} \\ \text{max. } Q_{c12} = 1016 \text{ kg} & \text{max. } Q_{c22} = 955 \text{ kg} \end{array}$$

Anteil aus Hublast:

$$\begin{array}{ll} \text{max. } Q_{h11} = 4795 \text{ kg} & \text{max. } Q_{h21} = 4564 \text{ kg} \\ \text{max. } Q_{h12} = 4795 \text{ kg} & \text{max. } Q_{h22} = 4564 \text{ kg} \end{array}$$

min. Radlasten

Anteil aus Eigengewicht Kran:

$$\begin{array}{ll} \text{min. } Q_{c11} = 570 \text{ kg} & \text{min. } Q_{c21} = 573 \text{ kg} \\ \text{min. } Q_{c12} = 669 \text{ kg} & \text{min. } Q_{c22} = 607 \text{ kg} \end{array}$$

Anteil aus Hublast:

$$\begin{array}{ll} \text{min. } Q_{h11} = 436 \text{ kg} & \text{min. } Q_{h21} = 205 \text{ kg} \\ \text{min. } Q_{h12} = 436 \text{ kg} & \text{min. } Q_{h22} = 205 \text{ kg} \end{array}$$

Massenkräfte aus Antrieben

$$\begin{array}{l} HL = 0,89 \text{ kN} \\ HT1 = 0,51 \text{ kN} \\ HT2 = 3,50 \text{ kN} \end{array}$$

Kräfte aus Schräglauf (mit Berücksichtigung 10%)

$$\begin{array}{ll} \text{Richtkraft} & S = 18,83 \text{ kN} \\ \text{Horizontalkraft} & HS11 = 16,51 / 3,23 \text{ kN} \\ & HS12 = 0,00 / 0,00 \text{ kN} \\ & HS21 = 2,35 / 15,60 \text{ kN} \\ & HS22 = 0,00 / 0,00 \text{ kN} \end{array}$$

(1. Wert : Katze links ; 2. Wert : Katze $\square_{\acute{a}di}$)

Pufferkraft (bei Gegenkran gesonderte Berechnung erforderlich !)

$$\begin{array}{l} \text{Pufferkraft (ohne Schwingbeiwert) } HBE = 9,90 \text{ kN} \\ \text{Pufferkraft (mit Schwingbeiwert) } HBU = 12,38 \text{ kN} \end{array}$$

PŘÍLOHA č.2

P.2 Uspořádání a výpočet zatížení od mostového jeřábu dle ČSN EN 1991-3

Uspořádání a výpočet zatížení od mostových jeřábu v současnosti upravuje česká norma ČSN EN 1991-3 [12], kapitola 2.5.2.

Šetřený případ je zvolený jako v současné době nejčastěji používaný systém mostového jeřábu a to jeřáb s vedením pomocí nálofků kol, řídicí systém – pohon jednotlivých kol, uložení kol vzhledem k bočním pohybům pevné (FF), kombinace dvojic kol nezávislá (i), jeřábová dráha se 2 větvemi.

Zatřídění jeřábu je provedeno dle ČSN EN 1991-3 [12], tab. B.1 jako dílenský jeřáb, kategorie zvedacího zařízení HC3, S4.

P.2.1. Svislé zatížení

Technické parametry jeřábu pro výpočet zatížení:

Nosnost jeřábu (jmenovitá hodnota zatížení):	$Q_h = 10\,000\text{ kg} = 100\text{ kN}$
Rozpětí jeřábu:	$L = 12,0\text{ m}$
Rozvor jeřábu:	$e = 2,0\text{ m}$
Hmotnost jeřábu:	$G_C = 2\,954\text{ kg} = 29,54\text{ kN}$
Hmotnost kočky:	$G_K = 610\text{ kg} = 6,1\text{ kN}$
Minimální dojezd kočky:	cca 400 mm
Hmotnost mostu jeřábu:	$1\,722\text{ kg} = 17,22\text{ kN}$
Hmotnost pojezdového ústrojí:	$480\text{ kg} = 4,8\text{ kN}$
Hmotnost elektrovybavení:	$143\text{ kg} = 1,43\text{ kN}$

Odovídající svislé zatížení nosníku jeřábové dráhy od kol mostového jeřábu se stanovují pro uspořádání zatížení dle obrázku P2.1. Pro ve studii sledovaný případ jsou hodnoty svislého zatížení následující:

$$Q_{r,\max} = \frac{17,22 + 4,8}{4} + \frac{1,43}{2} + \frac{100 + 5,75}{2} \cdot \frac{12 - 0,4}{12} = 57,33\text{ kN}$$

$$Q_{r,(\max)} = \frac{17,22 + 4,8}{4} + \frac{100 + 5,75}{2} \cdot \frac{0,4}{12} = 7,26\text{ kN}$$

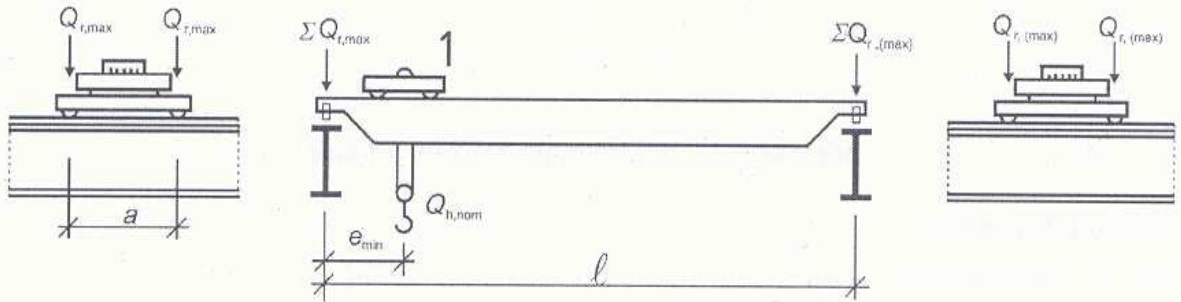
$$\sum Q_{r,\max} = 2 \cdot Q_{r,\max} = 2 \cdot 57,33 = 114,7\text{ kN}$$

$$\sum Q_{r,(\max)} = 2 \cdot Q_{r,(\max)} = 2 \cdot 7,26 = 14,5\text{ kN}$$

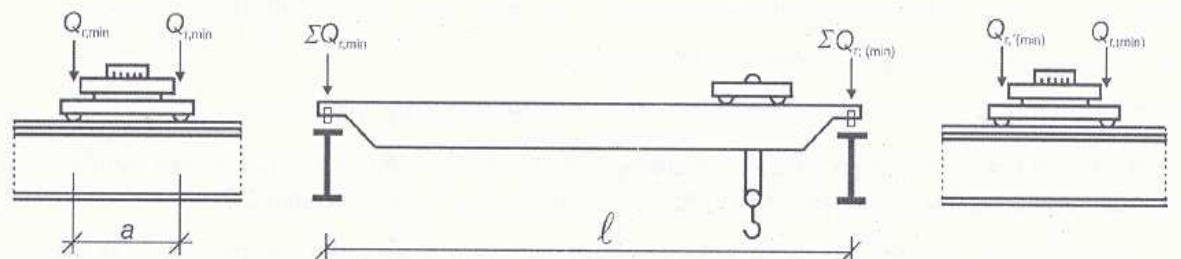
$$Q_{r,\min} = \frac{17,22 + 4,8}{4} + \frac{1,43}{2} + \frac{5,75}{2} \cdot \frac{0,4}{12} = 6,32\text{ kN}$$

$$Q_{r,(\min)} = \frac{17,22 + 4,8}{4} + \frac{5,75}{2} \cdot \frac{(12 - 0,4)}{12} = 8,28\text{ kN}$$

$$\sum Q_{r,\min} = 2 \cdot Q_{r,\min} = 2 \cdot 6,32 = 12,64\text{ kN}$$



a) Uspořádání zatíženého jeřábu při maximálním zatížení nosníku jeřábové dráhy



b) Uspořádání zatíženého jeřábu při minimálním zatížení nosníku jeřábové dráhy

- Kde $Q_{r,max}$ je maximální zatížení na jedno kolo zatíženého jeřábu;
 $Q_{r,(max)}$ doprovodné zatížení na jedno kolo zatíženého jeřábu;
 $\Sigma Q_{r,max}$ součet maximálních zatížení $Q_{r,max}$ na jednu jeřábovou dráhu zatíženého jeřábu;
 $\Sigma Q_{r,(max)}$ součet doprovodných zatížení $Q_{r,(max)}$ na jednu jeřábovou dráhu zatíženého jeřábu;
 $Q_{r,min}$ minimální zatížení na jedno kolo nezatíženého jeřábu;
 $Q_{r,(min)}$ doprovodné zatížení na jedno kolo nezatíženého jeřábu;
 $\Sigma Q_{r,min}$ součet minimálních zatížení $Q_{r,min}$ na jednu jeřábovou dráhu nezatíženého jeřábu;
 $\Sigma Q_{r,(min)}$ součet doprovodných zatížení $Q_{r,(min)}$ na jednu jeřábovou dráhu nezatíženého jeřábu;
 $Q_{h,nom}$ jmenovitá hodnota zatížení kladkostroje.

Legenda

1 kočka

Obrázek P2.1 - Uspořádání zatížení pro získání příslušných svislých zatížení nosníku jeřábové dráhy.

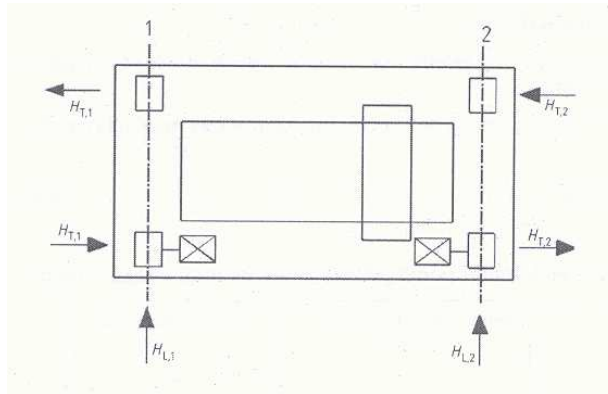
$$\Sigma Q_{r,(min)} = 2 \cdot Q_{r,(min)} = 2 \cdot 8,28 = 16,56 \text{ kN}$$

$$\Sigma Q_r = \Sigma Q_{r,max} + \Sigma Q_{r,(max)} = 114,7 + 14,5 = 129,2 \text{ kN}$$

P.2.2. Vodorovné zatížení

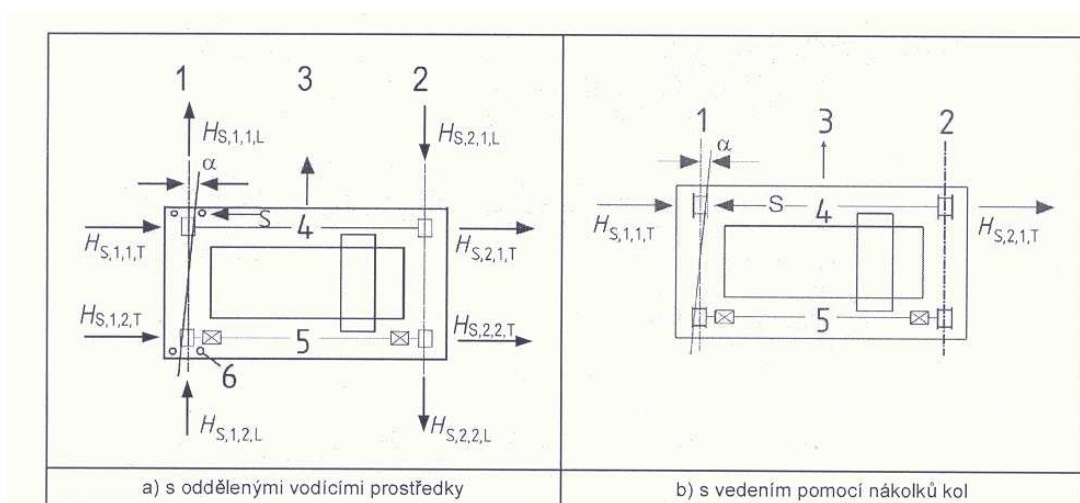
Pro účely této práce je potřeba uvažovat následující typ vodorovných zatížení od mostového jeřábu:

- vodorovné síly způsobené zrychlením nebo zpomalením jeřábu při jeho pohybu po nosníku jeřabové dráhy (viz. obrázek P.2.2);



Obrázek P.2.2 - Uspořádání podélných a příčných vodorovných sil od kol, způsobených zrychlením a zpomalením při pojezdu jeřábu ($H_{T,2}$).

- vodorovné síly způsobené zrychlením nebo zpomalením kočky při jejím pohybu po mostu jeřábu;
- vodorovné síly způsobené přičením jeřábu při jeho pohybu po nosníku jeřabové dráhy (viz. obrázek P.2.3).



Legenda

- kolejnice $i = 1$
- kolejnice $i = 2$
- směr pohybu
- dvojice kol $j = 1$
- dvojice kol $j = 2$
- vodicí prostředky

POZNÁMKA 1 Směr vodorovných zatížení závisí na typu vodicích prostředků, směru pohybu a způsobu pohonu kol.

POZNÁMKA 2 Síly $H_{S,i,j,k}$ jsou definovány v 2.7.4(1).

Obrázek P.2.3 - Uspořádání podélných a příčných vodorovných sil od kol způsobených přičením.

P.2.2.1. Vodorovné síly způsobené zrychlením a zpomalením jeřábu při jeho pohybu po nosníku JD

Součinitel tření:	$\mu = 0,2$ (ocel-ocel)
Počet pohonů jeřábu:	$m_w = 2$
Vzdálenost nákolků:	$a = a_{\text{ext}} = 2000$ mm
Hnací síla K:	$K = \mu \cdot m_w \cdot Q_{r,\text{min}} = 0,2 \cdot 2 \cdot 6,32 = 2,53$ kN
Poměr ξ_1 :	$\xi_1 = \frac{\sum Q_{r,\text{max}}}{\sum Q_r} = \frac{114,7}{129,2} = 0,887$
Poměr ξ_2 :	$\xi_2 = 1 - \xi_1 = 1 - 0,887 = 0,113$
Délka l_s :	$l_s = (\xi_1 - 0,5) \cdot l = (0,887 - 0,5) \cdot 12 = 4,644$ m
Moment M:	$M = K \cdot l_s = 2,53 \cdot 4,644 = 11,75$ kNm
Příčná vod. síla $H_{T,1}$:	$H_{T,1} = \xi_2 \frac{M}{a} = 0,113 \frac{11,75}{2} = 0,66$ kN
Příčná vod. síla $H_{T,2}$:	$H_{T,2} = \xi_1 \frac{M}{a} = 0,887 \frac{11,75}{2} = 5,21$ kN
Podélná vod. síla $H_{L,1}$:	$H_{L,1} = \xi_2 \cdot K = 0,113 \cdot 2,53 = 0,29$ kN
Podélná vod. síla $H_{L,2}$:	$H_{L,2} = \xi_1 \cdot K = 0,887 \cdot 2,53 = 2,24$ kN

P.2.2.2. Vodorovné síly způsobené zrychlením a zpomalením kočky při jejím pohybu po mostu jeřábu

Vodorovná síla $H_{T,3}$ je zahrnuta ve vodorovné síle $H_{B,2}$ podle kap.2.11.2 [12]. Za předpokladu, že užitečné zatížení není rozkývané, lze sílu $H_{B,2}$ uvážit jako 10 % součtu zatížení kladkostroje a tíhy kočky.

Podélná vod. Síla $H_{T,3}$:	$H_{T,3} = \frac{H_{B,2}}{2} = \frac{0,1 \cdot (Q_H + Q_K)}{2} = \frac{0,1 \cdot (100 + 5,75)}{2} = 5,3$ kN
-------------------------------	---

P.2.2.3. Vodorovné síly způsobené přičlením jeřábu při jeho pohybu po nosníku JD

Vůle mezi kolejnicí a vodícími prostředky:	$x = 15$ mm (příčný prokluz)
Šířka hlavy kolejnice:	$b = 50$ mm
Opatření kolejnice a vodících prostředků:	$y = \min(0,1 \cdot b) = 5$ mm
Vzdálenost mezi nákolky kol:	$a_{\text{ext}} = e = 2000$ mm
Poloha 1.vodícího prostředku od kola 2.1:	$e_1 = 0$ mm
Poloha 1.vodícího prostředku od kola 2.2:	$e_2 = 2000$ mm
Počet dvojic kol jeřábu:	$n = 2$

Počet spojených dvojic kol: $m = 0$

Úhel šikmého běhu α :

$$0,75 \cdot x = 0,75 \cdot 15 = 11,25 \text{ mm} \geq 10 \text{ mm} \Rightarrow \alpha_F = \frac{0,75 \cdot x}{a_{ext}} = \frac{0,75 \cdot 15}{2000} = 0,005625 \text{ rad}$$

$$\alpha_V = \frac{0,1 \cdot b}{a_{ext}} = \frac{0,1 \cdot 50}{2000} = 0,0025 \text{ rad}$$

$$\alpha_0 = 0,001 \text{ rad}$$

$$\alpha = \alpha_F + \alpha_V + \alpha_0 = 0,005625 + 0,0025 + 0,001 = 0,009125 \text{ rad} \leq 0,015 \text{ rad}$$

Součinitel reakcí při přičení f : $f = 0,3 \cdot (1 - e^{-250 \cdot \alpha}) = 0,3 \cdot (1 - e^{-250 \cdot 0,009125}) = 0,269$

Poloha kluzného pólu h (IFF): $h = \frac{m \xi_1 \xi_2 l^2 + \sum e_j^2}{\sum e_j} = \frac{0 + (0^2 + 2000^2)}{2000} = 2000 \text{ mm}$

Součinitel síly λ_S (IFF): $\lambda_S = 1 - \frac{\sum e_j}{n \cdot h} = 1 - \frac{0 + 2000}{2 \cdot 2000} = 0,5$

Součinitel síly $\lambda_{S,1,1,T}$ (IFF): $\lambda_{S,1,1,T} = \frac{\xi_2}{n} \cdot (1 - \frac{e_1}{h}) = \frac{0,113}{2} \cdot (1 - \frac{0}{2000}) = 0,057$

Součinitel síly $\lambda_{S,1,2,T}$ (IFF): $\lambda_{S,1,2,T} = \frac{\xi_2}{n} \cdot (1 - \frac{e_2}{h}) = \frac{0,113}{2} \cdot (1 - \frac{2000}{2000}) = 0$

Součinitel síly $\lambda_{S,2,1,T}$ (IFF): $\lambda_{S,2,1,T} = \frac{\xi_1}{n} \cdot (1 - \frac{e_1}{h}) = \frac{0,887}{2} \cdot (1 - \frac{0}{2000}) = 0,443$

Součinitel síly $\lambda_{S,2,2,T}$ (IFF): $\lambda_{S,2,2,T} = \frac{\xi_1}{n} \cdot (1 - \frac{e_2}{h}) = \frac{0,887}{2} \cdot (1 - \frac{2000}{2000}) = 0$

Síla na vedení (vratná) S : $S = f \cdot \lambda_S \sum Q_r = 0,269 \cdot 0,5 \cdot 129,2 = 17,4 \text{ kN}$

Síla od přičení $H_{S,1,1,T}$: $H_{S,1,1,T} = f \cdot \lambda_{S,1,1,T} \sum Q_r = 0,269 \cdot 0,057 \cdot 129,2 = 1,99 \text{ kN}$

Síla od přičení $H_{S,2,1,T}$: $H_{S,2,1,T} = f \cdot \lambda_{S,2,1,T} \sum Q_r = 0,269 \cdot 0,443 \cdot 129,2 = 15,4 \text{ kN}$

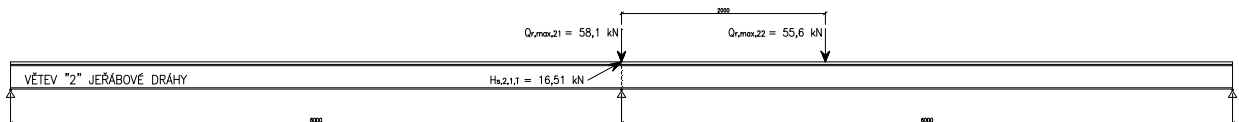
Síly od přičení: $H_{S,1,2,T} = H_{S,2,2,T} = H_{S,1,1,L} = H_{S,1,2,L} = H_{S,2,1,L} = H_{S,2,2,L} = 0 \text{ kN}$

PŘÍLOHA č.3

P.3 Výpočet vnitřních sil v řezu nad podporou programem SCIA ESA

P.3.1. Umístění charakteristického zatížení na spojitý nosník

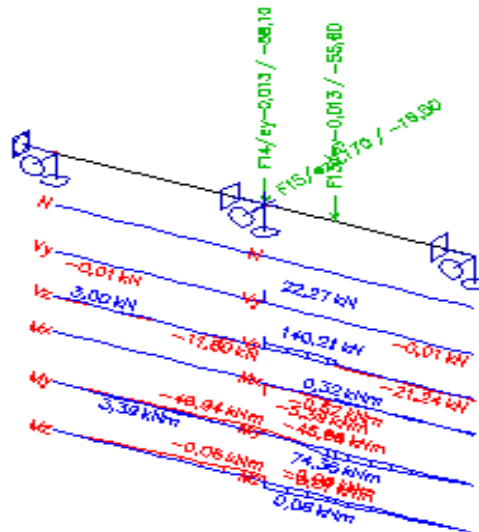
Maximální lokální účinky v řezu nad podporou byly získány z charakteristické skupiny zatížení č.5. Poloha jeřábu na spojitém nosníku je zakreslena na obrázku P3.1.



