



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

**Fakulta stavební
Experimentální centrum**

**Analýza ocelových plošin v energetice s ohledem na jejich
životnost**

Analysis of steel platforms in energy industry with regard to lifetime

DISERTAČNÍ PRÁCE

Ing. Markéta Nguyen

Doktorský studijní program: Stavební inženýrství

Studijní obor: Materiálové a fyzikální inženýrství

Školitel: Ing. Jan Zatloukal, Ph.D.

Praha, 2022

PROHLÁŠENÍ

Jméno doktoranda: Ing. Markéta Nguyen

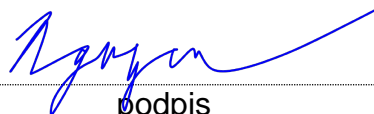
Název disertační práce: Analýza ocelových plošin v energetice s ohledem na jejich životnost

Prohlašuji, že jsem uvedenou disertační práci vypracoval/a samostatně pod vedením školitele Ing. Jana Zatloukala, Ph.D.

Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

Disertační práce vznikla v souvislosti s řešením projektu: TA04020984 - Systémy přímé vzduchové kondenzace v energetickém průmyslu

V Praze dne 27.7.2022



podpis

Abstrakt

Stavební konstrukce technologických zařízení se rozdělují na dva základní druhy – technologické plošiny a obslužné plošiny. Technologické plošiny tvoří nosnou konstrukci zařízení provozu a obslužné plošiny jsou určeny pro umožnění pohybu obsluhy a materiálu pro údržbu. Technologická konstrukce je tedy podpůrná konstrukce pro určité technologické zařízení, od kterého přebírá veškeré zatížení, a to jak zatížení od vlastní tíhy, tak zatížení způsobené silami, které zařízení indukují. Ve většině případů jsou zatížení vznikající provozem takového zařízení jasně specifikovány a řešeny v normách, např. jako u točivých strojů, kde jsou harmonické síly způsobené nevyváhou zohledněny jako rotující hmoty. Avšak u konstrukcí, kde je zmíněnou technologií např. ventilátor, hrají roli i aerodynamické síly způsobené prouděním vzduchu, tyto síly však stávající normy neřeší. U subtilních konstrukcí hrozí rozkmitávání dynamickými účinky, což je u točivých strojů již prostudovaný fenomén, kde se řeší buzení harmonickými silami, ale u větru obecně se nepředpokládá buzení harmonické, ale stochastické. U aerodynamických sil, vznikajících provozem ventilátoru, dochází k harmonickému buzení aerodynamickými silami, tento jev prozkoumán není. Návrh konstrukcí má v takových případech nesjednocenou metodiku, která se různí od přístupu řešitele.

V první části práce je řešen návrh řady ocelových technologických plošin pro systém vzduchových kondenzátorů. Snahou bylo nalézt optimální řešení uspořádání prvků a použitých profilů pro každou plošinu o určitém počtu modulů tak, aby se jednalo o maximálně hospodárný návrh. Konstrukce technologické plošiny je navrhována tak aby zajišťovala nosnou funkci a veškeré požadavky technologického zařízení vzduchem chlazených kondenzátorů (ACC). V druhé části práce je analyzována reálná porucha vzniklá na existující ocelové technologické plošině ventilátorů na elektrárně Pregolskaja v Kaliningradu. Na této konstrukci byl zaznamenán případ, harmonického aerodynamického buzení v rezonanci s vlastním kmitáním určitých prvků konstrukce, které způsobilo jejich destrukci. Práce se současně zabývá, zda je možné predikovat dynamické chování subtilních konstrukcí, vystavených harmonickému buzení.

Klíčová slova: ocelová konstrukce, aerodynamické síly, harmonické buzení, tuhost styčníku

Abstract

Structures of technological facilities are divided into two basic types – technological platforms and service platforms. Technological platforms provide the supporting structure of the given operating equipment, and their disposition must always be adapted to the technological requirements. Service platforms are used to enable the movement of staff and material for maintenance. A technological structure is, simply put, a supporting structure for some technological equipment, from which it takes all the load - both the load from its weight and the load caused by the forces that the device induces. In most cases, the loads generated by the operation of the equipment is clearly specified and dealt with in standards, e.g., as in the case of rotating machinery, where the harmonic forces due to unbalance are accounted for as rotating masses. However, in structures where the mentioned technology is, for example, a fan, aerodynamic forces caused by airflow also play a role, but existing standards do not cover these forces. For subtle structures, there is a risk of oscillation due to dynamic effects, which is a well-studied phenomenon with rotating machines, where excitation by harmonic forces is dealt with, but for wind in general, excitation is not assumed to be harmonic but stochastic. For aerodynamic forces generated by fan operation, there is a harmonic excitation by aerodynamic forces. This phenomenon has not been investigated much in detail yet. In such cases, the design of structures has a non-unified methodology that differs from the approach of the investigator.

The first part of the thesis deals with the design of a series of steel technological platforms for air cooled condensers (ACC), the aim being to find the optimal solution of the arrangement of elements and profiles used for each platform with a certain number of modules so that it is a maximally economical design. The structure of the platform is designed to ensure sufficient spatial rigidity and stability and functionality of the ACC. The size and height of the structure are defined by both the size and weight of each individual cooling module and by the required power, which will determine the total number of modules in the assembly. In the second part of the thesis, a real failure occurring on the existing steel technological platform of fans at the Pregolskaya Power Plant in Kaliningrad is analyzed. In this structure, the aforementioned case occurred that the harmonic aerodynamic excitation in resonance with the eigenfrequency of certain elements of the structure caused their destruction. This part deals with whether it is possible to predict the dynamic behavior of subtle structures exposed to harmonic excitation.

Keywords: steel structure, aerodynamic forces, harmonic excitation, joint rigidity

Poděkování

Na tomto místě bych ráda vyjádřila poděkování především svému školiteli Ing. Janu Zatloukalovi, Ph.D. za jeho čas, podnětné rady, trpělivost při konzultacích a pomoc při řešení disertační práce. Dále bych ráda poděkovala Ing. Břetislavu Židlickému, Ph.D. za jeho čas, ochotu a cenné informace při práci v programu Dlubal Software a Ing. Vladimíru Šánovi, Ph.D. za všestrannou pomoc v průběhu celého studia a zapůjčenou literaturu. Dále bych ráda poděkovala i ostatním kolegům a přátelům z Experimentálního centra v čele s prof. Ing. Petrem Konvalinkou, CSc., FEng., za jejich důvěru a nápomocnost v průběhu celého doktorského studia. Ohromné díky pak bezesporu patří mé rodině a nejbližším za obrovskou empatii, trpělivost a psychickou podporu, bez které by tato práce nemohla být dokončena.

OBSAH

1. ÚVOD	1
1.1 Motivace	2
1.2 Cíle disertační práce	4
2. SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY	7
2.1 Chladicí soustavy	7
2.2 Systémy suchého chlazení.....	8
2.3 Princip vzduchem chlazeného kondenzátoru	12
2.3.1 Možnosti uspořádání jednotek vzduchem chlazených kondenzátorů ..	13
2.4 Technologické plošiny	14
2.5 Konstrukční řešení.....	16
2.6 Volba materiálu konstrukce	17
2.7 Poloha nosné konstrukce vůči provozu	19
2.8 Ocelové styčníky.....	20
2.8.1 Kloubové styčníky.....	23
2.8.2 Tuhé styčníky	23
2.8.3 Polotuhé styčníky.....	23
2.8.4 Styčníky kloubové.....	23
2.8.5 Styčníky s plnou únosností.....	24
2.8.6 Styčníky s částečnou únosností.....	24
2.9 Fyzikální a mechanické vlastnosti oceli	24
2.10 Konstrukční vlastnosti.....	25
2.10.1 Návrhový pracovní diagram	25
2.11 Únavové zatížení.....	26
2.11.1 Mechanismus, růst a šíření trhliny a makrotrhliny	27
2.11.2 Životnost při nízkocyklové únavě.....	28
2.11.3 Životnost při vysokocyklové únavě	28
2.11.4 S-N křivky.....	28
2.12 Přístupy k určení tuhosti styčníku	30
2.12.1 Klasifikace styčníků podle normy EN 1993-1-8 [38].....	30
2.12.2 Matematické modely styčníku	31
2.12.3 Analytické modely	34
2.12.4 Mechanický model – metoda komponent.....	35
2.12.5 Metoda konečných prvků (MKP).....	35
3. NÁVRH A OPTIMALIZACE NOSNÉ KONSTRUKCE MODULOVÝCH ŘAD	39

3.1	Uvažovaná zatížení.....	40
3.2	Nosná ocelová konstrukce technologické plošiny	41
3.2.1	Příklad schéma nosné konstrukce A jednotky o dispozici 4x2	41
3.2.2	Porovnání četnosti a dimenze profilů vodorovného ztužení.....	44
3.2.3	Porovnání vlivu zvýšeného větru a seismicity jejich kombinace	46
4.	EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST	49
4.1	Diagnostika poruchy ztužujícího prvku technologické plošiny ACC	49
4.1.1	Měření vibrací na běžícím ventilátoru.....	50
4.1.2	Měření dynamického namáhání konstrukce pomocí tenzometrů	50
4.1.3	Metodika měření	51
4.1.4	Ověření stavu ventilátorů	53
4.1.5	Namáhání stavební konstrukce	53
4.2	Příčina poruchy	56
4.2.1	Působení aerodynamických sil na konstrukci	56
4.3	Navržené operativní řešení	60
4.3.1	Změna vlastních kmitů táhla	60
5.	NUMERICKÁ ANALÝZA.....	63
5.1	Definice problému	63
5.2	Citlivostní analýza táhel a validace dat	63
5.2.1	Vliv imperfekce – tloušťka stěny prvku	64
5.2.2	Vliv efektivní délky prvku.....	67
5.2.3	Vliv tuhosti uložení prvku	69
6.	VERIFIKACE GLOBÁLNÍHO VÝPOČETNÍHO MODELU	97
7.	ZÁVĚR.....	101
8.	SEZNAM OBRÁZKŮ	103
9.	SEZNAM TABULEK.....	107
10.	LITERATURA	109
11.	PŘÍLOHY.....	115

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

M – moment

M_{\max} – maximální moment

M_{pl} – plastický moment

Φ, φ – natočení

$M_{j,Rd}$ – návrhová únosnost

$M_{j,Ed}$ – výpočtová únosnost

S_j – tuhost spoje (rotační tuhost)

$S_{j,ini}$ – počáteční tuhost

E_b – modul pružnosti připojovaného nosníku

I_b – moment setrvačnosti připojovaného nosníku

L_b – délka připojovaného nosníku

Φ_{Cd} – rotační kapacita

N_{Ed} – návrhová hodnota osově síly

$N_{pl,Rd}$ – návrhové plastické únosnosti jejich průřezu

Φ_{xd} – natočení

K – faktor intenzity napětí

Δ, δ – přetvoření

F – síla

f_n – frekvence

k_n – vlastní tvar

E – modul pružnosti

μ – lineární hustota

$\frac{1}{\delta}$ – poddajnost

m – diskretizovaná hmota

I – moment setrvačnosti

W – průřezový modul

1. ÚVOD

Ocel je hojně využívaný materiál pro stavební konstrukce nejen zásluhou své vysoké pevnosti, která umožňuje vytvářet subtilní prvky a nezvyklá statická řešení, jako jsou například tuhé závěsy, lana či prolamované prvky a je tak vhodná pro konstrukce vysokých budov, konstrukce s velkými rozpony a vzdálenostmi sloupů a jiné speciální konstrukce. Zároveň je výhodná z ekonomického hlediska díky rychlosti výstavby, nízké hmotnosti, rekonstruovatelnosti potažmo demontovatelnosti a recyklovatelnosti.