Obrázek P3.1 - Poloha jeřábu na spojitém nosníku.

P.3.2. Průběh vnitřních sil pro prutový model

Na následujících obrázcích je znázorněn průběh vnitřních sil pro umístění zatížení dle předcházející kapitoly P.3.1. Zatížení je uvažováno svíslé i vodorovné, na obrázcích je uvedené v charakteristických hodnotách s uvažováním excentricit e_y i e_z . Průběh vnitřních sil, pokud jsou podpory zadány jako tuhé v kroucení, je vidět na obrázku P3.2. Výsledné vnitřní síly jsou spočteny pro návrhové hodnoty zatížení a pro kombinaci zobrazeného zatěžovacího stavu s vlastní vahou nosníku JD.

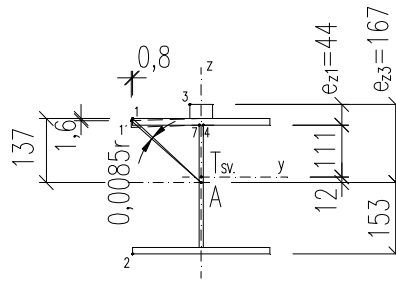


Obrázek P3.2 - Průběh vnitřních sil pro podpory zadané jako tuhé v kroucení.

Průběh vnitřních sil, pokud jsou podpory zadány jako volné v kroucení nebyl stanoven. Výpočetní program neprovede výpočet z důvodu nestability ve směru f_x .

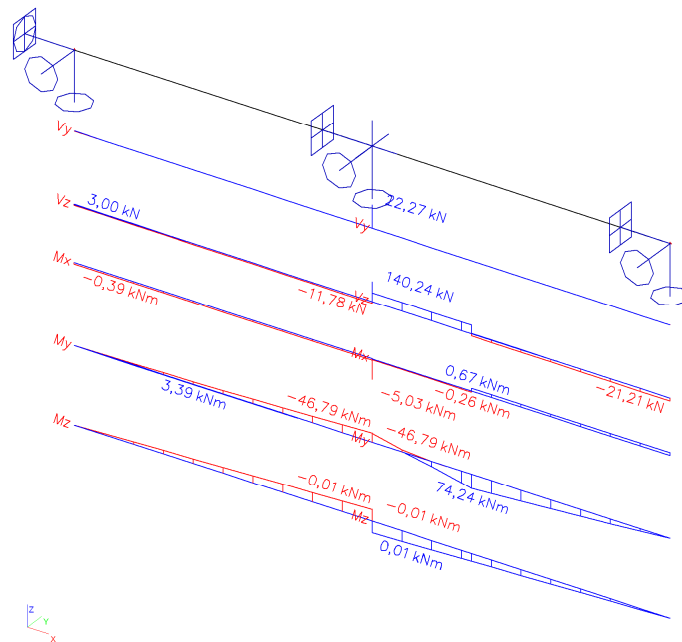
Průběh vnitřních sil pro návrhové hodnoty zatížení sledovaného zatěžovacího stavu v kombinaci s vlastní vahou nosníku JD, pokud jsou podpory zadány na pootočení jako pružné se

zadanou tuhostí v kroucení, je vidět na obrázku P3.4. Tuhost v kroucení je vypočtena s uvažováním velikosti deformace získané z numerického modelu RFEM 4 (viz.obrázek P3.3), podle kterého jsou posuvy v uzlu „1“ následující: $u_y = 0,8 \text{ mm}$ $u_z = -1,6 \text{ mm}$



Obrázek - P3.3: Tuhost v kroucení průřezu nad průběžnou podporou.

$$\text{Tuhost podpory } R_x = \frac{M}{\alpha} = \frac{(0,0165 \cdot 0,17 + 0,0581 \cdot 0,0125) \text{ MNm}}{0,0085r} = 0,4154 \text{ MNm} / r$$



Obrázek P3.4 -Průběh vnitřních sil pro podpory zadané jako pružné v kroucení.

Rekapitulace návrhových vnitřních sil v řezu nad střední podporou je uvedena v tabulce P3.5.

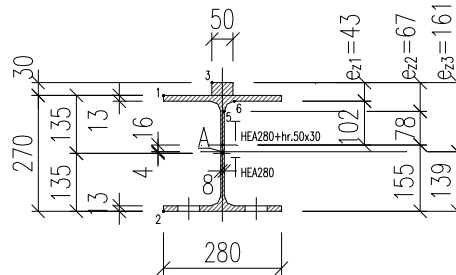
Průřez:	HEA 280			HEA 300			HEA 320		
Typ podpory Rx:	Tuhá	Pružná	Volná	Tuhá	Pružná	Volná	Tuhá	Pružná	Volná
Vy [kN]	22,3	22,3	-	22,3	22,3	-	22,3	22,3	-
Vz [kN]	139,7	139,7	-	140,2	140,2	-	140,7	140,7	-
Mx [kNm]	-5,39	-5,1	-	-5,39	-5,0	-	-5,39	-5,0	-
My [kNm]	-46,4	-46,2	-	-46,9	-46,8	-	-47,4	-47,2	-
Mz [kNm]	±0,06	±0,01	-	±0,06	±0,01	-	±0,06	±0,01	-

Tabulka P3.5 – Návrhové vnitřní síly v řezu nad střední podporou spojitého nosníku.

PŘÍLOHA č.4

P.4 Výpočet průřezových charakteristik

P.4.1. Průřezové charakteristiky průřezu HEA 280 + hr. 50 x 30



$$A = 9726 + 50 \times 30 = 11\,226 \text{ mm}^2$$

$$I_{y, \text{HEA280}} = 1,367 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_{z, \text{HEA280}} = 4,763 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$t_{3,z} = \frac{9726 \cdot 165 + 50 \cdot 30 \cdot 15}{50 \cdot 30 + 9726} = 145 \text{ mm}$$

$$t_{2,z} = \frac{9726 \cdot 135 + 50 \cdot 30 \cdot 285}{11226} = 155 \text{ mm}$$

$$I_y = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 130^2 + 1,367 \cdot 10^8 + 9726 \cdot 20^2 = 1,661 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_z = \frac{1}{12} 30 \cdot 50^3 + 4,763 \cdot 10^7 = 4,794 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,1} = 1,661 \cdot 10^8 / 115 = 1,44 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,1} = 4,763 \cdot 10^7 / 140 = 3,4 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,2} = 1,661 \cdot 10^8 / 155 = 1,07 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,2} = W_{z,1} = 3,4 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,5} = 1,661 \cdot 10^8 / 78 = 2,13 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,5} = 4,763 \cdot 10^7 / 4,0 = 1,19 \cdot 10^7 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,6} = 1,661 \cdot 10^8 / 102 = 1,63 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,6} = 4,763 \cdot 10^7 / 28 = 1,7 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$I_{t, \text{HEA280}} = 6,21 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_w = 8,43 \cdot 10^{11} \text{ mm}^6$$

$$\frac{h}{b} = \frac{50}{30} = 1,6666 \geq 1 \rightarrow \alpha = 0,209$$

$$I_t = I_{t, \text{HEA280}} + \alpha \cdot b^3 \cdot h = 6,21 \cdot 10^5 + 0,209 \cdot 30^3 \cdot 50 = 9,03 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$d_z = -16 \text{ mm (ESA)}$$

$$\omega_1 = 124,5 \cdot 140 = 17\,430 \text{ mm}^2$$

$$\omega_2 = 132,5 \cdot 140 = 18\,550 \text{ mm}^2$$

$$\omega_6 = 124,5 \cdot 28 = 3\,486 \text{ mm}^2$$

$$S_y = 50 \cdot 30 \cdot 130 + 280 \cdot 13 \cdot 108,5 + 8 \cdot 102 \cdot 51 + 2 \cdot 24 \cdot 24 \cdot 0,3 \cdot 90 = 6,63 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

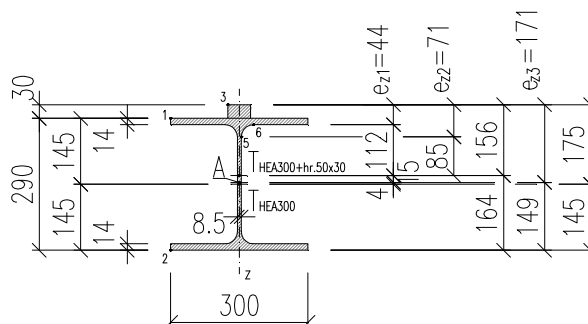
$$S_{y(z),6} = 50 \cdot 30 \cdot 130 + 13 \cdot 280 \cdot 108,5 = 5,9 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{y,5} = 5,9 \cdot 10^5 + 8 \cdot 0,24 \cdot 90 = 6,07 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{y(y),6} = 13 \cdot 112 \cdot 108,5 = 1,58 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{z,5} = 2 \cdot 13 \cdot 136,72 + 30 \cdot 21 \cdot 12,5 = 2,62 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{z,6} = 2 \cdot 13 \cdot 112 \cdot 84 = 2,44 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

P.4.2. Průřezové charakteristiky průřezu HEA 300 + hr. 50 x 30

$$A_{\text{HEA300}} = 11\,250 \text{ mm}^2$$

$$A = 11\,250 + 50 \cdot 30 = 12\,750 \text{ mm}^2$$

$$I_{y,\text{HEA300}} = 1,826 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_{z,\text{HEA300}} = 6,31 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$I_y = 2,166 \cdot 10^8 \text{ mm}^4 \quad (\text{ESA})$$

$$I_z = 6,3408 \cdot 10^7 \text{ mm}^4 \quad (\text{ESA})$$

$$t_{3,z} = \frac{11\,250 \cdot 175 + 50 \cdot 30 \cdot 15}{50 \cdot 30 + 11\,250} = 156 \text{ mm}$$

$$I_y = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 141^2 + 1,826 \cdot 10^8 + 11\,250 \cdot 19^2 = 2,166 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_z = \frac{1}{12} 30 \cdot 50^3 + 6,31 \cdot 10^7 = 6,341 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,1} = 2,1664 \cdot 10^8 / 126 = 1,72 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,1} = 6,341 \cdot 10^7 / 150 = 4,2273 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,2} = 2,1664 \cdot 10^8 / 164 = 1,32 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,2} = W_{z,1} = 4,2273 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,5} = 2,1664 \cdot 10^8 / 85 = 2,55 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,5} = 6,341 \cdot 10^7 / 4,5 = 1,409 \cdot 10^7 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,6} = 2,1664 \cdot 10^8 / 112 = 1,93 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,6} = 6,341 \cdot 10^7 / 31,25 = 2,029 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$I_{t,\text{HEA300}} = 8,517 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_w = 1,275 \cdot 10^{12} \text{ mm}^6$$

$$\frac{h}{b} = \frac{50}{30} = 1,6666 \geq 1 \rightarrow \alpha = 0,209$$

$$I_t = I_{t,\text{HEA300}} + \alpha \cdot b^3 \cdot h = 8,517 \cdot 10^5 + 0,209 \cdot 30^3 \cdot 50 = 1,13 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$d_z = -15 \text{ mm} \quad (\text{ESA})$$

$$\omega_1 = 134 \cdot 150 = 20\,100 \text{ mm}^2$$

$$\omega_2 = 142 \cdot 150 = 21\,300 \text{ mm}^2$$

$$\omega_6 = 134 \cdot 31,25 = 4\,187,5 \text{ mm}^2$$

$$S_y = 50 \cdot 30 \cdot 141 + 300 \cdot 14 \cdot 119 + 8,5 \cdot 112 \cdot 56 + 2 \cdot 27 \cdot 27 \cdot 0,3 \cdot 98 = 8,07 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

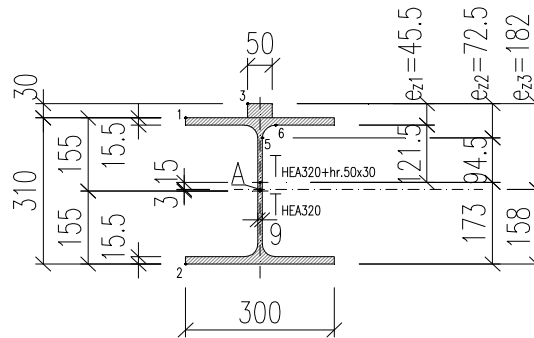
$$S_{y(z),6} = 50 \cdot 30 \cdot 141 + 14 \cdot 300 \cdot 119 = 7,11 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{y,5} = 7,11 \cdot 10^5 + 8,5 \cdot 27 \cdot 98,5 = 7,33 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{y(y),6} = 14 \cdot 118,75 \cdot 119 = 1,97 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{z,5} = 2 \cdot 14 \cdot 145,75 \cdot 77,125 + 2 \cdot 156,4 \cdot 13,25 + 30 \cdot 20,75 \cdot 14,625 = 3,2799 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{z,6} = 2 \cdot 14 \cdot 118,75 \cdot 90,625 = 3,0133 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

P.4.3. Průřezové charakteristiky průřezu HEA 320 + hr. 50 x 30

$$A_{\text{HEA320}} = 12\,440 \text{ mm}^2$$

$$A = 12440 + 50 \cdot 30 = 13940 \text{ mm}^2$$

$$I_{y,\text{HEA320}} = 2,29 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_{z,\text{HEA320}} = 6,985 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$I_y = 2,68 \cdot 10^8 \text{ mm}^4 \quad (\text{ESA})$$

$$I_z = 7,01 \cdot 10^7 \text{ mm}^4 \quad (\text{ESA})$$

$$t_{2,z} = \frac{12440 \cdot 155 + 50 \cdot 30 \cdot 325}{13940} = 173 \text{ mm}$$

$$I_y = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 152^2 + 2,29 \cdot 10^8 + 12440 \cdot 18^2 = 2,68 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$I_z = \frac{1}{12} 30 \cdot 50^3 + 6,985 \cdot 10^7 = 7,01 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,1} = 2,68 \cdot 10^8 / 137 = 1,95 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,1} = 7,01 \cdot 10^7 / 150 = 4,67 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,2} = 2,68 \cdot 10^8 / 173 = 1,549 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,2} = W_{z,1} = 4,67 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,5} = 2,68 \cdot 10^8 / 94,5 = 2,83 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,5} = 7,01 \cdot 10^7 / 4,5 = 1,55 \cdot 10^7 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,6} = 2,68 \cdot 10^8 / 121,5 = 2,2 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,6} = 7,01 \cdot 10^7 / 31,5 = 2,22 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$I_{t,\text{HEA320}} = 1,08 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$I_w = 1,6 \cdot 10^{12} \text{ mm}^6$$

$$\frac{h}{b} = \frac{50}{30} = 1,6666 \geq 1 \rightarrow \alpha = 0,209$$

$$I_t = I_{t,\text{HEA320}} + \alpha \cdot b^3 \cdot h = 1,08 \cdot 10^6 + 0,209 \cdot 30^3 \cdot 50 = 1,36 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$d_z = -15 \text{ mm (ESA)}$$

$$\omega_1 = 144,25 \cdot 150 = 21\,637 \text{ mm}^2$$

$$\omega_2 = 150,25 \cdot 150 = 22\,537 \text{ mm}^2$$

$$\omega_6 = 144,25 \cdot 42,5 = 6\,130,6 \text{ mm}^2$$

$$S_y = 50 \cdot 30 \cdot 152 + 300 \cdot 15,5 \cdot 129,25 + 9 \cdot 121,5 \cdot 60,75 + 2 \cdot 27 \cdot 27 \cdot 0,3 \cdot 115 = 9,45 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

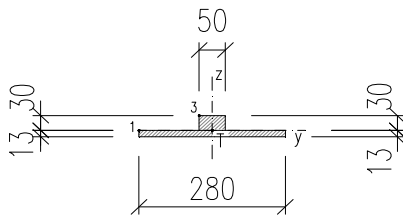
$$S_{y(z),6} = 50 \cdot 30 \cdot 152 + 15,5 \cdot 300 \cdot 129,25 = 8,29 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{y,5} = 8,29 \cdot 10^5 + 15 \cdot 27 \cdot 108 = 8,72 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{y(y),6} = 15,5 \cdot 118,5 \cdot 129,25 = 2,37 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{z,5} = 2 \cdot 15,5 \cdot 145,5 \cdot 77,25 + 2 \cdot 156,4 \cdot 13,5 + 30 \cdot 20,75 \cdot 14,625 = 3,617 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$S_{z,6} = 2 \cdot 15,5 \cdot 118,5 \cdot 90,75 = 3,33 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

P.4.4. Průřezové charakteristiky horní pásnice P13x280 s kolejnicí hr. 50 x 30

$$A = 13 \cdot 280 + 50 \cdot 30 = 5140 \text{ mm}^2$$

$$t_{\text{celk.}} = \frac{50 \cdot 30 \cdot 15 + 280 \cdot 13 \cdot 36,5}{50 \cdot 30 + 280 \cdot 13} = \frac{155360}{5140} = 30,2 \text{ mm}$$

$$b_{\text{eff}} = b_{fr} + h_r + t_f = 50 + 30 + 13 = 93 \text{ mm}$$

$$t_{rf} = \frac{50 \cdot 30 \cdot 15 + 93 \cdot 13 \cdot 36,5}{50 \cdot 30 + 93 \cdot 13} = \frac{66628,5}{2709} = 24,6 \text{ mm}$$

$$I_{rf} = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 10^2 + \frac{1}{12} 93 \cdot 13^3 + 93 \cdot 13 \cdot 11,9^2 = 4,5 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_y = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 15^2 + \frac{1}{12} 280 \cdot 13^3 + 280 \cdot 13 \cdot 6,5^2 = 6,55 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_z = \frac{1}{12} 30 \cdot 50^3 + \frac{1}{12} 13 \cdot 280^3 = 2,4 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,3} = 6,55 \cdot 10^5 / 30 = 2,18 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

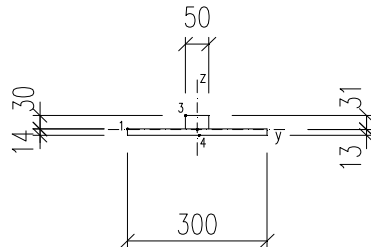
$$W_{z,3} = 2,4 \cdot 10^7 / 25 = 9,6 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,4} = 6,55 \cdot 10^5 / 13 = 5,03 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,1} = 2,4 \cdot 10^7 / 140 = 1,7 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$\frac{h}{b} = \frac{50}{30} = 1,6666 \geq 1 \rightarrow \alpha = 0,209$$

$$I_t = \frac{1}{3} h t_f^3 + \alpha b^3 h = \frac{1}{3} 280 \cdot 13^3 + 0,209 \cdot 30^3 \cdot 50 = 205053 + 282150 = 4,872 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

P.4.5. Průřezové charakteristiky horní pásnice P14x300 s kolejnicí hr. 50 x 30

$$A = 14 \cdot 300 + 50 \cdot 30 = 5700 \text{ mm}^2$$

$$t_{\text{celk.}} = \frac{50 \cdot 30 \cdot 15 + 300 \cdot 14 \cdot 37}{50 \cdot 30 + 300 \cdot 14} = \frac{177900}{5700} = 31 \text{ mm}$$

$$b_{\text{eff}} = b_{fr} + h_r + t_f = 50 + 30 + 14 = 94 \text{ mm}$$

$$t_{rf} = \frac{50 \cdot 30 \cdot 15 + 94 \cdot 14 \cdot 37}{50 \cdot 30 + 94 \cdot 14} = \frac{71192}{2816} = 25,3 \text{ mm}$$

$$I_{rf} = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 10^2 + \frac{1}{12} 94 \cdot 14^3 + 94 \cdot 14 \cdot 11,7^2 = 4,64 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_y = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 16^2 + \frac{1}{12} 300 \cdot 14^3 + 300 \cdot 14 \cdot 6^2 = 7,163 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_z = \frac{1}{12} 30 \cdot 50^3 + \frac{1}{12} 14 \cdot 300^3 = 3,18 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,3} = 7,163 \cdot 10^5 / 31 = 2,31 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,3} = 3,18 \cdot 10^7 / 25 = 1,272 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,1} = 7,163 \cdot 10^5 / 1 = 7,163 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,1} = 3,18 \cdot 10^7 / 150 = 2,12 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,4} = 7,163 \cdot 10^5 / 13 = 5,51 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

$$\frac{h}{b} = \frac{50}{30} = 1,6666 \geq 1 \rightarrow \alpha = 0,209$$

$$I_t = \frac{1}{3} h t_f^3 + \alpha b^3 h = \frac{1}{3} 300 \cdot 14^3 + 0,209 \cdot 30^3 \cdot 50 = 274400 + 282150 = 5,5655 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

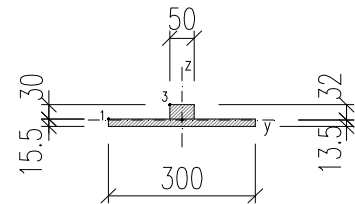
P.4.6. Průřezové charakteristiky horní pásnice P15,5x300 s kolenicí hr. 50 x 30

$$A = 15,5 \cdot 300 + 50 \cdot 30 = 6150 \text{ mm}^2$$

$$t_{celk} = \frac{50 \cdot 30 \cdot 15 + 300 \cdot 15,5 \cdot 37,75}{50 \cdot 30 + 300 \cdot 15,5} = \frac{198037}{6150} = 32,2 \text{ mm}$$

$$b_{eff} = b_{fr} + h_r + t_f = 50 + 30 + 15,5 = 95,5 \text{ mm}$$

$$t_{rf} = \frac{50 \cdot 30 \cdot 15 + 95,5 \cdot 15,5 \cdot 37,75}{50 \cdot 30 + 95,5 \cdot 15,5} = \frac{78379}{2980} = 26,3 \text{ mm}$$



$$I_{rf} = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 11^2 + \frac{1}{12} 95,5 \cdot 15,5^3 + 95,5 \cdot 15,5 \cdot 11,45^2 = 5,177 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_y = \frac{1}{12} 50 \cdot 30^3 + 50 \cdot 30 \cdot 17^2 + \frac{1}{12} 300 \cdot 15,5^3 + 300 \cdot 15,5 \cdot 5,75^2 = 7,93 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$I_z = \frac{1}{12} 30 \cdot 50^3 + \frac{1}{12} 15,5 \cdot 300^3 = 3,52 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,3} = 7,93 \cdot 10^5 / 32 = 2,47 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,3} = 3,52 \cdot 10^7 / 25 = 1,4,8 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,1} = 7,93 \cdot 10^5 / 2 = 3,96 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{z,1} = 3,52 \cdot 10^7 / 150 = 2,34 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,6} = 7,93 \cdot 10^5 / 13,5 = 5,87 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

$$\frac{h}{b} = \frac{50}{30} = 1,6666 \geq 1 \rightarrow \alpha = 0,209$$

$$I_t = \frac{1}{3} h t_f^3 + \alpha \cdot b^3 h = \frac{1}{3} 300 \cdot 15,5^3 + 0,209 \cdot 30^3 \cdot 50 = 372387 + 282150 = 6,54 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

PŘÍLOHA č.5**P.5 Výpočet napětí na nosníku JD nad střední podporou****P.5.1. Napětí nad podporou pro průřez HEA 280 + hr. 50x30**

Napětí jsou vyčísleny pro řez nad střední podporou, uložení v podpoře na pootočení kolem osy „x“ pružné, průřez navržená z válcované tyče HEA280.

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od svislého zatížení:

$$\sigma_{x(y)} = \pm \frac{M_y}{W_y} \qquad \sigma_{x(z)} = \pm \frac{M_z}{W_z}$$

$$\sigma_{x(y),1} = \frac{M_y}{W_{y,1}} = \frac{46,2 \cdot 10^6}{1,44 \cdot 10^6} = 32,1 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(y),2} = -\frac{M_y}{W_{y,2}} = -\frac{46,2 \cdot 10^6}{1,07 \cdot 10^6} = -43,2 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(y),5,10} = \frac{M_y}{W_{y,5}} = \frac{46,2 \cdot 10^6}{2,13 \cdot 10^6} = 21,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(y),6} = \frac{M_y}{W_{y,6}} = \frac{46,2 \cdot 10^6}{1,63 \cdot 10^6} = 28,3 \frac{N}{mm^2}$$

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od vodorovného zatížení:

$$\sigma_{x(z),1} = \pm \frac{M_z}{W_{z,1}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{3,4 \cdot 10^5} = \pm 0,029 \frac{N}{mm^2} \qquad \sigma_{x(z),2} = \sigma_{x(z),2}$$

$$\sigma_{x(z),5} = \pm \frac{M_z}{W_{z,5}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{1,19 \cdot 10^7} = \pm 0,001 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(z),6} = \pm \frac{M_z}{W_{z,6}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{1,7 \cdot 10^6} = \pm 0,006 \frac{N}{mm^2}$$

Normálové napětí od bimomentu B: $L_{K1} = 6000 \text{ mm}$ $\beta = 1,08$ $\alpha = 3,7$

$$K_t = L \sqrt{\frac{G \cdot I_t}{E \cdot I_\omega}} = 6000 \sqrt{\frac{81 \cdot 10^3 \cdot 6,21 \cdot 10^5}{210 \cdot 10^3 \cdot 8,43 \cdot 10^{11}}} = 3,2$$

$$\kappa = \frac{1}{\beta + \left(\frac{\alpha}{K_t}\right)^2} = \frac{1}{1,08 + \left(\frac{3,7}{3,2}\right)^2} = 0,41$$

$$B_{Fz} = M_y \cdot e \cdot (1 - \kappa) = 46,2 \cdot 0,0125 \cdot (1 - 0,41) = 0,34 \text{ kNm}^2$$

$$\sigma_{x,w,1,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_1}{I_\omega} = \pm \frac{0,34 \cdot 10^9 \cdot 17430}{8,43 \cdot 10^{11}} = \pm 7,03 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x,w,2,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_2}{I_\omega} = \pm \frac{0,34 \cdot 10^9 \cdot 18550}{8,43 \cdot 10^{11}} = \pm 7,48 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x,w,6,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_6}{I_\omega} = \pm \frac{0,34 \cdot 10^9 \cdot 3486}{8,43 \cdot 10^{11}} = \pm 1,4 \frac{N}{mm^2}$$

$$B_{Hs} = M_z \cdot e \cdot (1 - \kappa) = 0,01 \cdot 0,161 \cdot (1 - 0,41) = 0,001 \text{ kNm}^2$$

$$\sigma_{x,w,1,Hs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_1}{I_\omega} = \pm \frac{0,001 \cdot 10^9 \cdot 17430}{8,43 \cdot 10^{11}} = \pm 0,02 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x,w,2,Fs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_2}{I_\omega} = \pm \frac{0,001 \cdot 10^9 \cdot 18550}{8,43 \cdot 10^{11}} = \pm 0,022 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x,w,6,Fs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_6}{I_\omega} = \pm \frac{0,001 \cdot 10^9 \cdot 3486}{8,43 \cdot 10^{11}} = \pm 0,004 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Smykové napětí od posouvajících sil:

$$\tau_{xz,Vz,5,10} = \frac{V_z S_{y,5}}{I_y t_5} = \frac{139,7 \cdot 10^3 \cdot 6,07 \cdot 10^5}{1,661 \cdot 10^8 \cdot 8} = 63,8 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\tau_{xz,Vz,6} = \frac{V_z S_{y,6}}{I_y t_6} = \frac{139,7 \cdot 10^3 \cdot 5,9 \cdot 10^5}{1,661 \cdot 10^8 \cdot 56} = 11,9 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\tau_{x,Vy,6} = \frac{V_y S_{z,6}}{I_z \cdot 2 \cdot t_f} = \frac{22,3 \cdot 10^3 \cdot 2,44 \cdot 10^5}{4,794 \cdot 10^7 \cdot 2 \cdot 13} = 4,4 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Smykové napětí od prostého kroucení:

$$T_t = V_z \cdot e \cdot \kappa = (H_s \cdot e_{z3} + F_z \cdot e_y) \kappa = (22,3 \cdot 0,161 + 139,7 \cdot 0,0125) \cdot 0,41 = 2,19 \text{ kNm}$$

$$\tau_{t,1} = \frac{T_t t_p}{I_t} = \frac{2,19 \cdot 10^6 \cdot 13}{9,03 \cdot 10^5} = 31,5 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\tau_{t,5,10} = \frac{T_t t_4}{I_t} = \frac{2,19 \cdot 10^6 \cdot 8}{9,03 \cdot 10^5} = 19,4 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Smykové napětí od vázaného kroucení:

$$T_\omega = V_z \cdot e \cdot (1 - \kappa) = (22,3 \cdot 0,161 + 139,7 \cdot 0,0125) \cdot (1 - 0,41) = 3,15 \text{ kNm}$$

$$S_{\omega,\max} = \frac{1}{16} t_f b^2 (h - t_f) = \frac{1}{16} 13 \cdot 280^2 (270 - 13) = 1,637 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$\tau_{\omega,\max} = \frac{T_\omega S_{\omega,\max}}{I_\omega \cdot t_f} = \frac{3,15 \cdot 10^6 \cdot 1,637 \cdot 10^7}{8,43 \cdot 10^{11} \cdot 13} = 4,7 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální svislé tlakové napětí dle ČSN EN 1993-6 :

$$l_{eff} = 3,25 \cdot \sqrt[3]{\frac{I_{rf}}{t_w}} = 3,25 \cdot \sqrt[3]{\frac{4,5 \cdot 10^5}{8}} = 124,5$$

$$\sigma_{oz,5} = \frac{F_{z,Ed}}{(l_{eff} + 2 \cdot r) \cdot t_{w,5}} = \frac{1,35 \cdot 58,1 \cdot 10^3}{(124,5 + 2 \cdot 24) \cdot 8} = 56,8 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{oz,10} = \frac{R_{z,Ed}}{(c + 2 \cdot r + 2 \cdot t_f) \cdot t_{w,10}} = \frac{150,87 \cdot 10^3}{(280 + 2 \cdot 24 + 2 \cdot 8) \cdot 8} = 54,8 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální smykové napětí:

$$\tau_{oxz,5} = 0,2 \cdot \sigma_{oz,5} = 0,2 \cdot 56,8 = 11,4 \frac{N}{\text{mm}^2} \quad \dots \text{ČSN EN 1993-6}$$

$$\tau_{oxz,5} = 0,325 \cdot \sigma_{oz,5} = 0,325 \cdot 56,8 = 18,5 \frac{N}{\text{mm}^2} \quad \dots \text{ČSN 73 1401}$$

$$\tau_{oxz,10} = 0,2 \cdot \sigma_{oz,10} = 0,2 \cdot 54,8 = 11,0 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení dle ČSN EN 1993-6 :

$$T_{Ed,5,\check{C}SN} = F_{z,Ed} \cdot e_y = 1,35 \cdot 58,1 \cdot 0,0125 = 0,98 \text{ kNm}$$

$$T_{Ed,5,+Hs} = F_{z,Ed} \cdot e_y + H_{s,Ed} \cdot e_{z2} = 1,35 \cdot (58,1 \cdot 0,0125 + 16,5 \cdot 0,067) = 2,47 \text{ kNm}$$

$$h_w = 270 - 2 \cdot 13 = 244 \text{ mm} \quad a = 600 \text{ mm}$$

$$\eta = \left[\frac{0,75 \cdot a \cdot t_w^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\pi \cdot \frac{h_w}{a}\right)}{\sinh\left(2\pi \frac{h_w}{a}\right) - 2\pi \frac{h_w}{a}} \right]^{0,5} = \left[\frac{0,75 \cdot 600 \cdot 8^3}{4,872 \cdot 10^5} \cdot \frac{\sinh^2\left(\pi \cdot \frac{244}{600}\right)}{\sinh\left(2\pi \frac{244}{600}\right) - 2\pi \frac{244}{600}} \right]^{0,5} = 0,58$$

$$\sigma_{T,Ed,\check{C}SN} = \frac{6 \cdot T_{Ed,5,\check{C}SN}}{a \cdot t_w^2} \eta \tanh(\eta) = \frac{6 \cdot 0,98 \cdot 10^6}{600 \cdot 8^2} \cdot 0,58 \cdot \tanh 0,58 = 46,4 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení dle ČSN EN 1993-6 se započtením Hs:

$$\sigma_{T,Ed,+Hs} = \frac{6 \cdot T_{Ed,5,+Hs}}{a \cdot t_w^2} \eta \tanh(\eta) = \frac{6 \cdot 2,47 \cdot 10^6}{600 \cdot 8^2} \cdot 0,58 \cdot \tanh 0,58 = 116,9 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kol.zatížení dle СНиП II-23-90:

$$M_t = F_{z,Ed} \cdot e_y + 0,75 \cdot H_{s,Ed} \cdot h_r = 1,35 \cdot 58,1 \cdot 0,0125 + 1,35 \cdot 0,75 \cdot 16,5 \cdot 0,03 = 0,98 + 0,5 = 1,48 \text{ kNm}$$

$$I_f = I_t$$

$$\sigma_{fz(Fz)} = \frac{2 \cdot M_t \cdot t}{I_f} = \frac{2 \cdot 0,98 \cdot 10^6 \cdot 8}{4,872 \cdot 10^5} = 32,2 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{fz(Hs)} = \frac{2 \cdot M_t \cdot t}{I_f} = \frac{2 \cdot 0,5 \cdot 10^6 \cdot 8}{4,872 \cdot 10^5} = 16,4 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

P.5.2. Napětí nad podporou pro průřez HEA 300 + hr. 50x30

Napětí jsou vyčísleny pro řez nad střední podporou, uložení v podpoře na pootočení kolem osy „x“ pružné, průřez HEA300.

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od svislého zatížení:

$$\sigma_{x(y)} = \pm \frac{M_y}{W_y} \quad \sigma_{x(z)} = \pm \frac{M_z}{W_z}$$

$$\sigma_{x(y),1} = \frac{M_y}{W_{y,1}} = \frac{46,8 \cdot 10^6}{1,72 \cdot 10^6} = 27,2 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x(y),2} = -\frac{M_y}{W_{y,2}} = -\frac{46,8 \cdot 10^6}{1,32 \cdot 10^6} = -35,5 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x(y),5} = \frac{M_y}{W_{y,5}} = \frac{46,8 \cdot 10^6}{2,55 \cdot 10^6} = 18,4 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x(y),6} = \frac{M_y}{W_{y,6}} = \frac{46,8 \cdot 10^6}{1,93 \cdot 10^6} = 24,2 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od vodorovného zatížení:

$$\sigma_{x(z),1} = \pm \frac{M_z}{W_{z,1}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{4,2273 \cdot 10^5} = \pm 0,024 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(z),2} = \pm \frac{M_z}{W_{z,2}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{4,2273 \cdot 10^5} = \pm 0,024 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(z),5} = \pm \frac{M_z}{W_{z,5}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{1,409 \cdot 10^7} = \pm 0,001 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(z),6} = \pm \frac{M_z}{W_{z,6}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{2,029 \cdot 10^6} = \pm 0,005 \frac{N}{mm^2}$$

Normálové napětí od bimomentu B: $L_{K1} = 6000 \text{ mm}$ $\beta = 1,08$ $\alpha = 3,7$

$$K_t = L \sqrt{\frac{G \cdot I_t}{E \cdot I_\omega}} = 6000 \sqrt{\frac{81 \cdot 10^3 \cdot 1,13 \cdot 10^6}{210 \cdot 10^3 \cdot 1,2756 \cdot 10^{12}}} = 3,5$$

$$\kappa = \frac{1}{\beta + \left(\frac{\alpha}{K_t}\right)^2} = \frac{1}{1,08 + \left(\frac{3,7}{3,5}\right)^2} = 0,455$$

$$B_{Fz} = M_y \cdot e \cdot (1 - \kappa) = 46,8 \cdot 0,0125 \cdot (1 - 0,455) = 0,32 \text{ kNm}^2$$

$$\sigma_{x,w,1,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_1}{I_\omega} = \pm \frac{0,32 \cdot 10^9 \cdot 20100}{1,2756 \cdot 10^{12}} = \pm 5,1 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x,w,2,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_2}{I_\omega} = \pm \frac{0,32 \cdot 10^9 \cdot 21300}{1,2756 \cdot 10^{12}} = \pm 5,34 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x,w,6,Fz} = \pm \frac{B_z \cdot \omega_6}{I_\omega} = \pm \frac{0,32 \cdot 10^9 \cdot 4187,5}{1,2756 \cdot 10^{12}} = \pm 1,05 \frac{N}{mm^2}$$

$$B_{Hs} = M_z \cdot e \cdot (1 - \kappa) = 0,01 \cdot 0,171 \cdot (1 - 0,455) = 0,001 \text{ kNm}^2$$

$$\sigma_{x,w,1,Hs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_1}{I_\omega} = \pm \frac{0,001 \cdot 10^9 \cdot 20100}{1,2756 \cdot 10^{12}} = \pm 0,02 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x,w,2,Hs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_2}{I_\omega} = \pm \frac{0,001 \cdot 10^9 \cdot 21300}{1,2756 \cdot 10^{12}} = \pm 0,02 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x,w,6,Hs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_6}{I_\omega} = \pm \frac{0,001 \cdot 10^9 \cdot 4187,5}{1,2756 \cdot 10^{12}} = \pm 0,003 \frac{N}{mm^2}$$