Při návrhu konstrukce je však vždy nutno myslet na ochranu konstrukce v ohledu na prostředí, ve kterém se nachází. Díky široké aplikaci ocelových konstrukcí je vždy třeba zvolit vhodný typ oceli a ochranu například v podobě nátěru či obkladu. Uplatnění oceli nachází od malých dočasných staveb, rodinných domů přes haly, zásobníky, nádrže, stožáry a věže až po různé technologické konstrukce. V závislosti na aplikaci, provozních podmínkách a ceně jednotlivých ocelových prvků se volí třída oceli. Nejčastější třídou oceli využívanou ve stavebnictví pro běžně namáhané ocelové prvky je nízkouhliková ocel S235 a nízkolegovaná ocel S355. Kvalitnější oceli se uplatňují zpravidla pro speciální konstrukce vyžadující specifické vlastnosti – žáruvzdornost, korozivzdornost, zvýšená odolnost proti otěru, zvýšená mez kluzu či zvýšená pevnost [1].

První část této práce se zabývá návrhem řady ocelových technologických plošin. Přesněji se jedná o optimalizovaný návrh profilů a rozložení jednotlivých prvků nosné části technologických plošin vzduchových kondenzátorů, které jsou využívány ke chlazení nejen v energetickém průmyslu ale také v mnoha dalších oblastech průmyslového chlazení. Cílem bylo najít optimální řešení technologické plošiny, v ohledu vhodného uspořádání a dimenzích jednotlivých konstrukčních prvků tak, aby bylo dosaženo maximální hospodárnosti konstrukce a jejích prvků, buď ve smyslu minimální spotřeby materiálu, nebo minimální pracnosti a jejich kombinace. Optimalizováno bylo se řešením dispozic, prvků a materiálu řady technologických plošin o specifickém počtu modulů. Součástí bylo též srovnání s dalšími materiálovými řešeními.

Tyto technologické plošiny jsou hlavní nosnou konstrukcí vzduchem chlazených kondenzátorů (ACC), které zajišťují chlazení reálného provozu. Konstrukce plošiny tak musí zajistit dostatečnou prostorovou tuhost a stabilitu a zároveň funkčnost ACC. Požadavky a nároky na konstrukci jsou vymezeny nejen rozměrem a hmotností každého jednoho modulu kondenzátoru a celkovým počtem modulů v sestavě, ale také prostředím, v němž je konstrukce realizována – klimatická zatížení a seismicita.

Práce se ve své první části zabývá návrhem nosné ocelové konstrukce řady technologických plošin vzduchových kondenzátorů a shrnuje výsledky a porovnání získané v této oblasti. Druhá část práce se podrobně zaměřuje na rozbor a řešení poruchy táhla nosné konstrukce na již existující technologické plošině vzduchového kondenzátoru. Práce postupně popíše poruchu, rozebere možné příčiny, zanalyzuje jednotlivé možnosti a na konci navrhne možnosti řešení pro předcházení podobných poruch.

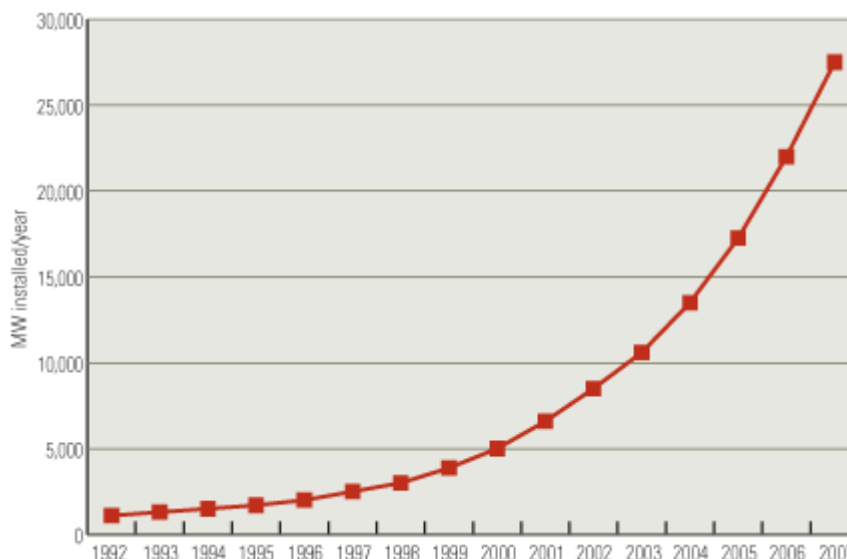
1.1 Motivace

Chladicí technologie se staly pro fungování dnešního světa naprosto zásadní. Chladicí technologie můžeme zařadit jako jedno z nejvýznamnějších technologických vývojų minulého století, od výroby elektřiny. Chlazení je klíčovou součástí dnešního světa od domácností a chlazení kanceláří po mnoho průmyslových systémů, například v elektrárnách, rafinériích nebo chemických provozech.

S tím, jak se celosvětově objevují společenské výzvy k uvědomělejšímu přístupu k životnímu prostředí, byly přijaty nové předpisy, jako je Pařížská dohoda bojující proti změně klimatu, dodatek z Kigali a program účinnosti chlazení z Kigali (K-CEP). V důsledku toho se od chladicích technologií vyžaduje, aby byly účinnější a také využívaly méně zdrojů k zajištění čistší energie [2], [3]. K tomu přispívá také nárůst světové populace související s rostoucími nároky na energii, což motivuje potřebu výzkumu a vývoje udržitelných technologií chlazení, zejména v kontextu výroby energie.

Suché chlazení má zvláštní význam, zejména v souvislosti se systémy výroby energie, kdy hlavní výhodou technologií suchého chlazení je minimální množství spotřebované vody. Suché chlazení zahrnuje chlazení pracovní kapaliny energetického cyklu pomocí okolního vzduchu a kontaktního tepelného výměníku. Pro chlazení pracovní kapaliny v energetickém cyklu je nezbytné splnění Kelvinova-Planckova vztahu [4]. Proto je proces odvodu tepla v energetickém cyklu usnadněn chladicím systémem. Například v Braytonových cyklech se pracovní kapalina chladí před vstupem do kompresorů. V Rankinových cyklech se nasycená vodní pára vystupující z turbín kondenzuje předtím, než je pomocí suchého chladicího systému přivedena do čerpadel elektrárny či jiného provozu.

U systému suchého chlazení dochází ke chlazení pracovní kapaliny energetického cyklu pomocí okolního vzduchu a nepřímých kontaktních výměníků tepla. Zavádění technologie přímého suchého chlazení v Rankinových energetických cyklech, známé jako vzduchem chlazený kondenzátor (Air-Cooled Condenser - ACC), se v letech 1992-2007 exponenciálně rozšířilo, jak ukazuje obrázek Obr. 1:.



Obr. 1: Globálně instalovaný výkon suchého chlazení (MW) v letech 1992-2007 [5]

Opakem suchého chlazení je chlazení mokré, typickým příkladem využívající tento princip jsou chladicí věže. Ke kondenzaci pracovní kapaliny, se používá samostatná smyčka chladicího okruhu, zatímco k chlazení smyčky chladicího okruhu se používá vzduch. Přibližně jedno až tři procenta cirkulující chladicí vody se zde ztrácí odpařováním [6]. V typické elektrárně na fosilní paliva je na jednu kWh(e) výroby potřeba přibližně 1,0 až 2,0 litru chladicí vody. Pro srovnání se systémem suchého chlazení se spotřeba vody sníží přibližně o 90 % a ve stejné elektrárně se spotřebuje přibližně 0,1 litru vody na kWh(e)[7]. Zároveň voda, která se z chladicího okruhu ztratí odparem opět někde v blízkosti provozu spadne. Problém nastává v zimních obdobích, chladnějších podnebních nebo obecně nepříznivých okolních podmínkách, kdy tento odpar namrzá a ovlivňuje okolní infrastrukturu, popřípadě okolní provoz s různými technologickými zařízeními choulostivými k zablokování pohyblivých součástí (např ventily, žaluzie apod.). Snížení spotřeby vody je významným přínosem, zejména s ohledem na environmentální předpisy, kdy Světové ekonomické fórum uvádí nedostatek vody jako čtvrté nejvýznamnější globální riziko z hlediska dopadů [8].

Je však nutné si uvědomit pokles celkové účinnosti výroby při použití systému se suchým chlazením ve srovnání se systémem s mokřím chlazením. Tento rozdíl v účinnosti je způsoben především tím, že voda je lepší chladicí kapalinou než vzduch, protože voda má vyšší tepelnou vodivost a měrnou tepelnou kapacitu. Vyšší účinnost chlazení vodou snižuje tlak v kondenzátoru, a proto vede k většímu nárůstu celkové změny entalpie v turbínách ve srovnání s chlazením vzduchem. Kromě toho jsou systémy suchého chlazení citlivější na měnící se okolní podmínky než alternativy mokrého chlazení, zejména v systémech přímého suchého chlazení, kde vlastnosti vzduchu přímo ovlivňují chladicí výkon. Systémy suchého

chlazení také vyžadují vyšší počáteční kapitál kvůli značným výrobním a montážním nákladům a také značný počet instalací jednotek, aby se dosáhlo poklesu účinnosti [9].

Avšak mokré chlazení obecně vyžaduje velkou vodní nádrž umístěnou v blízkosti systému, suché chlazení není v tomto ohledu omezeno. Suché chlazení umožňuje větší flexibilitu a nasazení v suchých oblastech. To zvyšuje význam suchých chladicích systémů jako potenciální volby pro chladicí systémy používané v elektrárnách na koncentrovanou sluneční energii umístěných v oblastech s vyšším slunečním zářením. Se zapojením většího množství obnovitelné energie do sítě pomáhá těmto elektrárnám řešení chlazení bez vody. Suché chlazení může být výhodné i pro plynové turbíny s kombinovaným cyklem, kde lze přímé suché chlazení využít ke kondenzaci páry v subsystému HRSG (heat recovery steam generator), aniž by bylo zapotřebí velké množství vody, čímž se eliminuje omezení týkající se umístění elektrárny. To je velmi významné hledisko v kontextu Jihoafrické republiky, kde je energetická bezpečnost stále důležitější, je potřeba efektivně navrhovat a optimalizovat elektrárny klíčová. Vzhledem k tomu, že národní dodavatel elektřiny, společnost Eskom, používá ve čtyřech elektrárnách suché chlazení s ACC, je třeba sledovat a předpovídat výkon ACC za různých okolních podmínek, protože to má přímý dopad na tepelnou účinnost energetického cyklu. Byl tedy prokázán rostoucí význam suchého chlazení a jeho zavádění. Potřeba výzkumu a vývoje suchého chlazení roste, což je dáno zejména omezeními účinnosti systému a potřebou optimalizovat a zlepšit chladicí výkon tak, aby odpovídal výkonu mokrého chlazení, a přitom zachovat ekologické výhody [10].

Pokud se však bavíme o systémech chlazení a vzduchové kondenzaci, která je svázána výhradně jen s turbínami, je vhodné zmínit, že chlazení není nutně jen záležitostí energetiky, ale váže se na spoustu dalších odvětví. U průmyslového chlazení nehovoříme pouze o chlazení páry z turbíny, ale obecně chlazení např. v rafinériích, lihovarech při destilaci, v hutích či v jakékoliv chemické výrobě, kdy se na začátku procesu výroby něco zahřívá a na konci dochází ke zchlazení.

1.2 Cíle disertační práce

Cílem disertační práce je optimalizovaný a hospodárný návrh nosné ocelové konstrukce řady technologických plošin pro vzduchové kondenzátory. Součástí práce je analýza reálné poruchy táhla na konstrukci technologické plošiny vzduchových kondenzátorů elektrárny v Kalinigradu.

- Návrh řady nosných konstrukcí technologických plošin pro určité výkony provozů
- Nalezení optimální dispozice technologické plošiny včetně varianty ztužení, rozměrově určené daným výkonem provozu

-
- Popis, analýza a detekovaná příčina poruchy ztužidel ocelové technologické konstrukce ACC
 - Následná implementace poznatků a postupů získaných při analýze problematiky

2. SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY

2.1 Chladicí soustavy

Obecně lze říci, že všechny chladicí slouží pro odvod přebytečného tepla vznikajícího v technologii ve všech typech průmyslových provozů. Energetické zdroje, využívající turbosoustrojí a Rankinova cyklu vyžadují kromě zdroje tepla a páry také ještě zdroj chladu. Přesněji místo, kde je pára, která již odvedla práci na turbíně, teplo zpět odebíráno. Pára zde kondenzuje a v podobě ochlazeného kondenzátu se vrací zpět do provozu. Chladicí soustavy lze primárně rozdělit dle typu chladicího média na mokré a suché.

Velké elektrárny opatřené systémem mokrého chlazení jsou obvykle situovány do těsné blízkosti oblastní s dostatečným množstvím vody jako velké vodní plochy či toky. Problém však nastává, když je na daném místě k dispozici nedostatečné množství vody. Tato situace tedy často nastává v suchých oblastech, kde je voda vzácnou komoditou, v zemích, kde přísná environmentální legislativa neumožňuje použití vody či pokud je mokré řešení velmi nákladné. Další problém vyvstává, pokud v blízkosti provozu není vhodné místo pro vypouštění odpadních vod. Navíc zde v zimním období hrozí narušení správné funkčnosti systému v důsledku nepříznivých klimatických výkyvů. V tomto případě lze s výhodou použít vzduchem chlazený kondenzátor, který vyloučí výše zmíněné komplikace, způsobené potřebou vody pro chlazení. Vzduchem chlazený kondenzátor tedy nevyužívá vodu terciálního okruhu ke kondenzaci procesního média. Kromě výše zmíněné šetrnosti k životnímu prostředí, mají suché chladicí systémy velmi nízké nároky na údržbu, což umožňuje minimalizaci celkových nákladů [6, 11, 12].

V současnosti lze chladicí systémy rozčlenit a popsat do skupin dle využitých principů, které jsou pak mezi sebou různě kombinovány:

- Mokré a suché odpařovací systémy
- S přirozeným či nuceným tahem
- S otevřeným či uzavřeným cyklem (chladicího média)
- Přímá a nepřímá chladicí soustava

Suché chlazení pracuje na principu odebírání tepla ochlazovanému mediu vzduchem proudícím přes tepelné výměníky. Podrobněji pak rozlišujeme suché chlazení na chlazení s přirozeným a s nuceným tahem. Přirozený tah využívá komínového efektu, se kterým se nejčastěji můžeme setkat např. u chladících věží, a naopak nucené proudění vzduchu je obvykle zajištěno ventilátorem, který obstarává konstantní přísun potřebného množství vzduchu.

U mokrého systému chlazení je jako chladicí médium použita voda. Příkladem mokrého chlazení je například průtočné chlazení, které lze využít u přímořských elektráren nebo v případě provozů umístěných v těsné blízkosti řeky s dostatečným průtokem vody. Ta je vedena rovnou do kondenzátorů, kde dojde k teplotní výměně a ohřátá voda putuje zpět do vodního zdroje, zde je však nutné dbát na kontrolu teploty vypouštěné vody a dodržení stanovených limitů.

Dále systémy rozdělujeme dle vnitřního uspořádání na otevřený a uzavřený cyklus. V otevřeném cyklu přichází ohřátá voda, kterou je třeba zchladit, do přímého kontaktu s okolním proudícím vzduchem (ochlazovaná voda je rozstříkována na technologickou vestavbu). Zároveň ale nutné při otevřeném cyklu zajistit trvalý přítok napájecí vody.

U uzavřeného cyklu naopak voda cirkuluje a s okolním vzduchem se přímého kontaktu nedostává. Tento systém chlazení disponuje dvěma oddělenými vodními okruhy, kdy v prvním potrubním okruhu proudí ochlazovaná voda, která je přiváděna do svazků tenkostěnných potrubí instalovaných do chladících věží, kde je ochlazena. Druhý okruh vody slouží pro zefektivnění chladicího výkonu. V tomto okruhu je voda čerpána ze záchytné vany a přiváděna ke skrápěcímu zařízení, které rozstříkuje vodu na tenkostěnné svazky potrubí okruhu jedna, po kterých voda stéká zpět do záchytné vany.

Další rozdělení je na přímé a nepřímé chlazení, přičemž v přímém chlazení se využívá k odebrání tepla pouze jeden tepelný výměník kdežto v nepřímém alespoň dva.

Obecně lze tedy technologie suchého chlazení, kde se jako chladicí médium využívá vzduch, za šetrnější k životnímu prostředí. Při aplikaci a využití vzduchem chlazených kondenzátorů dochází logicky k úspoře vody, čímž můžeme dosáhnout ekologičtější varianty chlazení a zlepšit tak péči o životní prostředí. Suché chlazení také zcela eliminuje vypouštění použité chladicí vody (zpravidla vyšších teplot) do okolních vodních zdrojů, čímž díky tomu nedochází k ovlivnění ani jednotlivých ekosystémů (např. řek a části moří nebo oceánů). Systém vzduchového chlazení tedy považujeme za nízko emisní. Suché chladicí systémy jsou vhodné pro širokou škálu provozů, od elektráren přes zařízení energetického využívání komunálního odpadu po chemický a petrochemický průmysl, ropné rafinérie atd. [6, 13, 14].

2.2 Systémy suchého chlazení

Poslední dobou začíná postupně narůstat množství elektráren, které trápí nedostatek vody, vlivem poměrně suchého období posledních cca 6 let. To lze pozorovat i z důsledku poklesu výroby energie ve vodních elektrárnách. Právě tyto elektrárny jsou totiž závislé na dostatečném vodu. V roce 2015 musela a být omezena část provozu uhelných

elektráren v Polsku a v roce 2018 pak kombinace vlny veder a nedostatku vody zapříčinila řadu odstávek a omezení provozu elektráren ve Francii, Švýcarsku a Německu.

Spotřeba vody na průmyslové a energetické chlazení v České republice (za rok 2017 dle statistik ministerstva životního prostředí) tvořila 40% celkové spotřeby průmyslové vody v ČR, přičemž spotřeba elektráren je větší než spotřeba všech zákazníků připojených k síti. Na dostatečném množství vody pro chlazení jsou závislé zejména tři typy elektráren – plynové, uhelné a jaderné.

Dosavadní vývoj tedy přispívá k myšlence, že využívání suchých chladicích systémů bude za několik desítek let téměř nutnost [15].

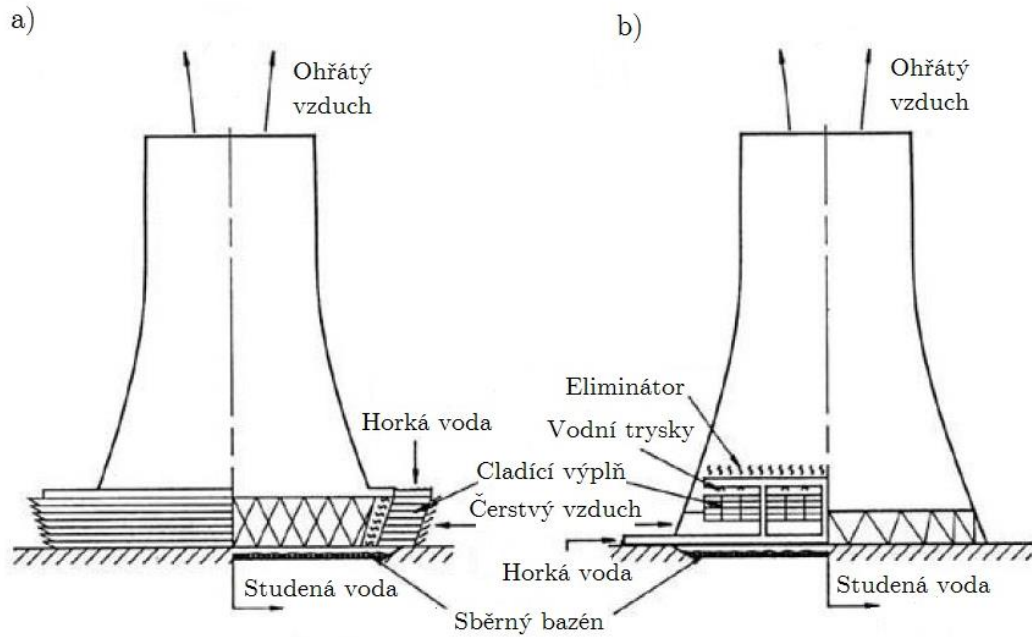
V každém energetickém cyklu je tedy nutné zajistit chlazení, které odvádí přebytečné teplo, ať už se jedná o elektroniku nebo velký provoz. Vzduchová kondenzace páry tedy slouží pro odvod přebytečného tepla vznikajícího v technologii, ať už se jedná o různé průmyslové chemické či jiné výrobní provozy. Množství přebytečného tepla je dáno účinností daného provozu, kdy při účinnosti 35% se přemění na elektrickou energii 35% vstupní energie a zbytek tepelné energie se odvádí do okolního prostředí [14, 16]. To je zajištěno chladicím zařízením, které můžeme rozdělit na chladicí věže, vzduchové výměníky a vzduchem chlazené kondenzátory.

- chladicí věže

Chladicí věž funguje na principu komínového efektu, kdy čerstvý vzduch je nasáván ze spodu konstrukce, přechází přes střední část věže, kde dochází k tepelné výměně. Čerstvý vzduch ochlazuje přiváděnou horkou vodu rozprašovanou tryskami na chladicí výplň, ze které již ochlazená voda odkapává do sběrného bazénu a opět se vrací do chladicího oběhu provozu. Ohřátý vzduch stoupá přes eliminátor věží ven a do ovzduší se dostává už jen čistá pára [17].

Chladicí věže mají komínový tvar konstrukce, který je důležitý pro zajištění správného přirozeného tahu. Existují ale i chladicí věže s nuceným tahem, které fungují na stejném principu jen je zde proudění vzduchu zajištěno ventilátorem. Výška těchto komínů se obvykle pohybuje od cca 30 do 155 m. Konstrukce věže je tenkostěnná skořepina s proměnlivou tloušťkou, zpravidla monolitická železobetonová stěnová konstrukce, monolitický skelet nebo ocelová konstrukce s opláštěním.

Tento typ chlazení je výhodný z hlediska nižší energetické náročnosti i nižší pořizovací ceny, nicméně je zde však potřeba kontrolovat kvalitu vody a zabezpečit protimrazové ochrany [6, 18, 19].

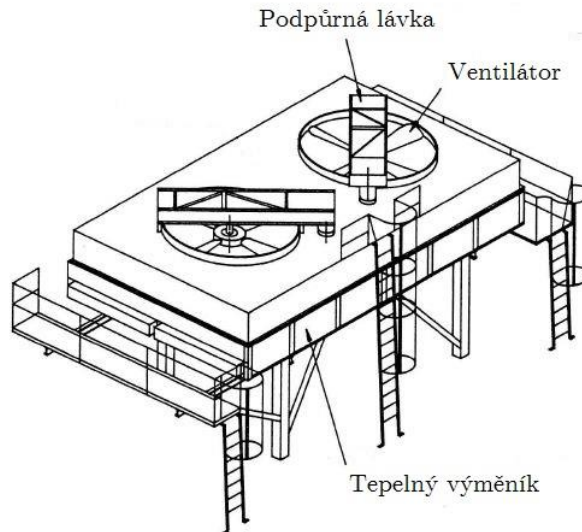


Obr. 2: Chladicí věže s přirozeným tahem a) protiproudé b) příčněproudé

- vzduchové výměníky

Vzduchové výměníky jsou rámcově menší konstrukce než chladicí věže a proces chlazení zde probíhá pomocí vzduchu proudícího ventilátory přes tenký výměník. U tohoto typu chlazení je zde možnost přetlakové a podtlakové konstrukce ventilátoru, kdy přetlakový výměník má umístěné panely pro tepelnou výměnu na vrchní straně a ventilátory na spodní straně konstrukce a u podtlakového řešení je tomu naopak.