Smykové napětí od posouvajících sil:

$$\tau_{xz,Vz,5} = \frac{V_z S_{y,5}}{I_y t_5} = \frac{140,2 \cdot 10^3 \cdot 7,33 \cdot 10^5}{2,1664 \cdot 10^8 \cdot 8,5} = 55,8 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{xz,Vz,6} = \frac{V_z S_{y,6}}{I_y t_6} = \frac{140,2 \cdot 10^3 \cdot 7,11 \cdot 10^5}{2,1664 \cdot 10^8 \cdot 62,5} = 7,4 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{xy,Vy,6} = \frac{V_y S_{z,6}}{I_z \cdot 2 \cdot t_f} = \frac{22,3 \cdot 10^3 \cdot 3,0133 \cdot 10^5}{6,341 \cdot 10^7 \cdot 2 \cdot 14} = 3,8 \frac{N}{mm^2}$$

Smykové napětí od prostého kroucení:

$$T_t = V_z \cdot e \cdot \kappa = (H_s \cdot e_{z3} + F_z \cdot e_y) \kappa = (22,3 \cdot 0,171 + 140,2 \cdot 0,0125) \cdot 0,455 = 2,53 \text{ kNm}$$

$$\tau_{t,1} = \frac{T_t t_p}{I_t} = \frac{2,53 \cdot 10^6 \cdot 14}{1,13 \cdot 10^6} = 31,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\tau_{t,5} = \frac{T_t t_4}{I_t} = \frac{2,53 \cdot 10^6 \cdot 8,5}{1,13 \cdot 10^6} = 19,0 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Smykové napětí od vázaného kroucení:

$$T_\omega = V_z \cdot e \cdot (1 - \kappa) = (22,3 \cdot 0,171 + 140,2 \cdot 0,0125) \cdot (1 - 0,455) = 3,03 \text{ kNm}$$

$$S_{\omega, \max} = \frac{1}{16} t_f b^2 (h - t_f) = \frac{1}{16} 14 \cdot 300^2 (290 - 14) = 2,1735 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$\tau_{\omega, \max} = \frac{T_\omega S_{\omega, \max}}{I_\omega t_f} = \frac{3,03 \cdot 10^6 \cdot 2,1735 \cdot 10^7}{1,2756 \cdot 10^{12} \cdot 14} = 3,69 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Lokální svislé tlakové napětí dle ČSN EN 1993-6 :

$$\sigma_{oz,5} = \frac{F_{z,Ed}}{(l_{eff} + 2 \cdot r) \cdot t_{w,5}} = \frac{1,35 \cdot 58,1 \cdot 10^3}{(124,1 + 2 \cdot 27) \cdot 8,5} = 51,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{oz,10} = \frac{R_{z,Ed}}{(c + 2 \cdot r + 2 t_f) \cdot t_{w,10}} = \frac{152,0 \cdot 10^3}{(300 + 2 \cdot 27 + 2 \cdot 8,5) \cdot 8,5} = 48,2 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Lokální smykové napětí:

$$\tau_{oxz,5} = 0,2 \cdot \sigma_{oz,5} = 0,2 \cdot 51,8 = 10,4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \dots \text{ČSN EN 1993-6}$$

$$\tau_{oxz,5} = 0,325 \cdot \sigma_{oz,5} = 0,325 \cdot 51,8 = 16,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \dots \text{ČSN 73 1401}$$

$$\tau_{oxz,10} = 0,2 \cdot \sigma_{oz,10} = 0,2 \cdot 48,2 = 9,6 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení dle ČSN EN 1993-6 :

$$T_{Ed,5, \text{ČSN}} = F_{z,Ed} \cdot e_y = 1,35 \cdot 58,1 \cdot 0,0125 = 0,98 \text{ kNm}$$

$$T_{Ed,5,+Hs} = F_{z,Ed} \cdot e_y + H_{s,Ed} \cdot e_{z2} = 1,35 \cdot (58,1 \cdot 0,0125 + 16,5 \cdot 0,071) = 2,56 \text{ kNm}$$

$$I_t = \alpha \sum_{i=1}^n b_i t_i^3 = \frac{1}{3} \cdot 300 \cdot 14^3 + 0,209 \cdot 50 \cdot 30^3 = 5,5655 \cdot 10^5 \text{ mm}^4$$

$$h_w = 290 - 2 \cdot 14 = 262 \text{ mm}$$

$$a = 600 \text{ mm}$$

$$\eta = \left[\frac{0,75 \cdot a \cdot t_w^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\pi \cdot \frac{h_w}{a}\right)}{\sinh\left(2\pi \frac{h_w}{a}\right) - 2\pi \frac{h_w}{a}} \right]^{0,5} = \left[\frac{0,75 \cdot 600 \cdot 8,5^3}{5,5655 \cdot 10^5} \cdot \frac{\sinh^2\left(\pi \cdot \frac{262}{600}\right)}{\sinh\left(2\pi \frac{262}{600}\right) - 2\pi \frac{262}{600}} \right]^{0,5} = 0,581$$

$$\sigma_{T,Ed, \text{ČSN}} = \frac{6 \cdot T_{Ed,5, \text{ČSN}}}{a t_w^2} \eta \tanh(\eta) = \frac{6 \cdot 0,98 \cdot 10^6}{600 \cdot 8,5^2} \cdot 0,581 \cdot \tanh 0,581 = 41,2 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení dle ČSN EN 1993-6 se započtením H_s :

$$\sigma_{T,Ed,+H_s} = \frac{6 \cdot T_{Ed,+H_s}}{a \cdot t_w^2} \eta \tanh(\eta) = \frac{6 \cdot 2,56 \cdot 10^6}{600 \cdot 8,5^2} 0,581 \cdot \tanh 0,581 = 107,7 \frac{N}{mm^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kol.zatížení dle СНиП II-23-90:

$$M_t = F_{z,Ed} \cdot e_y + 0,75 \cdot H_{s,Ed} \cdot h_r = 1,35 \cdot 58,1 \cdot 0,0125 + 1,35 \cdot 0,75 \cdot 16,5 \cdot 0,03 = 0,98 + 0,5 = 1,48 kNm$$

$$I_f = I_t$$

$$\sigma_{f_z(F_z)} = \frac{2 \cdot M_t \cdot t}{I_f} = \frac{2 \cdot 0,98 \cdot 10^6 \cdot 8,5}{5,5655 \cdot 10^5} = 29,9 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{f_z(H_s)} = \frac{2 \cdot M_t \cdot t}{I_f} = \frac{2 \cdot 0,5 \cdot 10^6 \cdot 8,5}{5,5655 \cdot 10^5} = 15,3 \frac{N}{mm^2}$$

P.5.3. Napětí nad podporou pro průřez HEA 320 + hr. 50x30

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od svislého zatížení:

$$\sigma_{x(y)} = \pm \frac{M_y}{W_y} \quad \sigma_{x(z)} = \pm \frac{M_z}{W_z}$$

$$\sigma_{x(y),1} = \frac{M_y}{W_{y,1}} = \frac{47,2 \cdot 10^6}{1,95 \cdot 10^6} = 24,2 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(y),2} = -\frac{M_y}{W_{y,2}} = -\frac{47,2 \cdot 10^6}{1,549 \cdot 10^6} = -30,5 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(y),5} = \frac{M_y}{W_{y,5}} = \frac{47,2 \cdot 10^6}{2,83 \cdot 10^6} = 16,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(y),6} = \frac{M_y}{W_{y,6}} = \frac{47,2 \cdot 10^6}{2,2 \cdot 10^6} = 21,5 \frac{N}{mm^2}$$

Podélné normálové napětí od ohybových momentů od vodorovného zatížení:

$$\sigma_{x(z),1} = \pm \frac{M_z}{W_{z,1}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{4,67 \cdot 10^5} = \pm 0,021 \frac{N}{mm^2} \quad \sigma_{x(z),2} = \sigma_{x(z),2}$$

$$\sigma_{x(z),5} = \pm \frac{M_z}{W_{z,5}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{1,55 \cdot 10^7} = \pm 0,001 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x(z),6} = \pm \frac{M_z}{W_{z,6}} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^6}{2,2 \cdot 10^6} = \pm 0,005 \frac{N}{mm^2}$$

Normálové napětí od bimomentu B: $L_{K1} = 6000 \text{ mm}$ $\beta = 1,08$ $\alpha = 3,7$

$$K_t = L \sqrt{\frac{G \cdot I_t}{E \cdot I_\omega}} = 6000 \sqrt{\frac{81 \cdot 10^3 \cdot 1,36 \cdot 10^6}{210 \cdot 10^3 \cdot 1,6 \cdot 10^{12}}} = 3,44$$

$$\kappa = \frac{1}{\beta + \left(\frac{\alpha}{K_t}\right)^2} = \frac{1}{1,08 + \left(\frac{3,7}{3,44}\right)^2} = 0,447$$

$$B_{Fz} = M_y \cdot e \cdot (1 - \kappa) = 47,2 \cdot 0,0125 \cdot (1 - 0,447) = 0,33 \text{ kNm}^2$$

$$\sigma_{x,w,1,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_1}{I_\omega} = \pm \frac{0,33 \cdot 10^9 \cdot 21637}{1,6 \cdot 10^{12}} = \pm 4,46 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x,w,2,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_2}{I_\omega} = \pm \frac{0,33 \cdot 10^9 \cdot 22537}{1,6 \cdot 10^{12}} = \pm 4,65 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x,w,6,Fz} = \pm \frac{B_{Fz} \cdot \omega_6}{I_\omega} = \pm \frac{0,33 \cdot 10^9 \cdot 6130,6}{1,6 \cdot 10^{12}} = \pm 1,26 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$B_{Hs} = M_z \cdot e \cdot (1 - \kappa) = 0,01 \cdot 0,182 \cdot (1 - 0,447) = 0,001 \text{ kNm}^2$$

$$\sigma_{x,w,1,Hs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_1}{I_\omega} = \pm \frac{0,001 \cdot 10^9 \cdot 21637}{1,6 \cdot 10^{12}} = \pm 0,01 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x,w,2,Hs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_2}{I_\omega} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^9 \cdot 22537}{1,6 \cdot 10^{12}} = \pm 0,01 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{x,w,6,Hs} = \pm \frac{B_{Hs} \cdot \omega_6}{I_\omega} = \pm \frac{0,01 \cdot 10^9 \cdot 6130,6}{1,6 \cdot 10^{12}} = \pm 0,00 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Smykové napětí od posouvajících sil:

$$\tau_{xz,Vz,5} = \frac{V_z S_{y,5}}{I_y t_5} = \frac{140,7 \cdot 10^3 \cdot 8,72 \cdot 10^5}{2,68 \cdot 10^8 \cdot 9} = 50,9 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\tau_{xz,Vz,6} = \frac{V_z S_{y,6}}{I_y t_6} = \frac{140,7 \cdot 10^3 \cdot 8,29 \cdot 10^5}{2,68 \cdot 10^8 \cdot 69,5} = 6,3 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\tau_{xy,Vy,6} = \frac{V_y S_{z,6}}{I_z \cdot 2 \cdot t_f} = \frac{22,3 \cdot 10^3 \cdot 3,33 \cdot 10^5}{7,01 \cdot 10^7 \cdot 2 \cdot 15,5} = 3,4 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Smykové napětí od prostého kroucení:

$$T_t = V_z \cdot e \cdot \kappa = (H_s \cdot e_{z3} + F_z \cdot e_y) \kappa = (22,3 \cdot 0,182 + 140,7 \cdot 0,0125) \cdot 0,447 = 2,6 \text{ kNm}$$

$$\tau_{t,1} = \frac{T_t t_p}{I_t} = \frac{2,6 \cdot 10^6 \cdot 15,5}{1,36 \cdot 10^6} = 29,6 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\tau_{t,5} = \frac{T_t t_4}{I_t} = \frac{2,6 \cdot 10^6 \cdot 9}{1,36 \cdot 10^6} = 17,2 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Smykové napětí od vázaného kroucení:

$$T_\omega = V_z \cdot e \cdot (1 - \kappa) = (22,3 \cdot 0,182 + 140,7 \cdot 0,0125) \cdot (1 - 0,447) = 3,22 \text{ kNm}$$

$$S_{\omega,\max} = \frac{1}{16} t_f b^2 (h - t_f) = \frac{1}{16} 15,5 \cdot 300^2 (310 - 15,5) = 2,56 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$\tau_{\omega,\max} = \frac{T_\omega S_{\omega,\max}}{I_\omega t_f} = \frac{3,22 \cdot 10^6 \cdot 2,56 \cdot 10^7}{1,6 \cdot 10^{12} \cdot 15,5} = 3,32 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální svislé tlakové napětí dle ČSN EN 1993-6 :

$$l_{eff} = 3,25 \cdot \sqrt[3]{\frac{I_{rf}}{t_w}} = 3,25 \cdot \sqrt[3]{\frac{5,177 \cdot 10^5}{9}} = 125,5 \text{ mm}$$

$$\sigma_{oz,5} = \frac{F_{z,Ed}}{(l_{eff} + 2 \cdot r) \cdot t_{w,5}} = \frac{1,35 \cdot 58,1 \cdot 10^3}{(125,5 + 2 \cdot 27) \cdot 9} = 48,6 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{oz,10} = \frac{R_{z,Ed}}{(c + 2 \cdot r + 2t_f) \cdot t_{w,10}} = \frac{152,9 \cdot 10^3}{(300 + 2 \cdot 27 + 2 \cdot 9) \cdot 9} = 45,9 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální smykové napětí:

$$\tau_{oz,5} = 0,2 \cdot \sigma_{oz,5} = 0,2 \cdot 48,6 = 9,7 \frac{N}{\text{mm}^2} \dots \text{ČSN EN 1993-6}$$

$$\tau_{oz,5} = 0,325 \cdot \sigma_{oz,5} = 0,325 \cdot 48,6 = 15,8 \frac{N}{\text{mm}^2} \dots \text{ČSN 73 1401}$$

$$\tau_{oz,10} = 0,2 \cdot \sigma_{oz,10} = 0,2 \cdot 45,9 = 9,2 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení dle ČSN EN 1993-6 :

$$T_{Ed,5,\text{ČSN}} = F_{z,Ed} \cdot e_y = 1,35 \cdot 58,1 \cdot 0,0125 = 0,98 \text{ kNm}$$

$$T_{Ed,5,+Hs} = F_{z,Ed} \cdot e_y + H_{s,Ed} \cdot e_{z2} = 1,35 \cdot (58,1 \cdot 0,0125 + 16,5 \cdot 0,0725) = 2,6 \text{ kNm}$$

$$h_w = 310 - 2 \cdot 15,5 = 279 \text{ mm} \quad a = 600 \text{ mm}$$

$$\eta = \left[\frac{0,75 \cdot a \cdot t_w^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\pi \cdot \frac{h_w}{a}\right)}{\sinh\left(2\pi \frac{h_w}{a}\right) - 2\pi \frac{h_w}{a}} \right]^{0,5} = \left[\frac{0,75 \cdot 600 \cdot 9^3}{6,54 \cdot 10^5} \cdot \frac{\sinh^2\left(\pi \cdot \frac{279}{600}\right)}{\sinh\left(2\pi \frac{279}{600}\right) - 2\pi \frac{279}{600}} \right]^{0,5} = 0,574$$

$$\sigma_{T,Ed,\text{ČSN}} = \frac{6 \cdot T_{Ed,5,\text{ČSN}}}{a \cdot t_w^2} \eta \tanh(\eta) = \frac{6 \cdot 0,98 \cdot 10^6}{600 \cdot 9^2} \cdot 0,574 \cdot \tanh 0,574 = 36,0 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kolových zatížení dle ČSN EN 1993-6 se započtením Hs:

$$\sigma_{T,Ed,+Hs} = \frac{6 \cdot T_{Ed,5,+Hs}}{a \cdot t_w^2} \eta \tanh(\eta) = \frac{6 \cdot 2,6 \cdot 10^6}{600 \cdot 9^2} \cdot 0,574 \cdot \tanh 0,574 = 98,4 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Lokální ohybové napětí ve stojině v důsledku excentricity kol.zatížení dle СНиП II-23-90:

$$M_t = F_{z,Ed} \cdot e_y + 0,75 \cdot H_{s,Ed} \cdot h_r = 1,35 \cdot 58,1 \cdot 0,0125 + 1,35 \cdot 0,75 \cdot 16,5 \cdot 0,03 = 0,98 + 0,5 = 1,48 \text{ kNm}$$

$$I_f = I_t$$

$$\sigma_{fz(Fz)} = \frac{2 \cdot M_t \cdot t}{I_f} = \frac{2 \cdot 0,98 \cdot 10^6 \cdot 9}{6,54 \cdot 10^5} = 27,0 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{fz(Hs)} = \frac{2 \cdot M_t \cdot t}{I_f} = \frac{2 \cdot 0,5 \cdot 10^6 \cdot 9}{6,54 \cdot 10^5} = 13,8 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

P.5.4. Rekapitulace hodnot napětí získaných z analytického výpočtu

V tabulce č.5.1 jsou uvedeny návrhové hodnoty napětí v řez nad střední podporou pro průřezy HEA 280, HEA 300 a HEA 320 získané analytickým výpočtem.

Napětí:		HEA 280	HEA 300	HEA 320	
Podélné normálové k ose y	$\sigma_{x(y),1/8}$	32,1	27,2	24,2	MPa
	$\sigma_{x(y),2}$	-43,2	-35,5	-30,5	MPa
	$\sigma_{x(y),5/9}$	21,7	18,4	16,7	MPa
	$\sigma_{x(y),6}$	28,3	24,2	21,5	MPa
Podélné normálové k ose z	$\sigma_{x(z),1/8}$	±0,029	±0,024	±0,021	MPa
	$\sigma_{x(z),2}$	±0,029	±0,024	±0,021	MPa
	$\sigma_{x(z),5/9}$	±0,001	±0,001	±0,001	MPa
	$\sigma_{x(z),6}$	±0,006	±0,005	±0,005	MPa
Normálové od bimomentu	$\sigma_{x,\omega,1/8,Fz}$	±7,03	±5,1	±4,46	MPa
	$\sigma_{x,\omega,1/8,Hs}$	±0,02	±0,02	±0,01	MPa
	$\sigma_{x,\omega,2}$	±7,48	±5,34	±4,65	MPa
	$\sigma_{x,\omega,6,Fz}$	±1,4	±1,05	±1,26	MPa
	$\sigma_{x,\omega,6,Hs}$	±0,004	±0,003	±0,002	MPa
Celkové normálové napětí	$\Sigma\sigma_{x,1}$	25,1	22,1	19,7	MPa
	$\Sigma\sigma_{x,8}$	39,2	32,3	28,7	MPa
	$\Sigma\sigma_{x,5,10}$	21,7	18,4	16,7	MPa
Smyk od Vz	$\tau_{xz,Vz,5,10}$	63,8	55,8	50,9	MPa
	$\tau_{xz,Vz,6}$	11,9	7,4	6,3	MPa
Smyk od Vy	$\tau_{xz,Vy,6}$	4,4	3,8	3,4	MPa
Smyk od prostého kroucení	$\tau_{t,1}$	31,5	31,3	29,6	MPa
	$\tau_{t,5,10}$	19,4	19,0	17,2	MPa
Smyk od vázaného kroucení uprostřed pásnice	$\tau_{\omega,max}$	4,7	3,69	3,32	MPa
Lokální svislé tlakové	$\sigma_{oz,5}$	56,8	51,8	48,6	MPa
	$\sigma_{oz,10}$	54,8	48,2	45,9	MPa
Lokální smykové	$\tau_{oxz,5}$	11,4	10,4	9,7	MPa
	$\tau_{oxz,10}$	11,0	9,6	9,2	MPa
Lokální ohybové napětí v poli pro a = 600 mm	$\sigma_{t,\check{C}SN}$	46,4	41,2	36,0	MPa
	$\sigma_{t,+Hs}$	116,9	107,7	98,4	MPa
Lok.ohybové napětí dle СНиП	$\sigma_{fz(Fz)}$	32,2	29,9	27,0	MPa
	$\sigma_{fz(Hs)}$	16,4	15,3	13,8	MPa

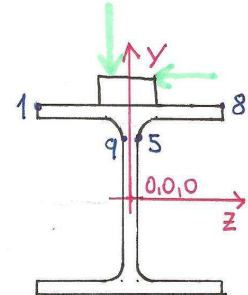
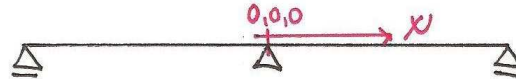
Tabulka 5.1 - Výsledné hodnoty napětí získaných analytickým výpočtem.