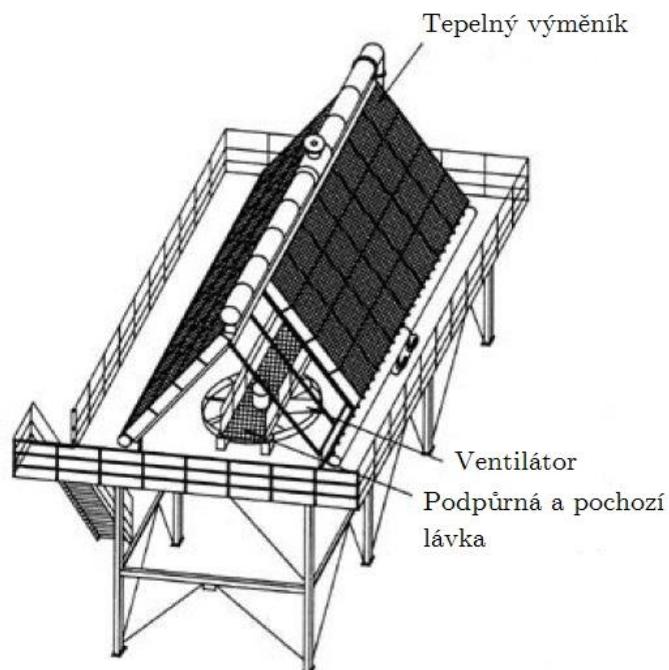
Podtlakové uspořádání výměníku Obr. 3: je výhodnější řešení nejen z hlediska rovnoměrnějšího toku vzduchu výměníkem a v důsledku větší rychlosti vzduchu na výstupu méně citlivý na recirkulaci, ale také v přihlédnutí k nižší náchylnosti na změnu počasí a namrzání listů samotného ventilátoru. Avšak naopak disponuje vyšší energetickou ztrátou [6, 14].



Obr. 3: Podtlakový horizontální vzduchový výměník

- vzduchem chlazené kondenzátory (ACC)

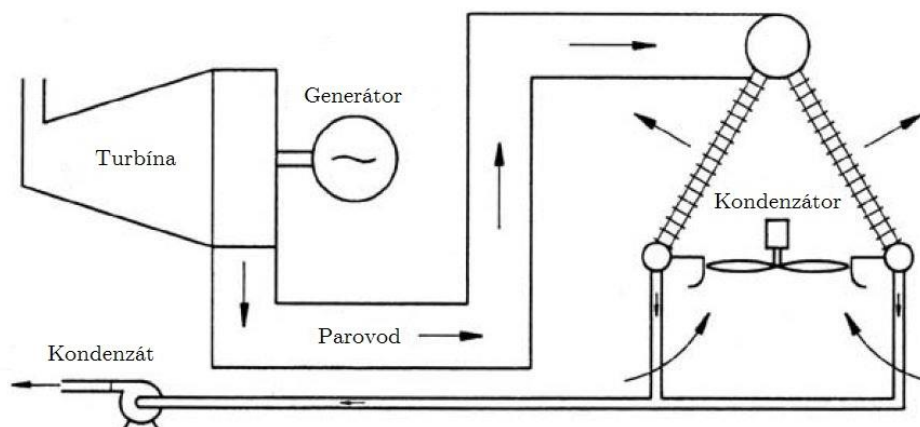
Vzduchem chlazené kondenzátory fungují na stejném principu jako horizontální tepelné výměníky. Tyto konstrukce však pro větší výkony zabírají poměrně velkou plochu a proto se dostávají do popředí kondenzátory s panely tepelných výměníků sklopenými cca o 60°, který tvoří tzv. A-rámy Obr. 4:. Výhodou oproti chladícím věžím je u tohoto typu chlazení fakt, že je pára kondenzována pouze za použití vzduchu bez využití dalšího vloženého okruhu. [6, 14]



Obr. 4: Vzduchem chlazený kondenzátor (ACC)

2.3 Princip vzduchem chlazeného kondenzátoru

Zjednodušeně se jedná o chlazení atmosférickým vzduchem s nuceným prouděním zajištěným ventilátory. Vzduchem chlazený kondenzátor vodní páry tedy slouží k odvádění nízkopotenciálního tepla při kondenzaci vodní páry.

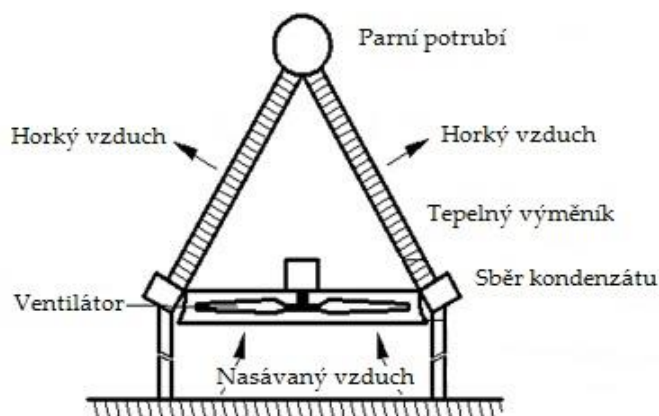


Obr. 5: Schéma přímého chlazení ACC využívajícího v energetice

Odpadní pára je přiváděna od turbíny přes velkopřůměrové potrubí (parovod) do samotného zařízení ACC viz Obr. 5. K přestupu tepla se využívají žebrované panely. Pára je zde rozvedena do soustavy potrubních svazků žebrovaných panelů, kde kondenzuje pomocí proudění vzduchu vynuceného axiálními ventilátory, které jsou umístěny v každém modulu a zajišťují průchod chladicího vzduchu přes plochu potrubí pro tepelnou výměnu. Viz Obr. 6. V potrubních svazcích pára změní skupenství z plynného na kapalné a tzv. kondenzát pak odtéká do spodního kolektoru. Odtud je odváděn a následně čerpán zpět do napájecí nádrže. Evakuace je zajištěna pomocí vývěv, které odsávají směs plynů a nezkondenzované páry a udržují tak v kondenzátoru podtlak.

Pára v kondenzátoru tedy kondenzuje při nejnižší dosažené teplotě v závislosti na okolním prostředí a konstrukci kondenzátoru, což je v případě vzduchového chlazení teplota okolního vzduchu[14, 20-22].

Panely vzduchem chlazené kondenzátoru jsou tvořeny buď z dvojitých řad potrubí, nebo ze svazků jednořadých žebrovaných potrubí seskupených do modulů, které spolu s technologickou konstrukcí tvoří takzvané A-rámy. Je zde možné jak vertikální Obr. 8., tak horizontální uspořádání soustavy viz Obr. 7.:



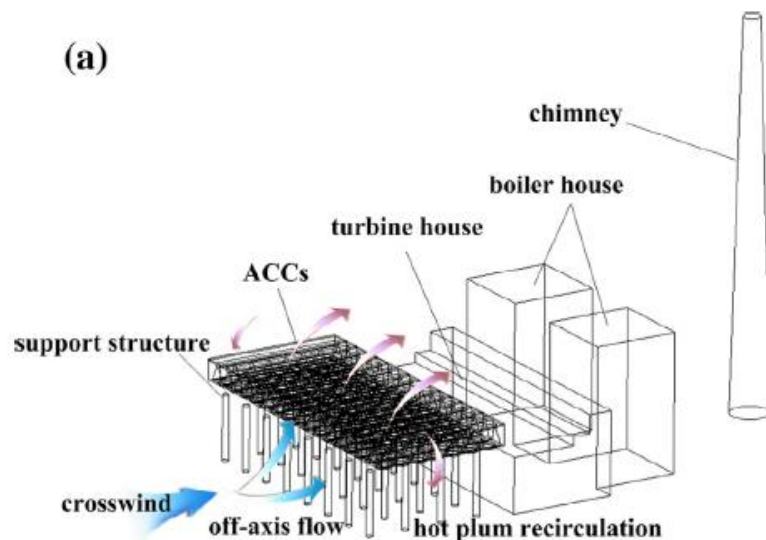
Obr. 6: Schéma kondenzátoru chlazeného vzduchem [1]

2.3.1 Možnosti uspořádání jednotek vzduchem chlazených kondenzátorů

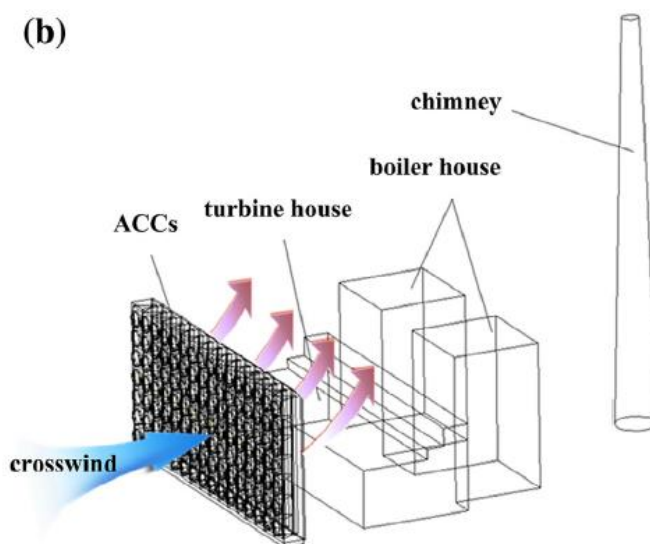
Vzduchem chlazený kondenzátor je tvořen buď z dvojitých řad potrubí nebo ze svazků jednořadých žebrovaných potrubí seskupených do modulů a namontovaných na A-rámy podpůrné ocelové nebo betonové konstrukce. Tato sestava umožňuje buď horizontální, nebo vertikální uspořádání ventilátorů.

Nejdůležitější podmínkou pro efektivní funkčnost je zde zajištění dostatečného přísunu chladícího vzduchu. Ten je obvykle nasáván ventilátorem a hnán přes žebrované panely, ve kterých, skrze svazky potrubí proudí pára, která díky chladícímu vzduchu kondenzuje. Obecně lze uspořádání kondenzátorových jednotek řešit dvěma variantami – horizontální a vertikální.

Horizontální řešení A-rámů spočívá v horizontálním umístění ventilátorů nebo jinak řečeno vedle sebe viz Obr. 7:. Kondenzátory se skládají z několika částí, stručně jsou to A-rámy tvořené panely s uspořádanými svazky trubek s dole umístěným ventilátorem s axiálním tokem vzduchu. Aby okolní vzduch mohl snadno proudit přes svazky žebrovaných trubek a odvádět tak teplo z parní turbíny, musí být vzduchem chlazený kondenzátor umístěn v dostatečné výšce pro nasátí potřebného množství vzduchu. Čím vyšší je konstrukce plošiny kondenzátoru, tím snazší je nasávání okolního vzduchu přes ventilátor s axiálním průtokem. Je však obecně známo, že okolní boční větry hrají významnou roli při výkonu vzduchem chlazených kondenzátorů a nepříznivě ovlivňují jejich výkon zejména v případě horizontálního uspořádání jednotek. U vertikálního rozmístění však boční větry vanou výhodně přímo ve směru osy sání vzduchu ventilátoru Obr. 8:. Vertikální rozmístění tak může být velmi výhodné zejména pro provoz menšího výkonu, kde konstrukce nebude zabírat velkou půdorysnou plochu, ale zároveň bude zajištěno dostatečné množství vzduchu. V případě větších jednotek je nutné zvážit, zda se vyplatí efektivnější účinnost sání v porovnání náročnosti provedení a zajištění dostatečné tuhosti a konstrukce.



Obr. 7: Horizontální uspořádání kondenzátorů [23]



Obr. 8: Vertikální uspořádání kondenzátorů [23]

2.4 Technologické plošiny

Jednotlivé ventilátory vzduchových kondenzátorů, které zajišťují přísun vzduchu, jsou v reálném provozu umístěny na nosné konstrukci (viz Obr. 9:), která zajišťuje jejich polohu v prostoru a umožňuje jejich funkci.

Nosná konstrukce musí být schopna přenášet svou vlastní tíhu a hmotnost kondenzátorové jednotky a doplňkového zařízení potřebného ke správnému chodu ACC. Volba uspořádání dispozice a materiálu nosné konstrukce je závislá na několika různých faktorech. Z těch jsou nejvýznamnějšími např. zeměpisné podmínky, poloha nosné konstrukce vůči budově provozu a celkový tepelný výkon zařízení, od kterého se odvíjí

celkové množství potřebného vzduchu a tím minimální potřebná výška konstrukce. Nároky na konstrukci jsou tedy definovány jak rozměrem a hmotností každého jednoho modulu kondenzátoru (průměr ventilátoru definuje modulové rozměry kondenzátoru) tak celkovým počtem modulů v sestavě (světla výška pod sáním definuje množství chladicího vzduchu, který je nasáván ventilátory). Účinky větru na konstrukci ACC se do sil v podporách promítnou v závislosti na statickém schématu.



Obr. 9: Základní modul vzduchem chlazeného kondenzátoru včetně technologické plošiny

Podstatná část hmotnosti ACC je tvořena ventilátorem a jeho motorem, kdy na jeden modul připadá jedno ventilátor. Chlazení větších provozů či elektráren se obvykle skládá z několika jednotek ventilátorů, kdy konečný počet lze snadno určit dle výkonu jednoho ventilátoru a potřebného výkonu k chlazení. Jednotky se obvykle skládají do řad a ty se postupně navyšují. Zde je však třeba počítat se ztrátami v důsledku narušení a separaci toku chladicího vzduchu při vstupu do ventilátoru. Průtok vzduchu se také významně snižuje, pokud není dodržena potřebná výška sání, konstrukce je příliš nízká a ventilátory nemají možnost nasát dostatečné množství vzduchu. Průtok vzduchu může být narušen také přítomností objektů v těsné blízkosti vzduchových kondenzátorů, ačkoliv je zde zájem situovat chladicí zařízení do co největší blízkosti provozu z důvodu minimalizace ztrát rámci parovodního potrubí. Je zde tedy nutné zvážit všechny faktor zásadně ovlivňující funkčnost celého systému. Funkčnost ovlivňují i zdánlivě snadno zanedbatelné věci jako je například

vítr. Vítr způsobuje znatelné snížení výkonu ventilátorů a snižuje tak opět účinnost celého procesu tepelné výměny. Odchýlení proudu vzduchu větrem způsobí jeho zrychlení na sací straně ventilátorů a dochází k odtržení proudu nasávaného vzduchu. To zapříčiňuje nerovnoměrný tok vzduchu v ACC a následně vede ke zhoršení chladicího výkonu a zvýšení rizika poškození ventilátoru a dochází k zavzdušňování. Tento problém řešen zřízením závětrných stěn Obr. 10., které tyto povětrnostní vlivy eliminují. Závětrné stěny slouží zároveň jako prevence proti recirkulaci [14, 24-26].



Obr. 10: Závětrná stěna ACC

Volba materiálu nosné konstrukce je tedy závislá na několika různých faktorech. Nejvýznamnější z těchto faktorů jsou mimo jiné zeměpisné podmínky a celkový tepelný výkon zařízení, od kterého se odvíjí celkové množství potřebného vzduchu a tím minimální potřebná výška konstrukce. Nároky na konstrukci jsou tedy definovány jak rozměrem a hmotností každého jednoho modulu kondenzátoru (průměr ventilátoru definuje modulové rozměry kondenzátoru) tak celkovým počtem modulů v sestavě (světla výška pod sáním definuje množství chladicího vzduchu, který je nasáván ventilátory).

2.5 Konstrukční řešení

Obecně můžeme nosné konstrukce rozdělit na rovinné a prostorové a ty dále na plnostěnné a prutové. Volba konstrukčních prvků závisí na účelu a využití konstrukce a na

rozměrech konstrukce. Pro náš případ jsou tedy vhodně a snadno využitelné konstrukce jak rovinné, tak prostorové, avšak rovinné prutové konstrukce jsou k účelu technologických plošin plně dostačující, a navíc jsou jejich prvky ze zmíněných možností nejlevnější variantou. Nosná konstrukce ponese svou vlastní tíhu, tíhu samotného vzduchem chlazeného kondenzátoru (dále jen ACC) a doplňkového zařízení potřebného k správnému chodu.

Rovinné konstrukce jsou schopny přenášet jen zatížení, působící v jejich rovině. Zatížení, které působí kolmo k jejich rovině, musí přenést do základů ztužidla konstrukce. Na základě statického principu rozlišujeme soustavy nosníkové, rámové a obloukové. Základní konstrukční prvek nosníkových soustav je nosík, který zatížení přenáší ohybem. U nosníkových soustav vyvozuje svislé zatížení pouze svislé reakce. U rámových soustav, které mají příznivější rozložení momentů, vznikají navíc ještě reakce vodorovné. Největší vodorovné reakce najdeme u obloukových konstrukcí, které jsou však pro naši aplikaci z důvodu geometrie zcela nevhodné [27, 28].

Účinky větru na konstrukci s ACC se do sil v podporách promítnou v závislosti na statickém schématu. V případě příhradové konstrukce (ztužení příhradovými ztužidly) jsou výsledkem zatížení pouze osové síly, pokud je však spojení rámové (rámová ztužidla) jsou sloupy zatíženy také momentem. Pro sestavení nosných konstrukcí technologických plošin zcela dostatečně vyhovuje využití prutových prvků o běžně dostupných profilech.

2.6 Volba materiálu konstrukce

Při volbě stavebního materiálu se především, díky svému venkovnímu umístění konstrukce, funkci a jejím rozměrům, nabízí několik možností. Podmínkám jako je vysoká pevnost, velká únosnost, stálost, odolnost vůči klimatickým jevům a zároveň do jisté míry značná variabilita prvků, vyhovuje hned několik stavebních materiálů. Velmi výhodně je zde využitelná ocel, beton či jejich kombinace - spřažená konstrukce.

Tato práce se věnuje ocelové variantě, a proto zde popíšeme především výhody a nevýhody právě ocelových konstrukcí.

Ocelové konstrukce jsou schopné zajistit díky své vysoké pevnosti subtilní, lehkou a hospodárnou konstrukci, která při zajištění antikorozi a protipožární ochrany vyhovuje technickým požadavkům technologické plošiny pro ACC a konstrukce průmyslových a technologických objektů obecně.

Ocel jako taková je považována za nejkvalitnější z běžně používaných stavebních materiálů, má vysokou pevnost, a proto jsou ocelové prvky subtilní a lehké. Lehkost a subtilita se pak velmi příznivě projeví při přepravě, montáži a v nižších požadavcích na

základy stavby. Konstrukcemi z oceli lze dosáhnout velkých rozpětí a výšek, přičemž jsou schopné přenášet velké zatížení.

Samotná výroba ocelových prvků probíhá průmyslovým způsobem, což zaručuje vysoký standard kvality. Montáž ocelových konstrukcí probíhá velice rychle a bez omezení klimatickými podmínkami. Rekonstrukce ocelových konstrukcí jsou snadné a zpravidla ani není potřeba přerušit provoz a materiál se z 90 % recykluje. V tomto smyslu je ocel vysoce ekologickým materiálem, protože se kompletně recykluje a nezaplňuje skládky.

Nevýhodou ocelových konstrukcí může být nezbytnost ochránit nosné prvky proti korozi a požáru. Ochrana ocelových konstrukcí je technicky vyřešená, ale poměrně finančně náročná [29, 30].

Ocelové konstrukce z tuhých prvků můžeme rozlišit na rovinné konstrukce (nosníkové a rámové) a prostorové konstrukce (rošty a prostorové prutové soustavy) [1]. S volbou konstrukčního a statického systému souvisí i koncepce řešení jednotlivých prvků a spojů konstrukce, které musí zabezpečit předpokládané chování nosného systému. Pro náš případ bude zcela dostatečný rovinný nosníkový systém s vetknutými patkami a kloubovými či polotuhými spoji, který, jak již bylo zmíněno, je výhodný jak z hlediska ceny, tak montáže.

Vodorovné prvky

Obecně se nosníky ukládají na sloupy a nesou střešní či jiné konstrukce nebo slouží jako průvlaky a roznášejí zatížení do svislých nosných prvků konstrukce. Nosníky uložené na sloupy jsou součástí příčné vazby a na sloup jsou připevněny nejčastěji kloubově. Průvlaky se staticky navrhují jako prosté nosníky (připojené jak k měkké, tak i tuhé ose sloupu), spojitě nosníky nebo rámové příčle (což znamená připojení jako tuhý nebo polotuhý styčník na tuhou osu sloupu). Nosníky mohou být plnostěnné nebo příhradové, přičemž každá s variant skýtá další možnosti. U plnostěnné varianty se dle rozpětí volí nosníky válcované, prolamované či svařované. Příhradové nosníky jsou obvykle ekonomičtější řešením zejména u velkých rozpětí, kdy jsou jednotlivé pruty příhradového nosníku tvořeny různými profily dle požadavků a potřeb [1].

Svislé prvky

Pro návrh sloupu je nutné vzít v úvahu statické chování sloupu v konstrukci, konstrukční požadavky, požadavky hospodárnosti a možnosti protipožární ochrany. Sloupy jsou namáhány zejména osovou silou od stálého a nahodilého zatížení. Pokud se jedná o sloup příhradového ztužidla, přibude navíc ještě síla (tlak nebo tah) způsobená zatížením větrem či jinými vodorovnými zatíženími. U sloupů vznikají kromě osových sil také malé ohybové momenty z excentricit přípoju nosníků. Sloupy rámových vazeb jsou namáhány jak

osovou silou, tak momenty od zatížení a posuzují se tedy na oba tyto účinky, vliv momentů je však výraznější.

Sloupy namáhané osovou silou mají obvykle v rovinách příčných i podélných vazeb stejnou vzpěrnou délku, která odpovídá výšce mezi vodorovnými nosnými prvky. V praxi se na tyto sloupy využívají svařované profily HEB pro jejich nízkou pracnost výroby a následnou nenáročnost provádění styků.

Sloupy se podle konstrukčního provedení dělí opět na plnostěnné a příhradové, a to buď s konstantním, nebo proměnným průřezem. Dle uložení na základ lze sloupy rozlišit jako kloubově uložené a vetknuté [1].

Ztužidla

Tuhost konstrukce je nutné vždy zajistit v potřebných rovinách ztužidly. Skelet opatřený ztužidly se pak deformuje při namáhání vodorovnými zatíženími jako prostorová soustava. Ztužidla rozlišujeme opět do několika skupin, a to na ztužidla horizontální, vertikální a rámová.

Horizontální ztužidla přenášejí silové účinky působící ve vodorovné rovině konstrukce, zajišťují prostorovou tuhost, konstrukci proti vybočení v rovině, tvar a geometrii plochy. Tyto ztužidla se umísťují obvykle do krajních polí konstrukce, další se doplní tak, aby vzdálenost mezi nimi nebyla větší než 36 m.

Vertikální ztužidla přenášejí účinky vodorovných sil jako je zatížení větrem, zemětřesením a imperfekcemi. Tato ztužidla mohou mít dvě provedení, a to příhradová a rámová. Při řešení detailů styčnic ztužidel je nutné respektovat předpokládané statické působení stropních nosníků či jiných prvků, vyvarovat se zbytečných excentricit a navrhnout vhodné tvary a přípoje styčnicových plechů z hlediska jejich namáhání. Rámová ztužidla jsou měkčí než příhradová a tedy pro zajištění požadované tuhosti jich musí být více.[1]

Ocelové konstrukce jsou schopné zajistit díky své vysoké pevnosti subtilní, lehkou a hospodárnou konstrukci, která při zajištění protikorozní a protipožární ochrany vyhovuje technickým požadavkům technologické plošiny pro ACC.