PŘÍLOHA č.6

P.6 Hodnoty získané z numerických výpočtů 3D modelů

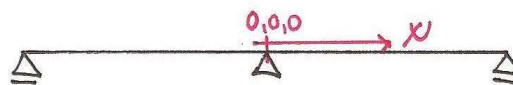
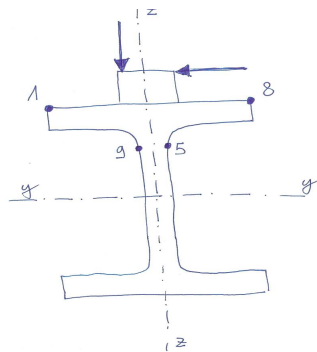
V této příloze jsou uvedeny v tabulkách některé z velkého množství výsledných hodnot získaných numerickými výpočty na 3D modelech.

Orientace os výpočetního softwaru Ansys:



Orientace os průřezu „y“ a „z“ výpočetního softwaru Ansys je opačná, než je v současné době zaužívaná orientace při řešení ocelových prutových konstrukcí. Z toho důvodu byly níže uvedené hodnoty získané numerickými výpočty Ansys při zpracovávání a vyhodnocování zaměněny tak, aby odpovídaly dnešnímu značení.

Orientace os výpočetního softwaru RFEM 4:



P.6.1. ANSYS – konstrukční řešení podpory typ a)

ANSYS - HEA280 BEZ PODPOROVÝCH VÝZTUH

ZS1 – svislé zatížení centrické															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	20,995	20,494	20,995	20,494			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-65,725		-65,725			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		-1,534		-1,534			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		4,088		4,088			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-2,142		2,142			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	20,967	77,997	20,967	77,997			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-0,205	-0,205	-0,205	-0,205			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	0,004	0,000	-0,004	0,000			u_z	[mm]					

ZS2 – svislé zatížení excentrické															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	7,856	36,663	33,744	4,704			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-26,105		-105,860			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		0,168		-3,237			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		5,501		2,676			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-2,187		2,103			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	8,377	55,553	33,717	106,980			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-1,884	-0,157	1,473	-0,253			u_y	[mm]	-2,260		1,818		
	u_z	[mm]	-1,906	-1,462	-1,914	-1,462			u_z	[mm]	-2,377		-2,415		

ZS3 – vodorovné příčné zatížení															
lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	16,494	-22,216	-16,088	22,043		σ_x	[Mpa]						
	σ_y	[Mpa]		-73,235		74,656		σ_y	[Mpa]						
	σ_z	[Mpa]		-3,762		3,794		σ_z	[Mpa]						
	τ_{xy}	[Mpa]		0,000		0,000		τ_{xy}	[Mpa]						
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,798		-1,836		τ_{yz}	[Mpa]						
	τ_{zx}	[Mpa]						τ_{zx}	[Mpa]						
	vMises	[Mpa]	16,696	62,408	16,286	63,807		vMises	[Mpa]						
	u_y	[mm]	-4,402	0,130	4,402	-0,129		u_y	[mm]	-4,506		4,331			
	u_z	[mm]	-6,155	-4,983	-6,155	-4,983		u_z	[mm]	-6,101		-6,240			

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3															
lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	24,350	14,447	17,655	26,747	118,960		σ_x	[Mpa]	13,802	4,349	27,220	38,138	164,210
	σ_y	[Mpa]		-99,340		-31,207	449,400		σ_y	[Mpa]		-131,440		8,256	588,850
	σ_z	[Mpa]		-3,594		0,557	17,432		σ_z	[Mpa]		-5,335		2,472	22,098
	τ_{xy}	[Mpa]		5,501		2,676	18,519		τ_{xy}	[Mpa]		3,163		-6,161	16,835
	τ_{yz}	[Mpa]		-3,985		0,267	-1,221		τ_{yz}	[Mpa]		-4,697		-0,687	-1,432
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	24,787	106,580	17,557	50,482	392,530		vMises	[Mpa]	15,880	131,580	27,445	34,850	511,580
	u_y	[mm]	-6,286	-0,028	5,876	-0,382			u_y	[mm]	-7,859		6,988		
	u_z	[mm]	-8,061	-6,445	-8,069	-6,445			u_z	[mm]	-9,674		-10,100		

ZS8 – jeřáb v poli – kombinace ZS6 + ZS7															
lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	-4,051	5,302	96,618	51,679		σ_x	[Mpa]						
	σ_y	[Mpa]		-87,408		73,104		σ_y	[Mpa]						
	σ_z	[Mpa]		-4,241		4,080		σ_z	[Mpa]						
	τ_{xy}	[Mpa]		20,129		-2,720		τ_{xy}	[Mpa]						
	τ_{yz}	[Mpa]		-2,329		-1,811		τ_{yz}	[Mpa]						
	τ_{zx}	[Mpa]						τ_{zx}	[Mpa]						
	vMises	[Mpa]	20,893	95,044	98,782	61,454		vMises	[Mpa]						
	u_y	[mm]	-5,065	0,009	4,802	-0,280		u_y	[mm]						
	u_z	[mm]	-6,838	-5,530	-6,852	-5,301		u_z	[mm]						

ANSYS - HEA300 BEZ PODPOROVÝCH VÝZTUH

ZS1 – svislé zatížení centrické															
lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	17,515	17,707	17,515	17,707		σ_x	[Mpa]						
	σ_y	[Mpa]		-60,211		-60,211		σ_y	[Mpa]						
	σ_z	[Mpa]		-1,424		-1,424		σ_z	[Mpa]						
	τ_{xy}	[Mpa]		2,525		2,525		τ_{xy}	[Mpa]						
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,933		1,933		τ_{yz}	[Mpa]						
	τ_{zx}	[Mpa]						τ_{zx}	[Mpa]						
	vMises	[Mpa]	17,489	70,547	17,489	70,547		vMises	[Mpa]						
	u_y	[mm]	-0,169	-0,169	-0,169	-0,169		u_y	[mm]						
	u_z	[mm]	0,003	0,000	-0,003	0,000		u_z	[mm]						

ZS2 – svislé zatížení excentrické															
lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	7,304	32,414	27,460	3,343		σ_x	[Mpa]						
	σ_y	[Mpa]		-24,221		-96,706		σ_y	[Mpa]						
	σ_z	[Mpa]		-0,255		-2,596		σ_z	[Mpa]						
	τ_{xy}	[Mpa]		3,677		1,373		τ_{xy}	[Mpa]						
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,894		1,981		τ_{yz}	[Mpa]						
	τ_{zx}	[Mpa]						τ_{zx}	[Mpa]						
	vMises	[Mpa]	7,724	49,759	27,429	97,306		vMises	[Mpa]						
	u_y	[mm]	-1,667	-0,127	1,329	-0,211		u_y	[mm]	-1,945		1,586			
	u_z	[mm]	-1,686	-1,275	-1,693	-1,275		u_z	[mm]	-2,033		-2,061			

ZS3 – vodorovné příčné zatížení															
lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	17,892	-22,010	-17,537	21,904		σ_x	[Mpa]						
	σ_y	[Mpa]		-73,415		74,371		σ_y	[Mpa]						
	σ_z	[Mpa]		-2,713		2,734		σ_z	[Mpa]						
	τ_{xy}	[Mpa]		0,148		-0,227		τ_{xy}	[Mpa]						
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,780		-1,807		τ_{yz}	[Mpa]						
	τ_{zx}	[Mpa]						τ_{zx}	[Mpa]						
	vMises	[Mpa]	18,036	63,375	17,683	64,312		vMises	[Mpa]						
	u_y	[mm]	-3,992	0,117	3,992	-0,116		u_y	[mm]	-4,070		3,934			
	u_z	[mm]	-5,599	-4,500	-5,599	-4,500		u_z	[mm]	-5,554		-5,661			

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	23,738	13,974	11,336	21,603	121,190		σ_x	[Mpa]	18,628	4,568	15,455	33,270	157,180
	σ_y	[Mpa]		-86,630		-32,974	439,480		σ_y	[Mpa]		-120,890		6,024	548,930
	σ_z	[Mpa]		-2,606		-0,216	12,498		σ_z	[Mpa]		-3,934		1,202	15,085
	τ_{xy}	[Mpa]		3,677		1,373	17,567		τ_{xy}	[Mpa]		5,173		-0,674	16,275
	τ_{yz}	[Mpa]		-3,654		0,184	-1,467		τ_{yz}	[Mpa]		-4,564		-0,881	-1,454
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	24,115	93,854	11,297	47,641	385,560		vMises	[Mpa]	19,483	122,020	15,792	30,011	479,710
	u_y	[mm]	-5,659	-0,010	5,322	-0,328			u_y	[mm]	-6,839		6,172		
	u_z	[mm]	-7,285	-5,776	-7,292	-5,776			u_z	[mm]	-8,522		-8,812		

ZS8 – jeřáb v poli – kombinace ZS6 + ZS7															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	0,627	2,629	77,281	44,584			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-79,628		66,720			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		-2,840		2,661			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		15,066		-3,704			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-2,273		-1,834			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	17,611	83,921	79,255	56,805			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-4,665	0,022	4,452	-0,243			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	-6,317	-5,067	-6,330	-5,067			u_z	[mm]					

ANSYS - HEA320 BEZ PODPOROVÝCH VÝZTUH

ZS1 – svislé zatížení centrické															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	14,875	16,063	14,875	16,063			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-55,655		-55,655			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		-1,360		-1,360			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		1,725		1,725			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,817		1,817			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	14,851	64,933	14,851	64,933			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-0,143	-0,142	-0,143	-0,142			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	0,003	0,000	-0,003	0,000			u_z	[mm]					

ZS2 – svislé zatížení excentrické															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	5,903	29,827	23,617	2,624			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-22,138		-89,648			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		-0,019		-2,705			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		2,762		-0,704			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,777		-0,055			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	6,325	45,526	23,598	89,792			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-1,442	-0,103	1,157	-0,181			u_y	[mm]	-1,653		1,352		
	u_z	[mm]	-1,546	-1,176	-1,552	-1,177			u_z	[mm]	-1,827		-1,848		

ZS3 – vodorovné příčné zatížení															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	16,603	-15,530	-16,310	15,357			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-52,158		53,390			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		-2,449		2,478			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		0,000		0,000			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,374		-1,407			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	16,769	44,693	16,472	45,914			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-3,767	0,116	3,768	-0,116			u_y	[mm]	-3,841		3,715		
	u_z	[mm]	-5,579	-4,505	-5,579	-4,505			u_z	[mm]	-5,542		-5,638		

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	22,506	14,297	7,308	17,981	108,430		σ_x	[Mpa]	19,003	7,203	10,023	26,720	135,890
	σ_y	[Mpa]		-74,296		-36,258	387,440		σ_y	[Mpa]		-99,829		-6,990	470,420
	σ_z	[Mpa]		-2,468		-0,227	10,753		σ_z	[Mpa]		-3,708		1,089	12,699
	τ_{xy}	[Mpa]		2,762		0,689	16,615		τ_{xy}	[Mpa]		3,989		-0,913	15,596
	τ_{yz}	[Mpa]		-3,150		0,458	-1,276		τ_{yz}	[Mpa]		-3,774		-0,290	-1,193
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	22,844	81,837	7,389	47,832	339,810		vMises	[Mpa]	19,688	102,460	10,529	30,529	411,150
	u_y	[mm]	-5,209	0,013	4,925	-0,297			u_y	[mm]	-6,182		5,613		
	u_z	[mm]	-7,125	-5,681	-7,131	-5,681			u_z	[mm]	-8,205		-8,443		

ZS8 – jeřáb v poli – kombinace ZS6 + ZS7															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	1,902	3,166	66,589	38,994									
	σ_y	[Mpa]		-67,903		56,364									
	σ_z	[Mpa]		-2,988		2,827									
	τ_{xy}	[Mpa]		12,747		-4,570									
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,811		-1,400									
	τ_{zx}	[Mpa]													
	vMises	[Mpa]	16,654	71,754	68,619	48,027									
	u_y	[mm]	-4,178	0,035	4,002	-0,216									
	u_z	[mm]	-6,054	-4,891	-6,065	-4,891									

P.6.2. ANSYS – konstrukční řešení podpory typ b)

ANSYS - HEA280 S PODPOROVÝMI VÝZTUHAMÍ – nový model															
ZS1 – svislé zatížení centrické															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	22,014	11,630	22,014	11,630	-41,334								
	σ_y	[Mpa]	0,015	-98,182	0,015	-98,182	-3,045								
	σ_z	[Mpa]	0,037	-15,773	0,037	-15,773	-8,634								
	τ_{xy}	[Mpa]	0,043	3,873	0,043	3,873	15,593								
	τ_{yz}	[Mpa]	-0,004	4,704	0,004	-4,704	-0,918								
	τ_{zx}	[Mpa]	0,066	0,093	-0,066	-0,093									
	vMises	[Mpa]	21,988	99,558	21,988	99,558	45,203								
	u_y	[mm]	-0,136	-0,134	-0,136	-0,134									
	u_z	[mm]	0,004	0,000	-0,004	0,000									

ZS2 – svislé zatížení excentrické															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	-0,387	54,094	44,026	-30,482	-48,884								
	σ_y	[Mpa]	-0,011	-50,040	0,043	-146,910	0,054								
	σ_z	[Mpa]	-0,171	7,504	0,255	-39,093	-5,571								
	τ_{xy}	[Mpa]	-0,787	5,900	0,874	1,846	15,816								
	τ_{yz}	[Mpa]	-0,064	-20,599	-0,058	-30,025	-1,646								
	τ_{zx}	[Mpa]	-1,157	0,087	-1,289	-0,098									
	vMises	[Mpa]	2,448	97,675	43,960	123,860	54,199								
	u_y	[mm]	-0,924	-0,110	0,652	-0,159									
	u_z	[mm]	-0,454	-0,236	-0,462	-0,236									

ZS3 – vodorovné příčné zatížení															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	-20,489	35,579	20,892	-35,681	-28,442								
	σ_y	[Mpa]	-0,049	-113,680	0,047	115,290	12,047								
	σ_z	[Mpa]	-0,371	49,649	0,365	-49,502	13,171								
	τ_{xy}	[Mpa]	0,000	0,000	-0,738	0,000	0,000								
	τ_{yz}	[Mpa]	-0,099	-74,771	-0,099	-74,743	-2,846								
	τ_{zx}	[Mpa]	0,000	-0,022	0,000	0,047									
	vMises	[Mpa]	20,281	203,340	20,688	204,530	41,357								
	u_y	[mm]	-1,384	0,052	1,384	-0,052									
	u_z	[mm]	-1,095	-0,688	-1,095	-0,668									

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
	σ_x	[Mpa]	-21,097	91,585	65,171	-67,419	-78,372								
	σ_y	[Mpa]	-0,143	-160,730	0,198	-33,049	8,546								
	σ_z	[Mpa]	-1,000	56,135	1,133	-85,908	7,385								
	τ_{xy}	[Mpa]	-0,658	6,121	0,736	2,107	16,380								
	τ_{yz}	[Mpa]	-0,204	-89,239	-0,190	-96,902	-4,510								
	τ_{zx}	[Mpa]	-1,360	-0,026	-1,530	-0,033									
	vMises	[Mpa]	20,708	282,800	64,579	174,190	91,372								
	u_y	[mm]													
	u_z	[mm]													

ANSYS - HEA300 S PODPOROVÝMI VÝZTUHAMÍ

ZS1 – svislé zatížení centrické

lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	18,506	13,758	18,506				13,758	-33,137	σ_x	[Mpa]	
σ_y	[Mpa]	0,013	-90,214	0,013	-90,214	-5,612	σ_y	[Mpa]							
σ_z	[Mpa]	0,035	-11,528	0,035	-11,528	-5,812	σ_z	[Mpa]							
τ_{xy}	[Mpa]	0,034	2,359	0,034	2,395	14,161	τ_{xy}	[Mpa]							
τ_{yz}	[Mpa]	-0,002	0,890	0,002	-0,890	-0,046	τ_{yz}	[Mpa]							
τ_{zx}	[Mpa]	0,058	0,014	-0,058	-0,014		τ_{zx}	[Mpa]							
vMises	[Mpa]	18,482	94,019	18,482	-94,019	37,054	vMises	[Mpa]							
u_y	[mm]	-0,111	-0,109	-0,111	-0,109		u_y	[mm]							
u_z	[mm]	0,003	0,000	-0,003	0,000		u_z	[mm]							

ZS2 – svislé zatížení excentrické

lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	0,559	75,935	36,188				-48,091	-41,804	σ_x	[Mpa]	
σ_y	[Mpa]	-0,013	-10,603	0,040	-170,400	-5,711	σ_y	[Mpa]							
σ_z	[Mpa]	-0,149	3,701	0,227	-26,792	-3,438	σ_z	[Mpa]							
τ_{xy}	[Mpa]	-0,660	4,194	0,729	0,524	14,318	τ_{xy}	[Mpa]							
τ_{yz}	[Mpa]	-0,054	-18,316	-0,050	-20,097	-1,501	τ_{yz}	[Mpa]							
τ_{zx}	[Mpa]	-0,970	0,015	-1,087	-0,013		τ_{zx}	[Mpa]							
vMises	[Mpa]	2,136	86,687	36,127	138,680	45,054	vMises	[Mpa]							
u_y	[mm]	-0,756	-0,090	0,534	-0,128		u_y	[mm]							
u_z	[mm]	-0,340	-0,154	-0,347	-0,155		u_z	[mm]							

ZS3 – vodorovné příčné zatížení

lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	-16,943	100,480	17,249				-100,630	-35,454	σ_x	[Mpa]	-14,794
σ_y	[Mpa]	-0,043	-5,873	0,042	7,384	-1,681	σ_y	[Mpa]	-0,017		0,016				
σ_z	[Mpa]	-0,326	31,094	0,321	-30,982	10,519	σ_z	[Mpa]	-0,259		0,255				
τ_{xy}	[Mpa]	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	τ_{xy}	[Mpa]	0,000		0,000				
τ_{yz}	[Mpa]	-0,086	-58,777	-0,086	-58,784	-6,303	τ_{yz}	[Mpa]	-0,089		-0,089				
τ_{zx}	[Mpa]	0,000	0,000	0,000	0,000		τ_{zx}	[Mpa]	0,000		0,000				
vMises	[Mpa]	16,761	138,240	17,070	139,150	42,669	vMises	[Mpa]	14,658		14,853				
u_y	[mm]	-1,133	0,042	1,133	-0,042		u_y	[mm]	-0,934		0,932				
u_z	[mm]	-0,842	-0,493	-0,842	-0,493		u_z	[mm]	-0,749		-0,754				

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3

lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	-15,199	169,780	52,207				-142,050	-75,794	σ_x	[Mpa]	-16,000
σ_y	[Mpa]	-0,051	-26,956	0,077	-152,710	-7,435	σ_y	[Mpa]	-0,053	-31,809	0,077	-140,050	-7,217		
σ_z	[Mpa]	-0,441	33,126	0,517	-56,117	6,693	σ_z	[Mpa]	-0,436	32,527	0,510	-58,196	7,132		
τ_{xy}	[Mpa]	-0,723	4,303	0,781	0,478	14,281	τ_{xy}	[Mpa]	-0,752	4,090	0,809	0,121	14,230		
τ_{yz}	[Mpa]	-0,133	-75,205	-0,129	-76,991	-7,562	τ_{yz}	[Mpa]	-0,130	-77,622	-0,127	-79,324	-7,834		
τ_{zx}	[Mpa]	-1,010	0,036	-1,122	0,007		τ_{zx}	[Mpa]							
vMises	[Mpa]	15,113	217,980	51,966	161,860	81,486	vMises	[Mpa]	15,912	224,040	52,893	160,590	83,685		
u_y	[mm]	-1,742	-0,052	1,521	-0,166		u_y	[mm]	-2,149	-0,044	1,900	-0,195			
u_z	[mm]	-1,110	-0,617	-1,117	-0,618		u_z	[mm]	-1,372	-0,772	-1,407	-0,770			