2.7 Poloha nosné konstrukce vůči provozu

Při návrhu řešení je třeba počítat s komplikacemi, které mohou nastat s využitím velkopřůměrových trubek u výkonnějších provozů, ale také zajištěním potřebného rozdílu tlaků, dostatečné tuhosti, stability a odolnosti konstrukce vůči zatížení větrem a zemětřesením. Poloha ACC a jeho nosné konstrukce závisí na rozmístění jednotlivých částí provozu, dispozici, prostoru k zastavení a na požadavcích a prioritách provozu. Je zde hned několik možných variant řešení a každá z nich sebou nese určité výhody a nevýhody.

ACC vedle provozu v jeho úzké blízkosti.

Je to jedna z nejpoužívanějších variant, zejména pro malé a střední provozy. Výhodou je zde zejména eliminace ztrát třením díky relativně krátké vzdálenosti potrubí, které přivádí páru z chlazeného provozu do ACC. U menších provozů je zpravidla značně omezený či není vůbec možný provoz pod nosnou konstrukcí ACC a v jeho blízkém okolí z důvodu jejího menšího zejména výškového rozměru.

ACC vedle provozu ve větší vzdálenosti.

Výhodou této varianty je, možnost provozu mezi jednotlivými částmi elektrárny. U vyšších výkonů elektráren je potřebná i větší výška nosné konstrukce v důsledku množství vzduchu potřebného k ochlazení. Výška těchto technologických plošin se tak může vyšplhat až cca ke 40-ti metrům. Varianta je využívána zejména u elektráren velkých výkonů, nevýhodou je však hluk způsobený provozem ACC, který může nepříznivě působit na pracovníky a okolí stavby. Toto umístění je nevýhodné z hlediska vyšších ztrát třením z důvodu delšího potrubí vedoucí páru k ACC.

ACC nad provozem.

Konstrukce ACC může být umístěna jako samostatná nosná konstrukce na střeše provozu. Díky umístění ACC nad provoz je zde pak významná úspora zastavěné plochy. Je zde nejlepší předpoklad pro maximální přímmost a minimální vzdálenost potrubí a tím maximální eliminace ztrát třením. Tato varianta je však omezena výkonem provozu, rozměry a hmotností konstrukce a možnostmi její realizace.

ACC nad provozem, jehož nosná konstrukce je zároveň konstrukcí střechy.

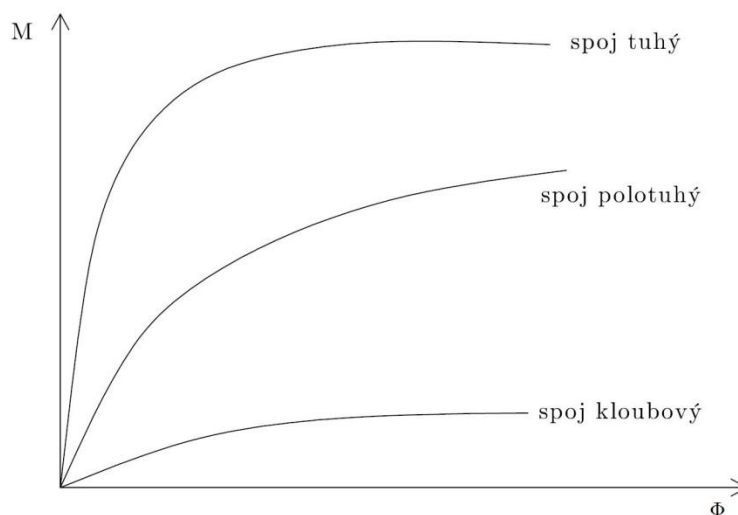
Jedním z provedení technologické plošiny pro ACC může být i nosná konstrukce ACC, která je zároveň i konstrukcí střechy haly provozu. Jako u předchozí varianty je zde výhodou kratší vzdálenost a přímmost potrubí dochází zde k minimalizaci ztrát třením. Další výhodou je značná úspora zastavěné plochy a materiálu při využití jedné nosné konstrukce k více funkcím. Tímto řešením však také vznikají vyšší nároky na tuhost a stabilitu nosné konstrukce haly, zatížením celé konstrukce zejména dynamickým zatížením při provozu ACC. Nevýhodou je opět plošné omezení ACC a tím omezení chladicího výkonu.

2.8 Ocelové styčníky

Obecně styčník je taková část konstrukce, ve které se sbíhá více prvků do jednoho místa, to pak tvoří jeden celek – styčník. Vždy musí platit, že spoj není slabým místem konstrukce, a tedy únosnost styčníku odpovídá minimálně únosnosti spojovaných prvků. Zejména při možném pozdějším přítěžování konstrukce až do vyčerpání únosnosti

nejslabších částí, je toto doceněno. Ocelové styčníky jsou zpravidla šroubované či svařované [29, 31].

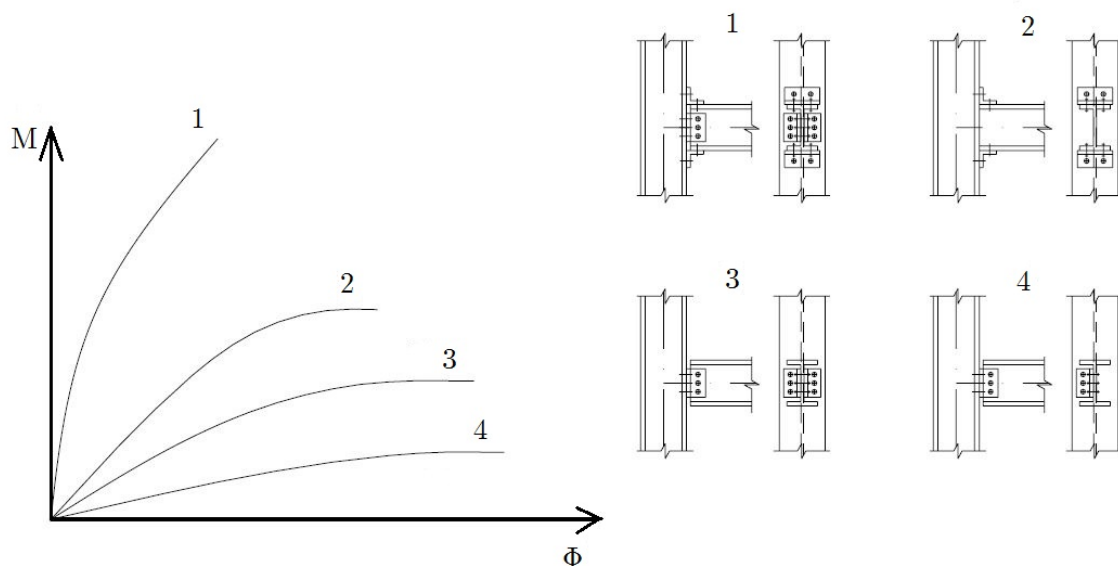
Spoje pak rozlišujeme dle tuhosti, která je posuzována dle vztahu $M-\Phi$ (moment-natočení) viz Obr. 11:.



Obr. 11: $M-\Phi$ diagram, vyjadřující tuhost spoje

V praxi je většina spojů ocelových konstrukcí považována buď za kloubové, nebo tuhé. Pokud mluvíme o tuhém styčníku nebo dokonalém vetknutí, předpokládáme, že v místě spoje nedochází k natočení prutů a tím dochází ke kompletnímu přenosu ohybových momentů a vnitřních sil. Kloubové připojení naopak umožňuje libovolné natočení prutu a přenos osových sil v místě připojení, avšak nepřenáší momenty [29, 32].

Chování skutečného rámového styčníku se však od toho předpokládaného liší. Jednoduše řečeno, tuhý styčník není nikdy tak tuhý, aby dokonale přenesl celý moment, a kloubový styčník není tak „měkký“ aby umožnil dokonalé natočení, a zabránil tak přenosu celého momentu. Momentové chování styčníku se pohybuje tedy někde mezi těmito dvěma zmíněnými případy (kloub – vetknutí). Konečný typ styčníku a tuhost daného spoje závisí na připojení prutů, příklady připojení a jejich pracovní diagramy $M-\Phi$ jsou naznačené na Obr. 12:.

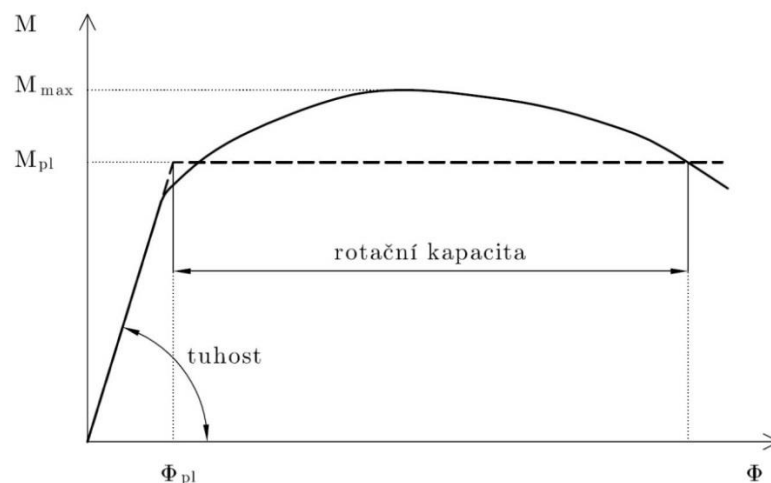


Obr. 12: Příklady pracovních diagramů styčniců pro různě tuhá připojení nosníku ke sloupu

Rámový spoj konstrukce obecně přenáší několik složek vnitřních sil, kterými jsou osová síla, smykové síly, ohybové momenty a kroutící momenty. Když styk převedeme na rovinný problém, je vliv kroutícího momentu vzhledem ohybovému momentu zanedbatelný, a proto uvažujeme pouze přetvoření od ohybového momentu. Na Obr. 12: si můžeme všimnout, že tuhost styčnicu v rovině definuje velikost ohybového momentu a natočení. Přičemž natočení je myšleno nosníku vůči sloupu konstrukce. Pro různé typy spojů pak získáváme různé křivky závislosti $M-\Phi$. Křivky $M-\Phi$ mají nelineární průběh, pouze počáteční část je lineární. Nelinearita je způsobena jevy, jako jsou boulení stěn v místě přípoje, lokální plastifikace přípoje, geometrické a výrobní nepřesnosti nebo nelineární chování materiálu. Křivka „1“ reprezentuje poměrně tuhé spojení prvků. Naopak křivka „4“ velmi poddajné spojení prvků [33-35].

Někde mezi spojením kloubovým a tuhým se nachází spoj polotuhý, které sebou přinášejí řadu konstrukčních výhod. Mezi ně patří například, že při překročení meze kluzu materiálu styčnicu vlivem zatížení, dojde k nadměrné deformaci styčnicu, ale ne ke kolapsu. Tím se zvýší bezpečnost konstrukce (např. při seizmickém zatížení). Pro výpočet tuhosti takového spoje je třeba znát závislost $M-\Phi$. Takový výpočet je však poměrně náročný a nevýhodou je nezanedbatelná nelinearita vztahu $M-\Phi$ [36, 37]. Výpočet je uveden v ČSN EN 1993-1-8 [38]. Tuhost lze však určit i experimentálně [39, 40].

Při posudku únosnosti a tuhosti spoje má nezanedbatelnou roli také deformační schopnost, kterou představuje rotační kapacita, viz Obr. 13:. Spoje vyznačující se velkou deformační schopností, nazývané též duktilní spoje, musí být prováděny konstrukcí s předpokládanou plastickou redistribucí momentů. Duktilní spoje jsou tedy tažné a výhodné z hlediska odolnosti konstrukce při možném přetížení [41, 42].