ZS8 – kombinace ZS6 + ZS7

lineární výpočet	veličina	jedm.	Bod				nelineární výpočet	veličina	jedm.	Bod			
			1	5	8	9				1	5	8	9
			σ_x	[Mpa]	-31,746	127,040				110,650	-83,801	σ_x	[Mpa]
σ_y	[Mpa]		-34,026		-7,366	σ_y	[Mpa]						
σ_z	[Mpa]		28,292		-37,110	σ_z	[Mpa]						
τ_{xy}	[Mpa]		23,032		-12,427	τ_{xy}	[Mpa]						
τ_{yz}	[Mpa]		-61,880		-63,423	τ_{yz}	[Mpa]						
τ_{zx}	[Mpa]					τ_{zx}	[Mpa]						
vMises	[Mpa]	35,399	181,290	111,740	130,320	vMises	[Mpa]						
u_y	[mm]	-1,273	-0,027	1,136	-0,116	u_y	[mm]						
u_z	[mm]	-0,889	-0,522	-0,902	-0,522	u_z	[mm]						

ANSYS - HEA320 S PODPOROVÝMI VÝZTUHAMÍ

ZS1 – svislé zatížení centrické

lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	15,789	11,967	15,789				11,967	-28,820	σ_x	[Mpa]	
σ_y	[Mpa]	0,012	-79,742	0,012	-79,472	-7,471	σ_y	[Mpa]							
σ_z	[Mpa]	0,033	-8,867	0,033	-8,867	-4,355	σ_z	[Mpa]							
τ_{xy}	[Mpa]	0,034	1,599	0,034	1,599	13,623	τ_{xy}	[Mpa]							
τ_{yz}	[Mpa]	-0,003	0,288	0,003	-0,288	0,556	τ_{yz}	[Mpa]							
τ_{zx}	[Mpa]	0,052	-0,011	-0,052	0,011		τ_{zx}	[Mpa]							
vMises	[Mpa]	15,767	83,318	15,767	83,318	33,317	vMises	[Mpa]							
u_y	[mm]	-0,094	-0,092	-0,094	-0,092		u_y	[mm]							
u_z	[mm]	0,003	0,000	-0,003	0,000		u_z	[mm]							

ZS2 – svislé zatížení excentrické

lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	-0,514	51,725	31,865				-27,481	-36,091	σ_x	[Mpa]	
σ_y	[Mpa]	-0,011	-28,989	0,036	-131,020	-7,368	σ_y	[Mpa]							
σ_z	[Mpa]	-0,145	4,170	0,217	-21,929	-2,366	σ_z	[Mpa]							
τ_{xy}	[Mpa]	-0,642	3,098	0,709	0,101	13,761	τ_{xy}	[Mpa]							
τ_{yz}	[Mpa]	-0,058	-14,855	-0,053	-15,432	-0,852	τ_{yz}	[Mpa]							
τ_{zx}	[Mpa]	-0,870	-0,043	-0,973	-0,020		τ_{zx}	[Mpa]							
vMises	[Mpa]	1,929	75,024	31,807	109,730	39,802	vMises	[Mpa]							
u_y	[mm]	-0,688	-0,073	0,500	-0,111		u_y	[mm]							
u_z	[mm]	-0,341	-0,164	-0,347	-0,165		u_z	[mm]							

ZS3 – vodorovné příčné zatížení

lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	-16,467	49,687	16,757				-49,826	-32,030	σ_x	[Mpa]	
σ_y	[Mpa]	-0,042	-57,487	0,040	58,869	-0,730	σ_y	[Mpa]							
σ_z	[Mpa]	-0,331	27,236	0,326	-27,144	9,554	σ_z	[Mpa]							
τ_{xy}	[Mpa]	0,000	-0,001	0,000	0,000	0,000	τ_{xy}	[Mpa]							
τ_{yz}	[Mpa]	-0,096	-49,276	-0,096	-49,736	-6,616	τ_{yz}	[Mpa]							
τ_{zx}	[Mpa]	0,000	-0,016	0,000	0,000		τ_{zx}	[Mpa]							
vMises	[Mpa]	16,283	130,390	16,577	131,470	39,226	vMises	[Mpa]							
u_y	[mm]	-1,111	0,044	1,111	-0,044		u_y	[mm]							
u_z	[mm]	-0,889	-0,537	-0,889	-0,537		u_z	[mm]							

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3

lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	„10“				1	5	8	9	„10“
			σ_x	[Mpa]	-16,981	101,410	48,622				-77,307	-70,687	σ_x	[Mpa]	-18,848
σ_y	[Mpa]	-0,053	-86,476	0,077	-72,156	-13,404	σ_y	[Mpa]	-0,053	-76,305	0,069	-33,500	-5,963		
σ_z	[Mpa]	-0,476	31,405	0,544	-49,073	6,453	σ_z	[Mpa]	-0,453	30,717	0,502	45,897	8,045		
τ_{xy}	[Mpa]	-0,642	3,098	0,709	0,101	14,042	τ_{xy}	[Mpa]	-0,567	2,582	0,615	-0,242	10,177		
τ_{yz}	[Mpa]	-0,153	-64,581	-0,148	-65,168	-7,797	τ_{yz}	[Mpa]	-0,143	-63,206	-0,139	-63,594	-7,430		
τ_{zx}	[Mpa]	-0,870	-0,043	-0,973	-0,020		τ_{zx}	[Mpa]							
vMises	[Mpa]	16,827	198,970	48,359	115,840	74,875	vMises	[Mpa]	18,673	183,280	41,880	115,530	65,921		
u_y	[mm]	-1,799	-0,029	1,612	-0,155		u_y	[mm]	-1,986	-0,028	1,777	-0,173			
u_z	[mm]	-1,230	-0,702	-1,236	-0,702		u_z	[mm]	-1,371	-0,798	-1,401	-0,797			

ZS8 – kombinace ZS6 + ZS7

lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod			
			1	5	8	9				1	5	8	9
			σ_x	[Mpa]	-30,184	69,668				99,601	-31,301	σ_x	[Mpa]
σ_y	[Mpa]		-85,384		51,501	σ_y	[Mpa]						
σ_z	[Mpa]		25,090		-31,282	σ_z	[Mpa]						
τ_{xy}	[Mpa]		18,480		-10,885	τ_{xy}	[Mpa]						
τ_{yz}	[Mpa]		-52,064		-52,840	τ_{yz}	[Mpa]						
τ_{zx}	[Mpa]					τ_{zx}	[Mpa]						
vMises	[Mpa]	33,581	168,150	100,660	124,850	vMises	[Mpa]						
u_y	[mm]	-1,217	-0,013	1,105	-0,104	u_y	[mm]						
u_z	[mm]	-0,927	-0,563	-0,938	-0,563	u_z	[mm]						

P.6.3. ANSYS – konstrukční řešení podpory typ c)

ANSYS - HEA280 VYSOKÉ VÝZTUHY															
ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3															
lineární výpočet	veličina	jedd.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedd.	Bod				
			1	5	8	9	10				1	5	8	9	10
	σ_x	[Mpa]	37,285	30,002	19,405	32,326	-71,278		σ_x	[Mpa]	36,389	29,995	20,508	32,201	-72,508
	σ_y	[Mpa]		-42,354		-110,170	9,805		σ_y	[Mpa]		-41,847		-110,670	10,258
	σ_z	[Mpa]		34,240		5,737	16,570		σ_z	[Mpa]		34,357		5,609	17,056
	τ_{xy}	[Mpa]		3,405		3,232	16,866		τ_{xy}	[Mpa]		3,372		3,150	16,827
	τ_{yz}	[Mpa]		-7,247		14,129	-2,457		τ_{yz}	[Mpa]		-7,184		14,157	-2,502
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	36,721	75,843	21,218	133,620	89,747		vMises	[Mpa]	35,779	75,384	22,374	133,990	91,331
	u_y	[mm]							u_y	[mm]					
	u_z	[mm]							u_z	[mm]					

ANSYS - HEA300 VYSOKÉ VÝZTUHY															
ZS1 – svislé zatížení centrické															
lineární výpočet	veličina	jedd.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedd.	Bod				
			1	5	8	9	10				1	5	8	9	10
	σ_x	[Mpa]	24,311	22,495	24,311	22,495			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-82,163		-82,163			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		12,471		12,471			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		1,945		1,945			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-4,628		-4,628			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	24,642	100,400	24,642	100,400			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-0,084	-0,101	-0,084	-0,101			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	0,004	0,000	0,004	0,000			u_z	[mm]					

ZS2 – svislé zatížení excentrické															
lineární výpočet	veličina	jedd.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedd.	Bod				
			1	5	8	9	10				1	5	8	9	10
	σ_x	[Mpa]	26,182	13,078	22,102	32,381			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		-76,297		-88,281			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		21,283		3,956			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		1,829		2,062			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-0,410		8,874			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	26,588	93,804	22,421	110,390			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-3,626	-0,101	-0,038	-0,010			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	-0,493	-0,067	-0,087	-0,067			u_z	[mm]					

ZS3 – vodorovné příčné zatížení															
lineární výpočet	veličina	jedd.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedd.	Bod				
			1	5	8	9	10				1	5	8	9	10
	σ_x	[Mpa]	2,323	7,860	-2,128	-8,274			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		15,527		-15,501			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		-3,276		3,142			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		-0,695		0,385			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,233		-1,237			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	2,404	16,559	2,208	16,435			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-0,169	0,006	0,169	-0,005			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	-0,325	-0,276	-0,325	-0,276			u_z	[mm]					

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3															
lineární výpočet	veličina	jedd.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedd.	Bod				
			1	5	8	9	10				1	5	8	9	10
	σ_x	[Mpa]	28,505	20,938	19,974	24,107	-72,338		σ_x	[Mpa]	27,949	20,949	20,662	24,025	-73,317
	σ_y	[Mpa]		-60,770		-103,780	-15,328		σ_y	[Mpa]		-60,441		-104,110	-15,313
	σ_z	[Mpa]		18,007		7,098	11,684		σ_z	[Mpa]		18,037		7,057	11,959
	τ_{xy}	[Mpa]		1,134		2,447	14,791		τ_{xy}	[Mpa]		1,092		2,409	14,756
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,643		7,637	-6,852		τ_{yz}	[Mpa]		-1,609		7,636	-6,967
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	28,955	80,357	20,251	121,090	79,551		vMises	[Mpa]	28,402	80,045	20,941	121,350	80,622
	u_y	[mm]	-0,298	-0,095	0,130	-0,107			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	-0,404	-0,343	-0,412	-0,343			u_z	[mm]					

ZS8 – jeřáb v poli – kombinace ZS6 + ZS7															
lineární výpočet	veličina	jedd.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedd.	Bod				
			1	5	8	9	10				1	5	8	9	10
	σ_x	[Mpa]	-6,888	32,956	98,439	23,013			σ_x	[Mpa]					
	σ_y	[Mpa]		0,154		-31,960			σ_y	[Mpa]					
	σ_z	[Mpa]		9,603		10,639			σ_z	[Mpa]					
	τ_{xy}	[Mpa]		5,104		3,856			τ_{xy}	[Mpa]					
	τ_{yz}	[Mpa]		-1,503		1,416			τ_{yz}	[Mpa]					
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	2,698	33,734	98,891	23,288			vMises	[Mpa]					
	u_y	[mm]	-0,246	-0,062	0,132	-0,073			u_y	[mm]					
	u_z	[mm]	-0,357	-0,305	-0,370	-0,305			u_z	[mm]					

ANSYS - HEA320 VYSOKÉ VÝZTUHY

ZS4 – kombinace ZS2 + ZS3															
lineární výpočet	veličina	jedn.	Bod					nelineární výpočet	veličina	jedn.	Bod				
			1	5	8	9	10				1	5	8	9	10
	σ_x	[Mpa]	28,834	17,448	13,232	23,645	-65,574		σ_x	[Mpa]	28,417	17,479	13,749	23,563	-66,344
	σ_y	[Mpa]		-55,295		-99,111	-17,361		σ_y	[Mpa]		-54,981		-99,406	-17,394
	σ_z	[Mpa]		19,345		4,752	13,648		σ_z	[Mpa]		19,368		4,719	13,899
	τ_{xy}	[Mpa]		1,277		1,474	14,326		τ_{xy}	[Mpa]		1,254		1,451	14,322
	τ_{yz}	[Mpa]		-0,202		7,751	-6,942		τ_{yz}	[Mpa]		-0,174		7,749	-7,047
	τ_{zx}	[Mpa]							τ_{zx}	[Mpa]					
	vMises	[Mpa]	28,869	73,744	13,646	115,300	74,484		vMises	[Mpa]	28,452	73,455	14,171	115,520	75,352
	u_y	[mm]		65,779		113,604			u_y	[mm]		65,494		113,839	
	u_z	[mm]							u_z	[mm]					

P.6.4. RFEM 4 – konstrukční řešení podpory typ a)

HEA 280, lineární výpočet:

MSU (návrhové hodnoty zatížení), (MPa)

ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	16,485	19,868	16,485	19,867
σ_y		-0,516		-0,516
σ_z		-57,139		-57,139
τ_{yz}		5,700		-5,700
τ_{xz}		45,687		45,687
τ_{xy}		-2,269		2,269
Mises	16,421	105,597	16,421	105,596

ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	3,342	46,395	28,661	-6,478
σ_y		21,964		-23,143
σ_z		-9,021		-106,500
τ_{yz}		5,572		-5,368
τ_{xz}		46,801		44,505
τ_{xy}		-2,306		2,215
Mises	3,842	94,837	28,425	121,072

ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	13,748	-7,980	-13,848	8,220
σ_y		-8,771		8,779
σ_z		-20,562		21,740
τ_{yz}		1,582		1,581
τ_{xz}		-0,153		0,161
τ_{xy}		-0,263		-0,259
Mises	13,434	12,521	13,179	16,540

ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	17,089	38,416	14,814	1,741
σ_y		13,193		-14,364
σ_z		-29,583		-84,764
τ_{yz}		7,154		-3,787
τ_{xz}		46,649		44,665
τ_{xy}		-2,569		1,956
Mises	17,219	101,226	15,276	111,305

MSP (charakteristické hodnoty zatížení), (mm)

ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	0,00	0,00	0,00	0,00
u_z	0,00	0,00	0,00	0,00
ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	1,20	0,90	1,20	0,90
u_z	-1,10	0,00	1,10	-0,10
ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	3,80	3,00	3,80	3,00
u_z	-2,90	0,10	2,90	-0,10
ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	5,00	3,90	5,00	3,90
u_z	-4,10	0,10	4,00	-0,10

HEA 300, lineární výpočet:**MSU (návrhové hodnoty zatížení),(MPa)**

ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	16,183	16,941	16,178	18,144
σ_y		-0,670		-0,111
σ_z		-53,523		-52,863
τ_{yz}		5,913		-5,351
τ_{xz}		33,294		32,920
τ_{xy}		-1,872		1,568
Mises	15,399	86,460	15,388	86,160

ZS8	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	9,662	9,138	18,366	10,638
σ_y		-0,636		0,524
σ_z		-1,877		0,491
τ_{yz}		-0,129		-0,050
τ_{xz}		28,866		27,291
τ_{xy}		-1,311		1,524
Mises	10,085	51,129	18,564	48,415

ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	8,055	40,372	23,552	-4,886
σ_y		19,368		-20,268
σ_z		-10,450		-97,312
τ_{yz}		3,619		-7,179
τ_{xz}		34,734		32,334
τ_{xy}		-1,212		1,686
Mises	7,074	74,964	23,344	103,233

MSP (charakteristické hodnoty zatížení),(mm)

ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	0,00	0,00	0,00	0,00
u_z	0,00	0,00	0,00	0,00
ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	1,20	0,90	1,20	0,90
u_z	-1,10	0,00	1,10	-0,10
ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	3,50	2,80	3,50	2,80
u_z	-2,70	0,10	2,70	-0,10
ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	4,70	3,70	4,70	3,70
u_z	-3,90	0,10	3,80	-0,10

ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	17,846	-10,345	-18,259	10,733
σ_y		-11,192		11,134
σ_z		-26,140		27,201
τ_{yz}		-2,572		-2,494
τ_{xz}		-0,082		-0,054
τ_{xy}		0,807		0,219
Mises	16,960	16,082	16,898	16,839

ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	25,901	30,027	5,293	5,847
σ_y		8,177		-9,134
σ_z		-36,589		-70,111
τ_{yz}		1,047		-9,672
τ_{xz}		34,652		32,280
τ_{xy}		-0,405		1,906
Mises	23,971	84,057	6,643	90,960

HEA 320, lineární výpočet:**MSU (návrhové hodnoty zatížení),(MPa)**

ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	12,818	16,364	12,792	16,317
σ_y		-0,776		-0,642
σ_z		-51,479		-51,352
τ_{yz}		2,318		-2,312
τ_{xz}		26,436		26,410
τ_{xy}		-0,695		0,686
Mises	12,389	76,471	12,375	76,438

ZS8	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	18,623	18,685	30,477	17,454
σ_y		-1,544		0,989
σ_z		-2,220		-4,634
τ_{yz}		0,906		0,958
τ_{xz}		49,422		46,174
τ_{xy}		-1,204		1,353
Mises	19,712	88,078	31,415	82,460

ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	6,276	29,418	18,687	3,990
σ_y		-1,402		0,257
σ_z		-22,027		-82,362
τ_{yz}		3,853		-0,580
τ_{xz}		27,300		25,564
τ_{xy}		-0,684		0,732
Mises	5,581	65,519	18,822	95,454

MSP (charakteristické hodnoty zatížení),(mm)

ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	0,00	0,00	0,00	0,00
u_z	0,00	0,00	0,00	0,00
ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	1,00	0,80	1,00	0,80
u_z	-1,00	0,00	0,90	-0,10
ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	3,40	2,70	3,40	2,70
u_z	-2,70	0,10	2,70	-0,10
ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	4,50	3,50	4,50	3,50
u_z	-3,70	0,10	3,60	-0,10
ZS8	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
u_y	0,70	0,60	0,70	0,60
u_z	-0,60	0,00	0,60	0,00

ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	15,864	-3,362	-16,108	3,369
σ_y		-5,078		4,944
σ_z		-13,086		14,023
τ_{yz}		3,199		3,251
τ_{xz}		-0,078		0,082
τ_{xy}		0,053		0,038
Mises	14,942	10,562	14,842	11,443

ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	22,139	26,056	2,580	7,359
σ_y		-6,480		5,201
σ_z		-35,113		-68,339
τ_{yz}		7,052		2,672
τ_{xz}		27,221		25,646
τ_{xy}		-0,631		0,770
Mises	20,471	71,996	4,237	86,993

P.6.5. RFEM 4 – konstrukční řešení podpory typ b)**HEA 280:**

lineární výpočet					nelineární výpočet				
ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	17,200	18,117	17,199	18,119	σ_x	17,263	18,095	17,261	18,097
σ_y	-0,097	-5,550	-0,097	-5,551	σ_y	-0,088	-5,560	-0,088	-5,560
σ_z	0,300	-80,743	0,300	-80,744	σ_z	0,310	-80,799	0,310	-80,803
τ_{yz}	-0,118	9,301	0,118	-9,301	τ_{yz}	-0,115	9,307	0,115	-9,309
τ_{xz}	0,495	42,645	0,495	42,644	τ_{xz}	0,485	42,644	0,484	42,664
τ_{xy}	-0,491	-2,192	0,492	2,192	τ_{xy}	-0,478	-2,194	0,478	2,195
Mises	17,146	117,147	17,145	117,148	Mises	17,197	117,197	17,195	117,202
ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	-4,726	104,600	38,161	-68,173	σ_x	-6,384	109,140	39,885	-72,268
σ_y	-1,074	44,568	0,655	-55,857	σ_y	-1,129	46,444	0,730	-57,751
σ_z	-0,709	-0,458	0,921	-162,440	σ_z	-0,783	1,248	1,010	-164,160
τ_{yz}	-0,123	34,464	0,145	16,294	τ_{yz}	-0,107	36,687	0,158	18,515
τ_{xz}	0,371	45,048	0,627	40,177	τ_{xz}	0,319	45,327	0,659	39,932
τ_{xy}	0,112	-1,810	1,074	2,558	τ_{xy}	0,215	-1,798	1,152	2,576
Mises	3,912	134,146	37,437	125,927	Mises	5,479	137,907	39,085	125,628
ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	-18,801	117,970	18,697	-117,730	σ_x	-18,966	118,650	18,844	-118,320
σ_y	-1,227	28,576	0,970	-28,522	σ_y	-1,247	28,904	0,993	-28,887
σ_z	-1,214	-22,003	0,752	23,370	σ_z	-1,252	-20,931	0,781	23,403
τ_{yz}	-0,243	74,285	-0,219	74,315	τ_{yz}	-0,243	74,464	-0,216	74,537
τ_{xz}	0,269	2,549	-0,291	-2,540	τ_{xz}	0,266	2,549	-0,289	-2,543
τ_{xy}	-0,137	0,649	-0,153	0,653	τ_{xy}	-0,137	0,655	-0,151	0,657
Mises	17,593	177,895	17,850	178,518	Mises	17,729	177,949	17,971	179,156
ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	-23,527	222,570	56,858	-185,900	σ_x	-26,935	233,340	60,209	-196,610
σ_y	-2,301	73,144	1,625	-84,379	σ_y	-2,426	-17,835	1,776	-88,697
σ_z	-1,923	-22,461	1,673	-139,070	σ_z	-2,099	114,110	1,837	-141,690
τ_{yz}	-0,367	108,750	-0,073	90,610	τ_{yz}	-0,341	48,109	-0,044	96,075
τ_{xz}	0,639	47,597	0,336	37,637	τ_{xz}	0,552	-1,153	0,403	37,154
τ_{xy}	-0,025	-1,161	0,921	3,211	τ_{xy}	0,149	172,139	1,078	3,221
Mises	21,456	296,706	55,253	191,459	Mises	24,701	306,995	58,436	201,491

HEA 300:

lineární výpočet					nelineární výpočet				
ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	16,775	13,494	16,726	15,121	σ_x	16,808	13,475	16,758	15,111
σ_y	0,516	-6,245	0,515	-5,476	σ_y	0,518	-6,256	0,518	-5,481
σ_z	1,010	-78,697	1,020	-77,758	σ_z	1,014	-78,752	1,023	-77,806
τ_{yz}	-0,006	9,298	0,001	-8,322	τ_{yz}	-0,004	9,304	-0,001	-8,331
τ_{xz}	0,369	30,137	0,363	30,079	τ_{xz}	0,362	30,144	0,356	30,086
τ_{xy}	-0,358	-2,510	0,357	0,693	τ_{xy}	-0,349	-2,512	0,348	0,694
Mises	16,043	100,359	15,989	100,305	Mises	16,071	100,399	16,017	100,346
ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	0,795	87,492	31,969	-59,171	σ_x	-0,278	90,624	33,063	-62,342
σ_y	0,603	43,593	0,262	-55,429	σ_y	0,579	45,277	0,292	-57,085
σ_z	1,265	12,602	0,462	-170,810	σ_z	1,234	15,010	0,494	-173,230
τ_{yz}	0,254	28,727	0,250	11,623	τ_{yz}	0,274	30,152	0,268	13,075
τ_{xz}	0,560	33,304	0,249	29,771	τ_{xz}	0,530	33,577	0,270	29,668
τ_{xy}	0,404	-1,216	1,129	0,469	τ_{xy}	0,491	-1,141	1,200	0,449
Mises	1,405	100,278	31,674	126,333	Mises	1,875	102,267	32,744	126,731
ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	-13,989	100,730	13,638	-101,930	σ_x	14,128	101,020	13,755	-102,020
σ_y	0,244	39,993	-0,566	-39,866	σ_y	0,211	40,215	-0,533	-39,812
σ_z	0,449	32,041	-0,990	-31,502	σ_z	0,397	32,635	-0,949	-31,087
τ_{yz}	0,174	60,499	0,180	60,942	τ_{yz}	0,172	60,426	0,179	61,089
τ_{xz}	0,680	4,387	-0,616	1,174	τ_{xz}	0,669	4,383	-0,607	1,194
τ_{xy}	0,234	2,459	0,261	-0,875	τ_{xy}	0,243	2,489	0,270	-0,861
Mises	14,394	123,659	14,471	124,857	Mises	14,489	123,474	14,549	125,263
ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	-13,194	188,220	45,607	-161,100	σ_x	-15,388	195,470	47,712	-168,090
σ_y	0,847	83,586	-0,305	-95,295	σ_y	0,795	87,491	-0,245	-98,617
σ_z	1,715	44,643	-0,528	-202,310	σ_z	1,636	50,460	-0,477	-206,340
τ_{yz}	0,428	89,226	0,431	72,565	τ_{yz}	0,464	92,438	0,469	76,236
τ_{xz}	1,240	37,691	-0,367	30,945	τ_{xz}	1,187	38,215	-0,318	30,800
τ_{xy}	0,638	1,243	1,391	-0,406	τ_{xy}	0,806	1,436	1,547	-0,452
Mises	14,713	211,400	46,097	165,562	Mises	16,823	216,914	48,158	170,966

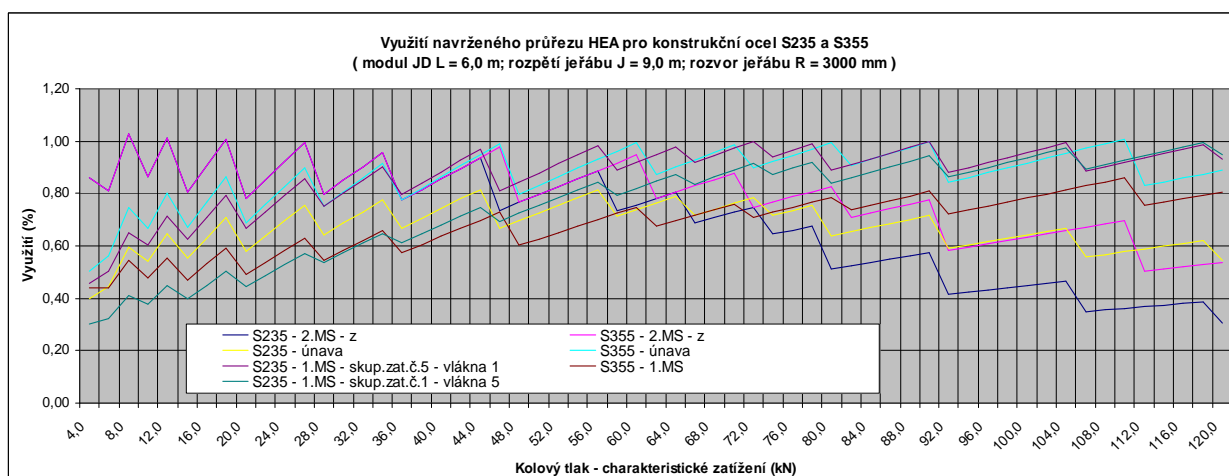
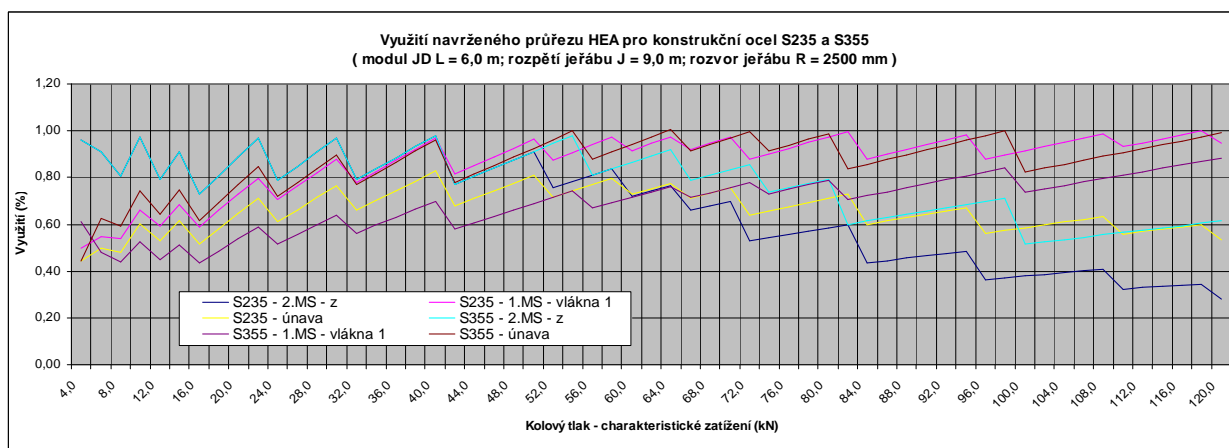
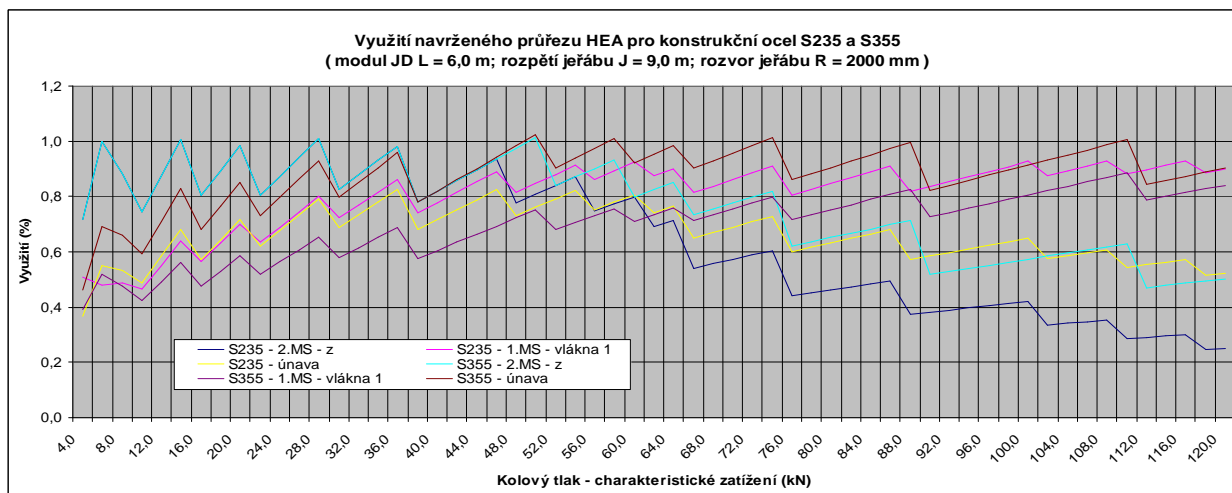
HEA 320:

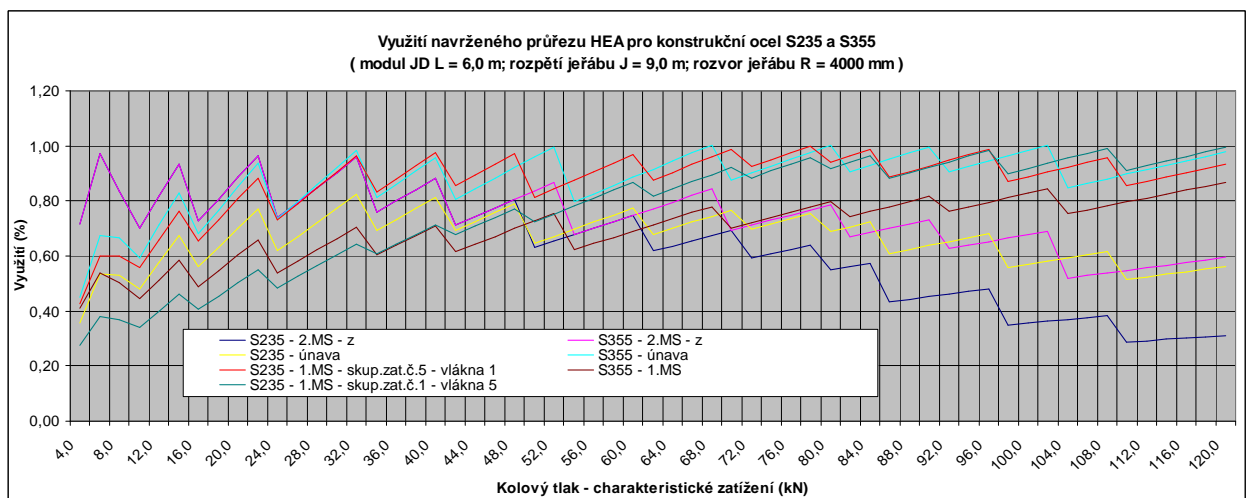
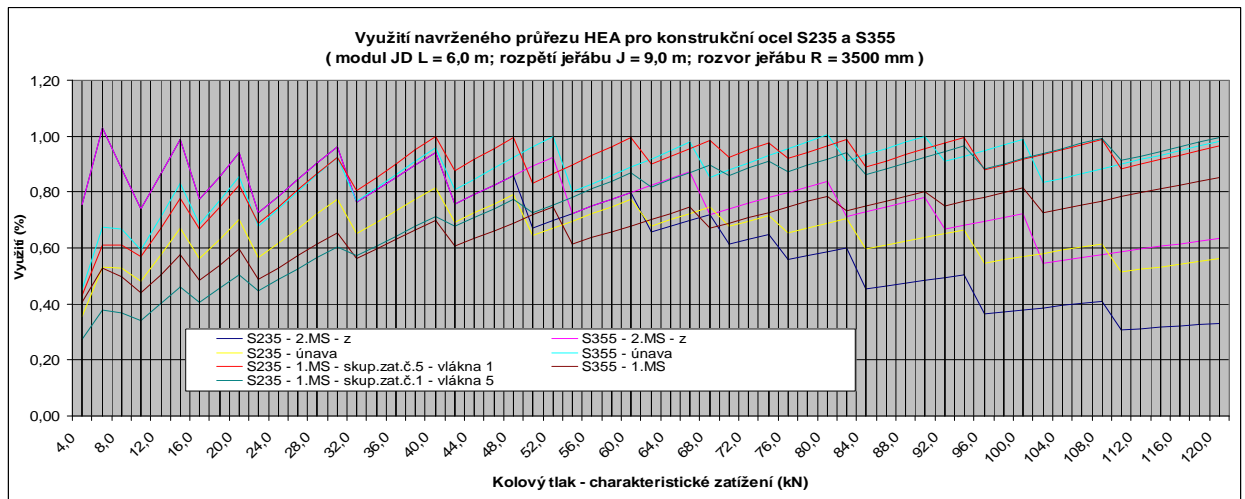
lineární výpočet					nelineární výpočet				
ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS1	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	13,279	15,482	13,249	15,437	σ_x	13,305	15,477	13,275	15,431
σ_y	0,352	-0,176	0,344	-0,061	σ_y	0,353	-0,175	0,345	-0,060
σ_z	0,467	-65,842	0,450	-65,719	σ_z	0,471	-65,862	0,454	-65,741
τ_{yz}	0,072	2,245	-0,080	-2,247	τ_{yz}	0,072	2,246	-0,080	-2,248
τ_{xz}	0,240	25,055	0,254	25,027	τ_{xz}	0,235	25,058	0,250	25,030
τ_{xy}	-0,119	-0,637	0,122	0,629	τ_{xy}	-0,114	-0,638	0,117	0,630
Mises	12,879	86,516	12,862	86,395	Mises	12,902	86,533	12,885	86,413
ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS2	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	0,062	42,638	25,823	-10,999	σ_x	-0,714	43,460	26,632	-11,822
σ_y	0,348	0,472	0,167	-0,432	σ_y	0,328	0,338	0,194	-0,309
σ_z	0,650	-38,218	0,000	-94,956	σ_z	0,636	-38,772	0,024	-94,359
τ_{yz}	0,084	18,374	-0,040	14,810	τ_{yz}	0,085	19,576	-0,038	15,284
τ_{xz}	0,246	26,208	0,233	23,894	τ_{xz}	0,225	26,325	0,247	23,781
τ_{xy}	0,372	-0,591	0,609	0,711	τ_{xy}	0,419	-0,584	0,650	0,720
Mises	0,936	89,355	25,765	101,768	Mises	1,484	91,133	26,551	101,460
ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS3	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	-12,042	23,482	11,809	-23,500	σ_x	-12,176	23,747	11,945	-36,637
σ_y	0,022	-7,297	-0,296	7,152	σ_y	-0,003	-7,306	-0,270	7,133
σ_z	0,261	-71,840	-0,655	72,946	σ_z	0,227	-71,230	-0,625	73,245
τ_{yz}	-0,175	52,462	-0,137	52,512	τ_{yz}	-0,178	52,611	-0,138	52,633
τ_{xz}	0,374	0,289	-0,399	-0,276	τ_{xz}	0,371	0,282	-0,394	-0,265
τ_{xy}	-0,039	0,071	-0,026	0,056	τ_{xy}	-0,040	0,077	-0,024	0,062
Mises	12,207	123,922	12,310	124,731	Mises	12,311	123,853	12,417	125,189
ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9	ZS4	bod 1	bod 5	bod 8	bod 9
σ_x	-11,980	66,120	37,632	-34,499	σ_x	-13,797	68,344	39,452	-36,495
σ_y	0,370	-6,825	-0,129	6,720	σ_y	0,326	-7,158	-0,072	7,034
σ_z	0,911	-110,060	-0,655	-22,100	σ_z	0,878	-111,070	-0,615	-19,318
τ_{yz}	-0,091	70,836	-0,178	66,593	τ_{yz}	-0,093	74,131	-0,174	69,895
τ_{xz}	0,620	26,497	-0,166	23,618	τ_{xz}	0,584	26,743	-0,131	23,389
τ_{xy}	0,333	-0,520	0,583	0,767	τ_{xy}	0,421	-0,509	0,675	0,775
Mises	12,689	201,666	38,042	127,747	Mises	14,462	207,307	39,818	133,195