Obr. 13: Deformační schopnost spoje

Normy ČSN EN 1993-1-8 [38] podrobně specifikuje požadavky pro jednotlivý typ styčnicku [43-46].

2.8.1 Kloubové styčnický

Jsou schopny přenášet vnitřní síly, aniž by vznikaly významné momenty, ovlivňující zbytek konstrukce. Zároveň by měl kloubový styčnick umožňovat natočení od návrhového zatížení. [38] str. 54 5.2.2.

2.8.2 Tuhé styčnický

U tuhých styčnicků lze předpokládat dostatečnou rotační tuhost, která při následné analýze umožňuje využít plné spojitosti [38] str. 54 5.2.2.

2.8.3 Polotuhé styčnický

Polotuhý styčnick se nachází vlastnostmi někde mezi kloubovým a tuhým styčnickem. Nesplňuje podmínky ani jednoho z výše zmíněných typů. Polotuhý styčnick by měl být schopen přenášet vnitřní síly a zároveň momenty. Tento typ styčnicku vykazuje předvídatelnou míru spolupůsobení mezi pruty, která vychází z jeho návrhového pracovního diagramu [38, 47, 48].

Jedna z dalších klasifikací styčnicků je podle jejich únosnosti. Všeobecně lze klasifikovat jako styčnický kloubové, styčnický s plnou únosností nebo styčnický s částečnou únosností porovnáním jeho návrhové únosnosti $M_{j,Rd}$ s návrhovou momentovou únosností prutu, který připojuje [38, 49].

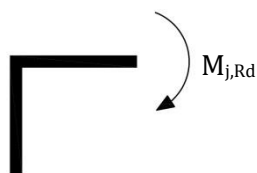
2.8.4 Styčnický kloubové

Styčnick lze zařadit do této skupiny, pokud jeho návrhová momentová únosnost $M_{j,Rd}$ nepřesáhne hodnotu 0,25 násobku návrhové momentové únosnosti požadované pro styčnický s plnou únosností [38].

2.8.5 Styčníky s plnou únosností

Spoj lze takto klasifikovat, pokud splňuje tyto podmínky pro daný případ:

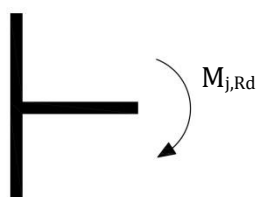
Pro vrchní část sloupu



bud' $M_{j,Rd} \geq M_{b,pl,Rd}$

nebo $M_{j,Rd} \geq M_{c,pl,Rd}$

Po délce sloupu



bud' $M_{j,Rd} \geq M_{b,pl,Rd}$

nebo $M_{j,Rd} \geq 2M_{c,pl,Rd}$

kde $M_{b,pl,Rd}$ je návrhová plastická únosnost připojovaného nosníku;

$M_{c,pl,Rd}$ je návrhová plastická momentová únosnost sloupu.

2.8.6 Styčníky s částečnou únosností

Do této skupiny řadíme styčníky, které nesplňují podmínky pro kloubový styčník ani pro styčník s plnou únosností. Tudíž $M_{j,Rd}$ je větší jak 0,25 násobek návrhové momentové únosnosti a zároveň je tato $M_{j,Rd}$ menší než příslušná plastická momentová únosnost.

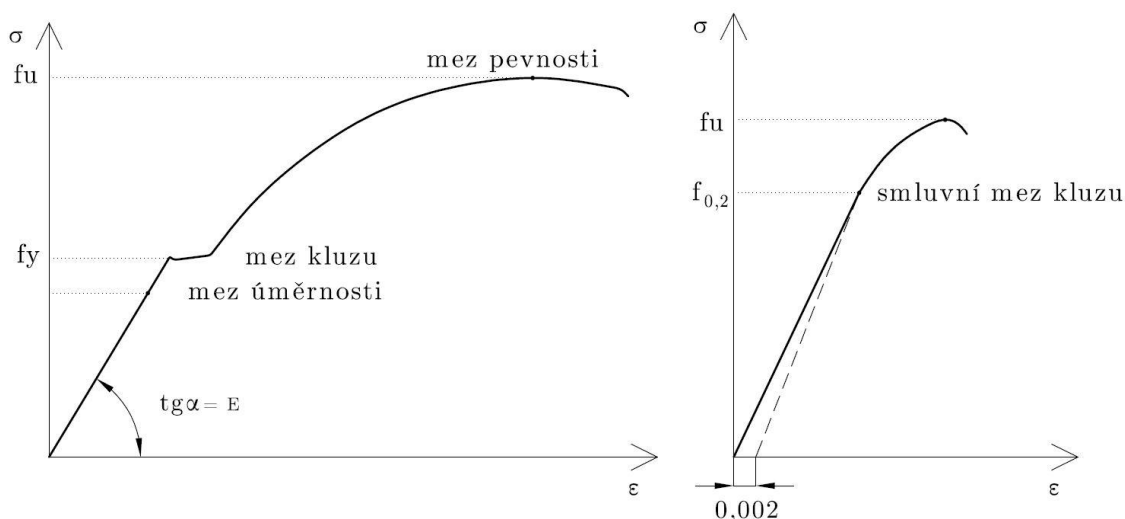
Plastický výpočet konstrukce je možný vždy pokud je $M_{j,Rd} \geq M_{pl,Rd}$. Pokud by nastal případ, že formování plastického kloubu nastane v místě spoje, je třeba, aby spoj disponoval dostatečnou rotační kapacitou. Ta je dosažena vždy když je splněna podmínka $M_{j,Rd} \geq 1,2M_{pl,Rd}$ [38].

2.9 Fyzikální a mechanické vlastnosti oceli

Ocel je homogenním izotropním materiálem, to znamená, že všechny materiálové konstanty jsou nezávislé na směru působení zatížení. Zároveň jsou fyzikální vlastnosti oceli neměnné při změnách chemického složení či tepelného zpracování.

- $E = 210\,000\text{ MPa}$ Youngův modul pružnosti
- $G = 81\,000\text{ MPa}$ Modul pružnosti ve smyku
- $\nu = 0,3$ Součinitel příčné roztažnosti
- $\rho = 7850\text{ kg/m}^3$ Objemová hmotnost
- $\alpha = 0,000012\text{ K}^{-1}$ Součinitel délkové roztažnosti

Základní pevnostní a deformační vlastnosti oceli zjišťujeme tahovou zkouškou. Výsledná závislost mezi napětím a poměrným protažením je znázorněna na tzv. pracovním diagramu. Pracovní diagram pro klasickou stavební ocel je znázorněn na Obr. 14: vlevo, a vpravo pak pracovní diagram pro oceli legované či zpevněné tvářením za studena. Zde lze určit jen smluvní mez kluzu ($f_{0,2}$), odpovídající trvalé poměrné deformaci $\epsilon = 0,002 = 0,2\%$ [29].



Obr. 14: Pracovní diagramy

2.10 Konstrukční vlastnosti

2.10.1 Návrhový pracovní diagram

„Návrhový pracovní diagram styčnicku nosníku se sloupem má odpovídat předpokladům globální analýzy konstrukce a návrhu prutů, viz EN 1993-1-1 [50]. K popisu návrhového pracovního diagramu styčnicku se používají tři základní konstrukční vlastnosti, a to momentová únosnost, rotační tuhost a rotační kapacita.

Rotační tuhost

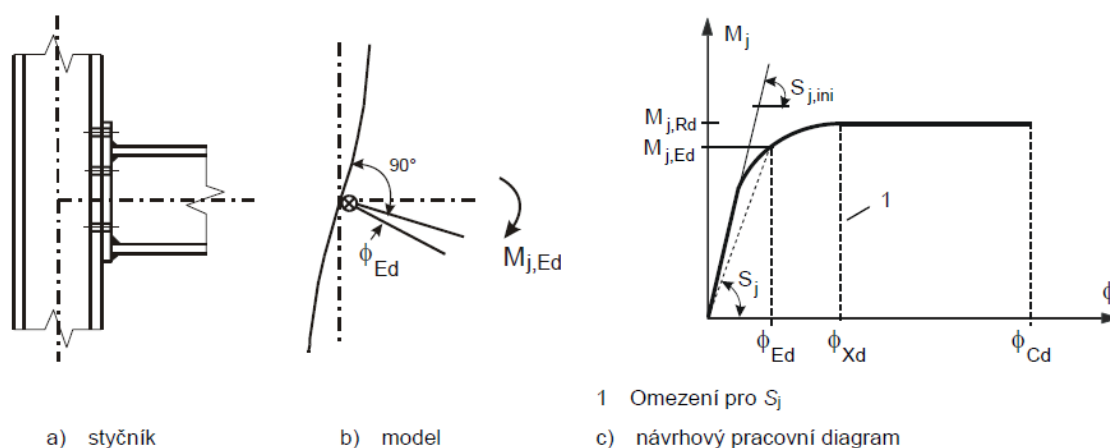
S_j je moment, který je potřeba k vyvolání jednotkového natočení styčnicku. Tuhost spoje zjišťujeme podle poddajnosti jeho základních komponent, popsané pružným, součinitelem tuhosti k_i , který se získá z [38] 6.3.2.

Pro pracovní diagram se S_j použije pro natočení Φ_{xd} , při kterém $M_{j,Ed}$ poprvé dosáhne $M_{j,Rd}$, ale ne pro natočení větší viz Obr. 15: Počáteční tuhost $S_{j,ini}$, která vyjadřuje sklon pružné části pracovního diagramu, se má uvažovat podle [38] 6.1.3.4.

Rotační kapacita

Φ_{cd} , je návrhovou rotační kapacitou styčnicku, která je rovna největšímu natočení na pracovním diagramu viz Obr. 15: Pokud se jedná o tuho-plastickou analýzu, je nutné, aby styčnick v oblasti plastického kloubu disponoval dostatečnou rotační kapacitou. Ta se pak určí podle normy [38] str. 92 6.4.2 či 6.4.3. Návrhové metody jsou však platné pouze pro třídy oceli S235, S275, S355 a zároveň styčnicky, ve kterých návrhová hodnota osové síly N_{Ed} v připojovaných prutech nepřekročí 5% návrhové plastické únosnosti jejich průřezu $N_{pl,Rd}$ [51].

Rotační kapacita styčnicku se nemusí kontrolovat, pokud návrhová momentová únosnost styčnicku $M_{j,Rd}$ je minimálně 1,2násobek plastické momentové únosnosti $M_{pl,Rd}$ průřezu připojovaného prutu. V případech, které nejsou zahrnuty v [38] str. 92 v 6.4.2 či 6.4.3, lze rotační kapacitu styčnicku stanovit zkouškou dle EN 1990, příloha D či použít návrhové modely, založené na výsledcích zkoušek podle EN 1990 [52-55].



Obr. 15: Návrhový pracovní diagram styčnicku [38]

2.11 Únavové zatížení

Základní jednotkou je zátěžný cyklus, který charakterizuje napětí, ale může být analogicky vyjádřen silou, deformací, nebo jinými. Základní zatěžovací režim je pak zatěžování konstantním cyklem, spočívající v periodickém opakování stejného zátěžného cyklu [56].

Podle rozsahu a míry plastické deformace pak rozlišujeme nízkocyklovou únavu, při které plastická deformace probíhá ve značném či celém objemu tělesa a na vysokocyklovou, kdy porucha vzniká jako lokální plastická deformace v mikroskopickém měřítku.

Průběh procesu únavy lze rozdělit do tří hlavních etap, a to iniciace trhliny, šíření trhliny a dolom. Jedná se však o první magistrální trhlínu, která je zachytitelná

defektoskopickými metodami, její velikost zdatelně převyšuje charakteristické rozměry struktury materiálu a její růst probíhá typickým únavovým mechanismem (lze popsat principy mechaniky kontinua) [57].