PŘÍLOHA č.7

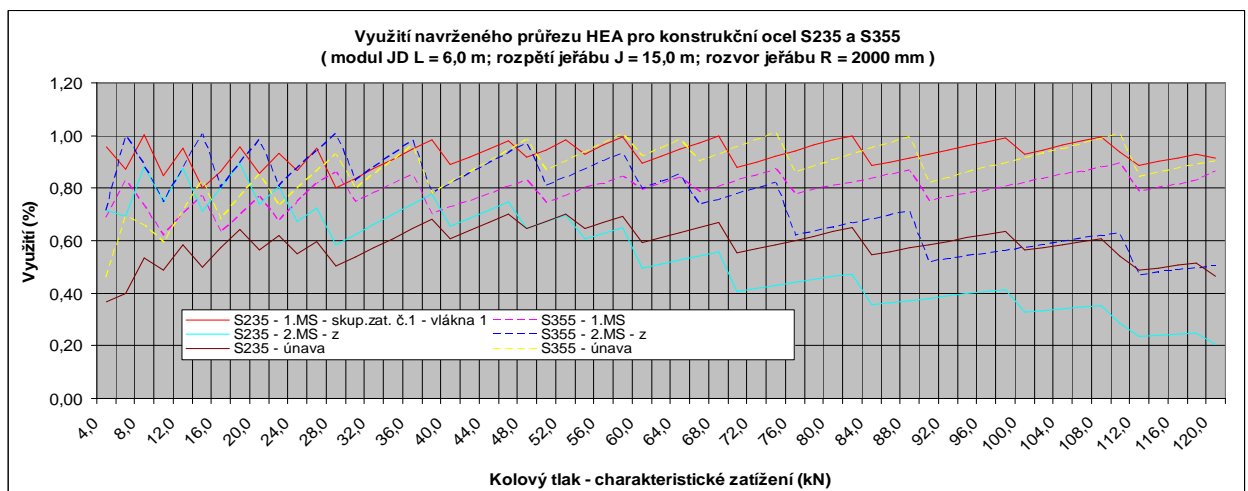
P.7 Grafy využití pro prostý nosník

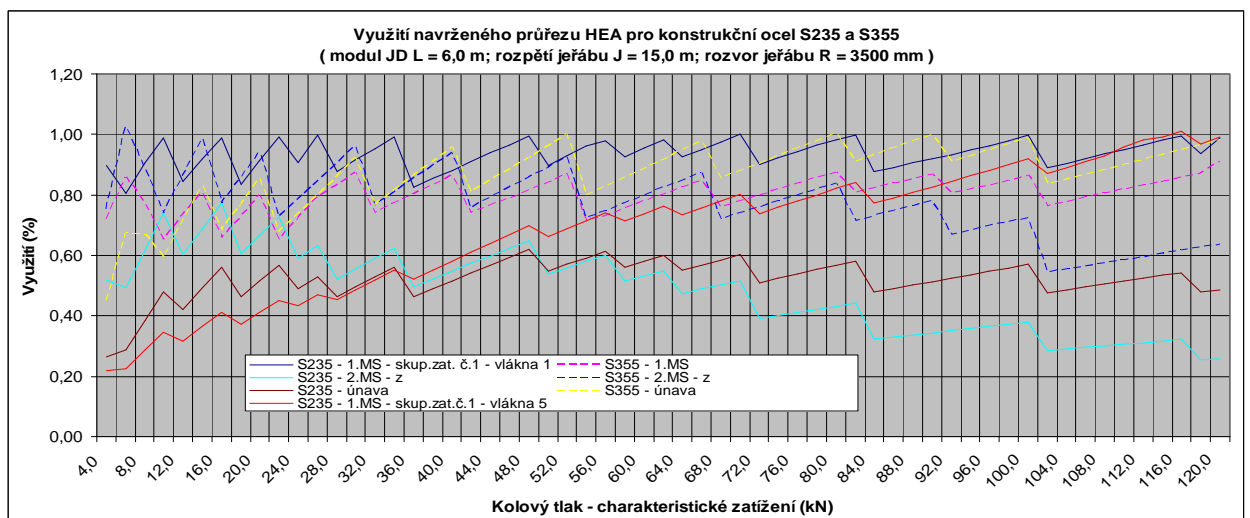
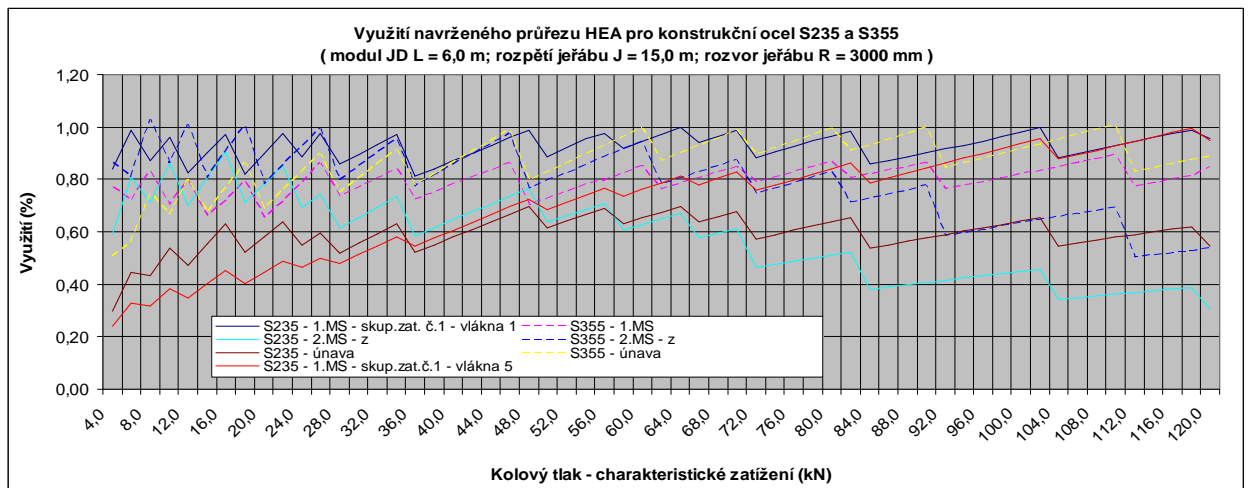
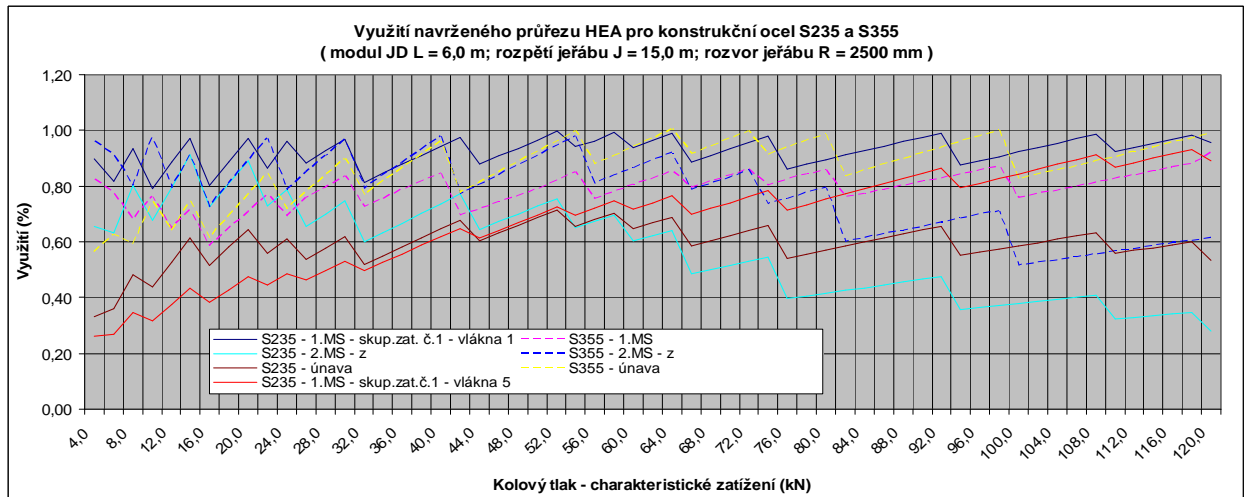
P.7.1. Rozpětí jeřábu J = 9,0 m

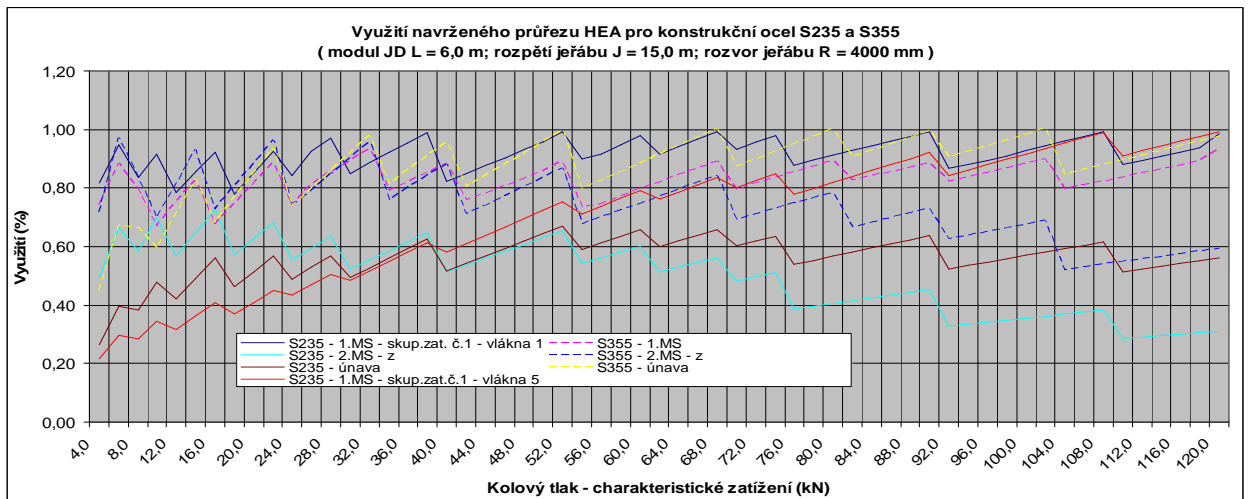




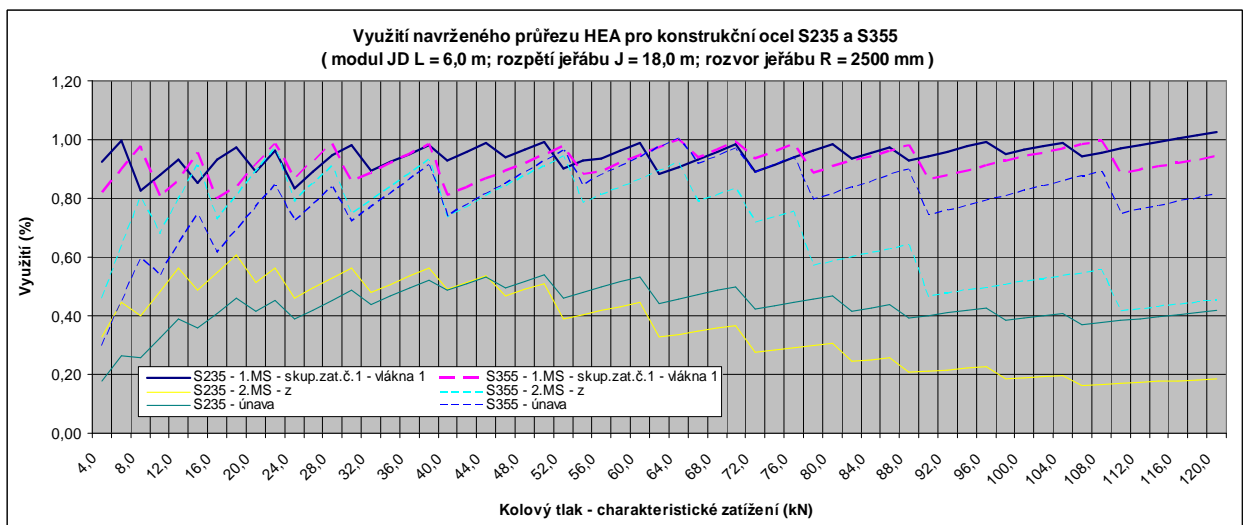
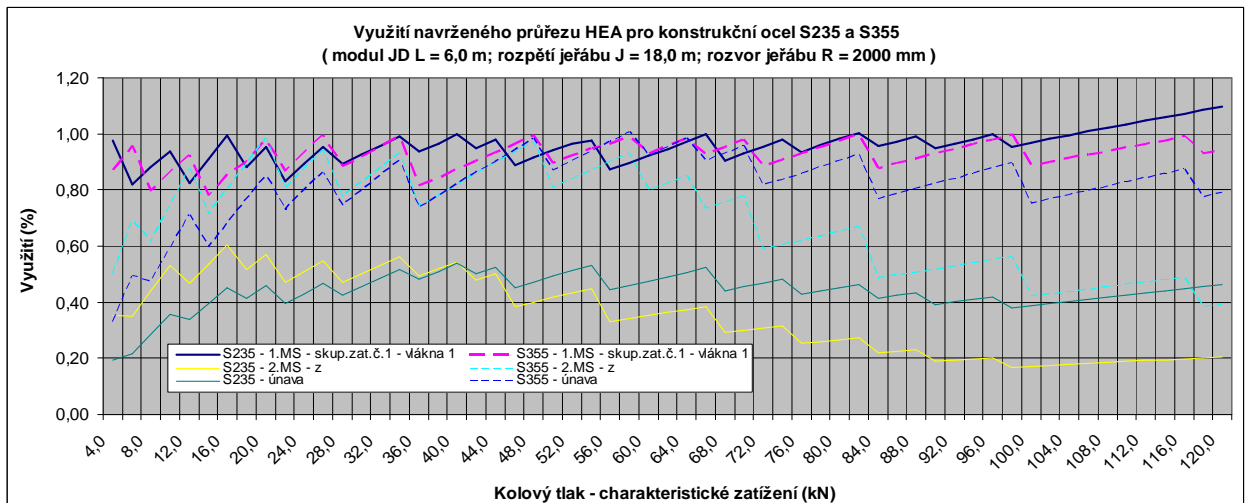
P.7.2. Rozpětí jeřábu J = 15,0 m

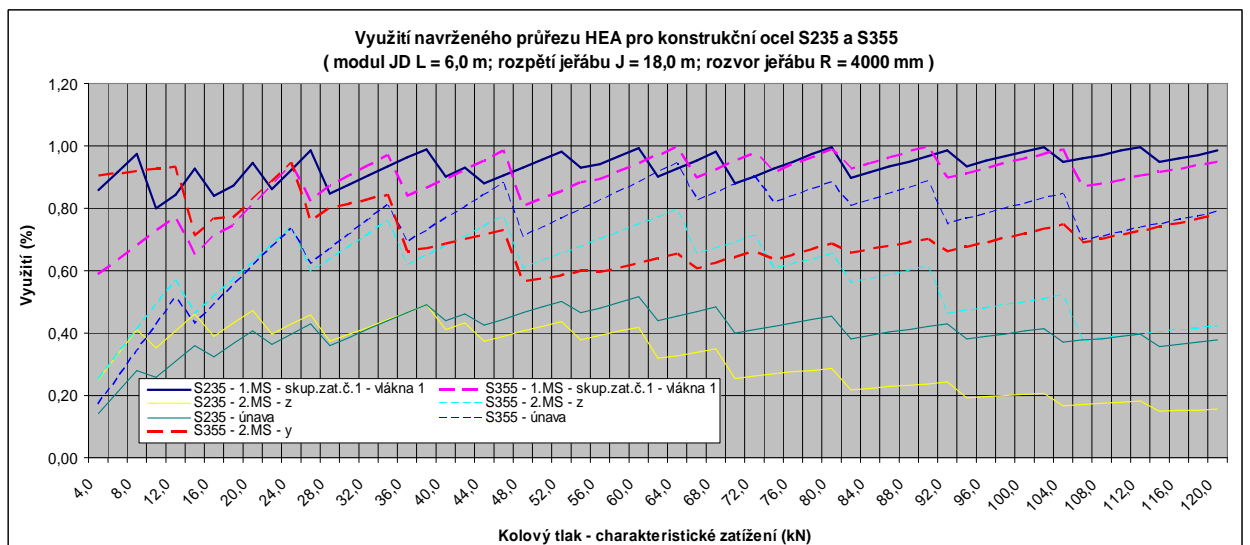
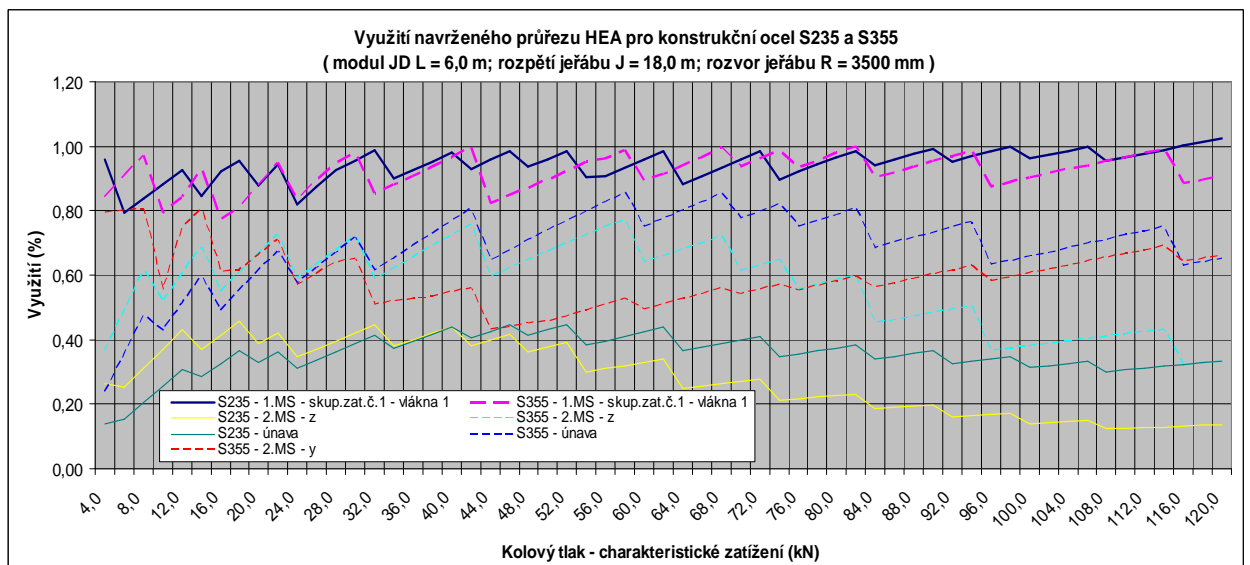
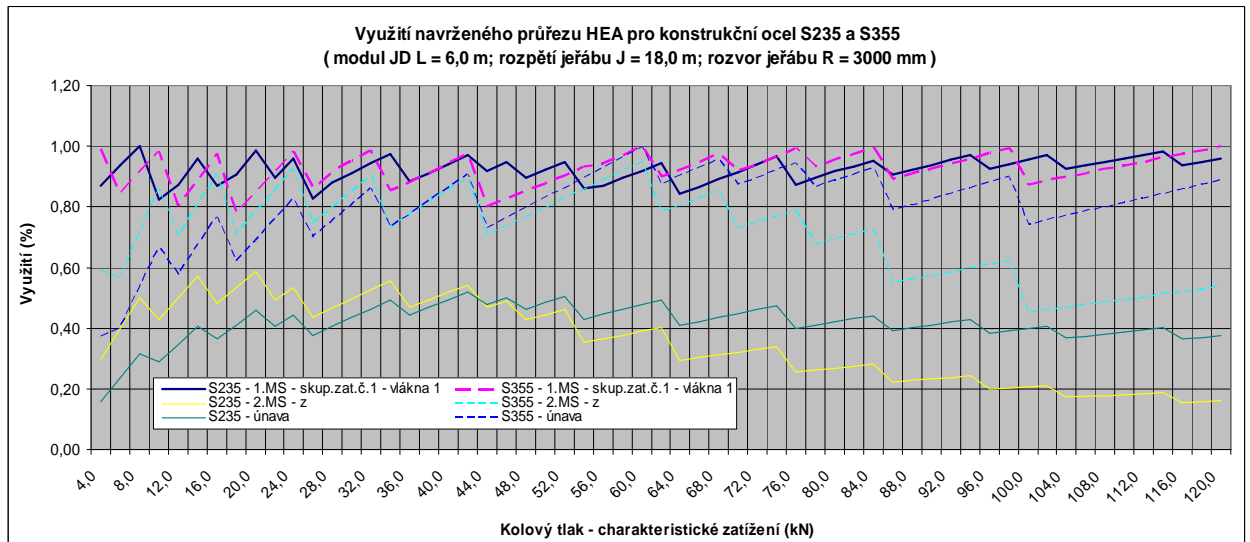






P.7.3. Rozpětí jeřábu J = 18,0 m





P.7.4. Rozpětí jeřábu J = 21,0 m