Samotná etapa iniciace zahrnuje dalších pět stádií a to:

1. Stadium změn mechanických vlastností – týká se celého objemu tělesa
2. Stadium nukleace trhliny – cyklická plastická deformace se na některých místech (zejména u povrchu) koncentruje, až dojde ke vzniku nespojitostí
3. Šíření krátké (strukturní) trhliny – trhliny o velikosti strukturních složek probíhají v nehomogenním anizotropním prostředí a neřídí se mechanikou kontinua
4. Šíření magistrální trhliny – dochází ke koncentraci cyklické plastické deformace na čele únavové trhliny, která skokově roste a je značně velká oproti rozměrům struktury, lze zde aplikovat mechaniku kontinua a LLM
5. Dolom – nestabilní porušení zbytkového průřezu, kdy kritické hodnoty pro trhlínu vyvolané únavových procesem se mohou lišit od případu statického zatěžování, přičemž kritická hodnota K_{fc} (fatigue) pro únavové zatížení bývá obvykle menší než K_c

S narůstajícím rozsahem cyklické plastické deformace klesá životnost (N_f). Právě životnost pak určuje smluvní hranici mezi nízkocyklovou a vysokocyklovou únavou. Kdy životnost pod 10^2 zátěžných cyklů nespádá do kategorie únavy, $10^2 \leq N_f \leq 10^5$ je nízkocyklová únava a $N_f > 10^5$. Životnost se v souvislosti s únavou definuje jako doba lomu = počet cyklů než dojde k lomu N_f [56, 58].

2.11.1 Mechanismus, růst a šíření trhliny a makrotrhliny

Trhlinka obecně roste skluzovými mechanismy v rovině největšího smykového napětí. Tato etapa je poměrně časově náročná, protože rychlost růstu trhliny s její velikostí nejprve klesá (k řádu 10^{-5} $\mu\text{m}/\text{cykl}$) a až po dosažení určité délky se trhlina začne stáčet kolmo na rovinu hlavního tahového napětí. Tato trhlina obvykle dosahuje desetin mm až mm v závislosti na materiálu a napětí a při běžných zkouškách a v provozu nelze nukleaci trhliny zachytit [56, 59, 60].

Trhlinku kolmou ke směru jednoosého zatěžování označujeme jako magistrální trhlínu. Mechanismus růstu trhliny je plastický proces, který lze popsat Lairdovým modelem. Ten vysvětluje vznik striací a statické plastické zóny, která se vytvoří po překročení napětí, kdy se trhlina otevře a prodlouží plastickým skluzovým procesem. Při opětovném snížení napětí se trhlina znovu uzavírá a čelo trhliny se prolamuje a prodlužuje dál, až vzniká cyklická plastická zóna, která způsobuje plastickou deformaci v tlaku při zavření trhliny [61].

Šíření trhliny pak v závislosti na hnací síle trhliny, odporu materiálu proti růstu trhliny a změně velikosti trhliny může probíhat dvěma způsoby a to:

- Stabilním růstem – v tomto případě se trhlina nešíří dále, pokud zatěžující účinek nevzrůstá.
- Nestabilním růstem – trhlina se šíří samovolně bez jakéhokoliv dalšího zatížení.

Přičemž vycházíme z R-křivek pro křehký či tvárný materiál, kde je znázorněna závislosti odporu materiálu proti růstu trhliny na délce trhliny [62, 63].

2.11.2 Životnost při nízkocyklové únavě

Ukazatelem životnosti únavového zatížení je celková doba lomu N_f , která je složena z doby iniciace a růstu trhliny. Po vzniku trhliny dochází v prvku k náhlému poklesu napětí a okamžité ztrátě jeho tuhosti.

Doba iniciace je čas, než dojde v prvku k nukleaci trhliny a doby šíření krátké trhliny. V nízkocyklové únavě (NCÚ) dochází nejprve k nukleaci mikrotrhlin, a to velmi rychle a tím převážná část života vzorku spadá do etapy šíření krátké trhliny. Ve strukturním měřítku nemá krátká trhlina výrazný vliv na mechanické vlastnosti, a proto se prvek uvažuje jako bez trhliny. Růst únavových makrotrhlin popisujeme pomocí parametrů lomové mechaniky, kde je veličinou určující rychlost růstu trhliny NCÚ rozkmit [56, 62].

2.11.3 Životnost při vysokocyklové únavě

O životnosti u vysokocyklové únavy (VCÚ) rozhoduje napětí, a to zejména díky elastickému stavu v makrosopickém měřítku tělesa, téměř nulové hysterezi a faktem, že rozsah poškození slabého místa je určen lokálním rozkmitem plastické deformace, který je ale jednoznačně dán elastickou deformací okolí.

Za předpokladu elastického kontinua lze určit stav napjatosti a deformace na čele trhliny pomocí LLM. Růst trhliny VCÚ lze tedy popsat parametry lomové mechaniky, které zahrnují tvar a místo trhliny, těleso a způsob zatěžování [56].

K popisu stavu napjatosti v blízkosti čela trhliny se zde využívá tzv. faktor intenzity napětí K , který je definován pro jednotlivé módy namáhání (K_I – tahový, růst trhliny je řízen tahovou složkou tenzoru napětí σ_y , K_{II} – rovinný smykový, růst trhliny je řízen smykovou složkou tenzoru napětí τ_{xy} , K_{III} – antirovinný smykový, růst trhliny je řízen smykovou složkou tenzoru napětí τ_{yz}). Faktor intenzity napětí je jednou z často využívaných veličin lomové mechaniky a to právě pro posouzení stability trhliny [58, 64].

2.11.4 S-N křivky

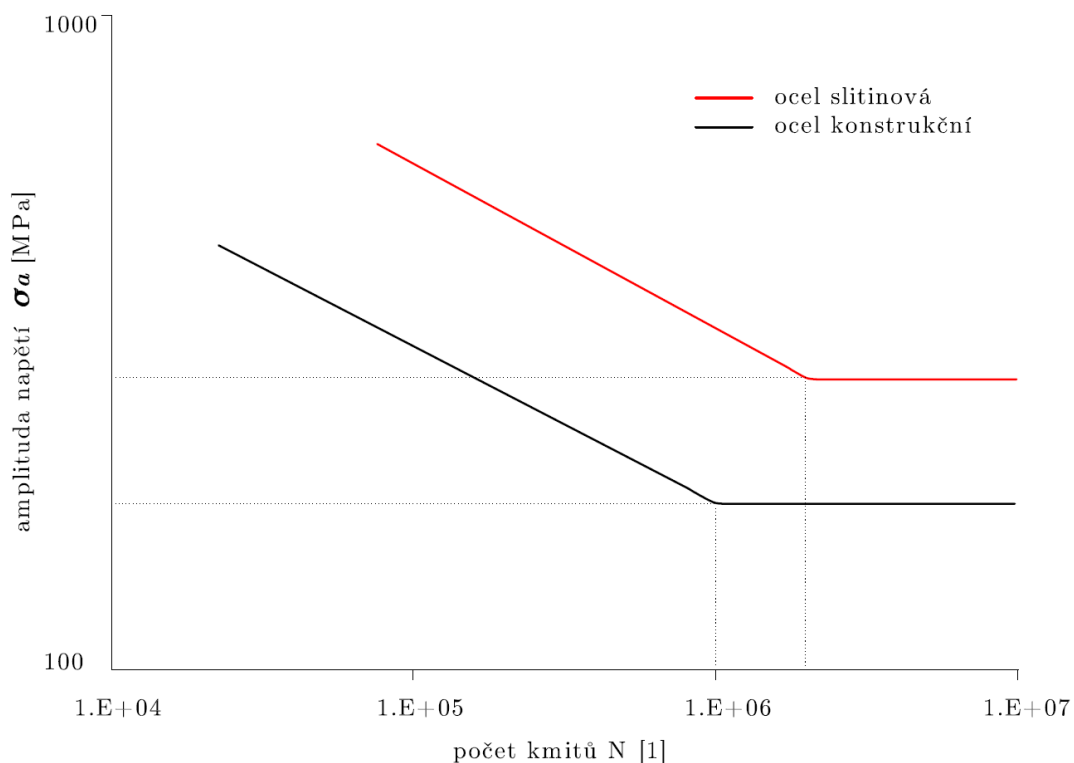
Při studiu únavy se tedy vždy pro daný vzorek určují únavové křivky, ty vyjadřují odolnost objektu vůči únavovému kmitavému zatížení. „Přesněji tyto křivky udávají

závislost sledovaného parametru zatížení na době provozu, která je obvykle hodnocena počtem absolvovaných kmitů nebo půlkmitů. Parametrem zatížení může být přímo zatěžující účinek působící na součást (např. síla nebo moment), u zkoušek vzorků potom nominální napětí či deformace. Podle křivek, které byly určeny zkouškou únavy reálných dílů, lze predikovat životnost při jiných velikostech zatížení nebo i při složitém zátěžném spektru. Nevýhodou takových křivek je nemožnost jejich přenosu na jinou součást. Pokud se jedná o základní únavové zkoušky, které mají charakterizovat únavovou odolnost daného materiálu při určitých fyzikálních podmínkách, používá se obvykle hladkých leštěných vzorků malých rozměrů (např. kruhových vzorků průměru 7 až 10 mm). Kritériem odolnosti je potom amplituda kmitu vyjádřená nominálním napětím nebo nominální poměrnou deformací. Jestliže chceme získat únavové vlastnosti tvarově složitých míst nebo technologických uzlů (např. svarů nebo jinak technologicky zpracovaných částí konstrukce), pracujeme se složitějšími vzorky, jako jsou vzorky s vruby (otvory, zápichy), nýtované a svařované vzorky a podobně. Hodnoty "nominálního" namáhání jsou potom obvykle vztahovány k danému referenčnímu místu sledovanému např. tenzometricky.“ [65].

U vysokocyklové únavy se jako základní znázornění ustálilo závislost nominální amplitudy napětí na počtu kmitů (A. Wöhler). Tuto křivku můžeme najít pod označením Wöhlerova nebo S-N křivka a definuje závislost hodnot střídavého napětí S a počtu cyklů do selhání N materiálu při daném koeficientu napětí. Možná alternativa pro koeficient napětí je střední namáhání. Pro materiál může být definováno více křivek s různými poměry napětí. Na každé hladině zatížení se zkouší několik vzorků a u každé křivky by měla být uvedena spolehlivost neboli pravděpodobnost porušení [66].

Obecně lze mez únavy σ_c definovat jako maximální možné napětí, při kterém ještě nedojde k lomu ani po dosažení smluvní hranice.

„U běžných kovových materiálů je typický zlom této křivky v oblasti $N_c = 10^6$ až 10^7 kmitů. U konstrukčních ocelí lze mezní amplitudu napětí pro druhou větev nad bází N_c považovat za konstantní a definující tzv. *mez únavy* σ_c . Vysokopevnostní slitinové oceli, slitiny lehkých kovů a některé další materiály nevykazují tuto asymptotickou závislost a definujeme časovanou mez únavy vztaženou k danému počtu kmitů, např. $\sigma_{CN=10^7}$ „ [65].



Obr. 16: Únavová křivka napětí

2.12 Přístupy k určení tuhosti styčnicku

2.12.1 Klasifikace styčnicků podle normy EN 1993-1-8 [38]

Pro klasifikaci styčnicků používáme normu EN 1993-1-8 [38], která shrnuje informace o navrhování a posuzování ocelových styčnicků. Jsou zde uvedeny metody pro řešení rámu jako celku, způsoby modelování a zatřídění ráků. Kromě toho norma shrnuje způsoby chování styčnicků. Uvádí se metody pro zatřídění styčnicků, pro vytváření matematického modelu styčnicku, výpočet únosnosti, tuhosti a maximálního pootočení styčnicku. Je zde uvedena řada typů styčnicků a uvádí se možné metody řešení každého z nich [67-69].

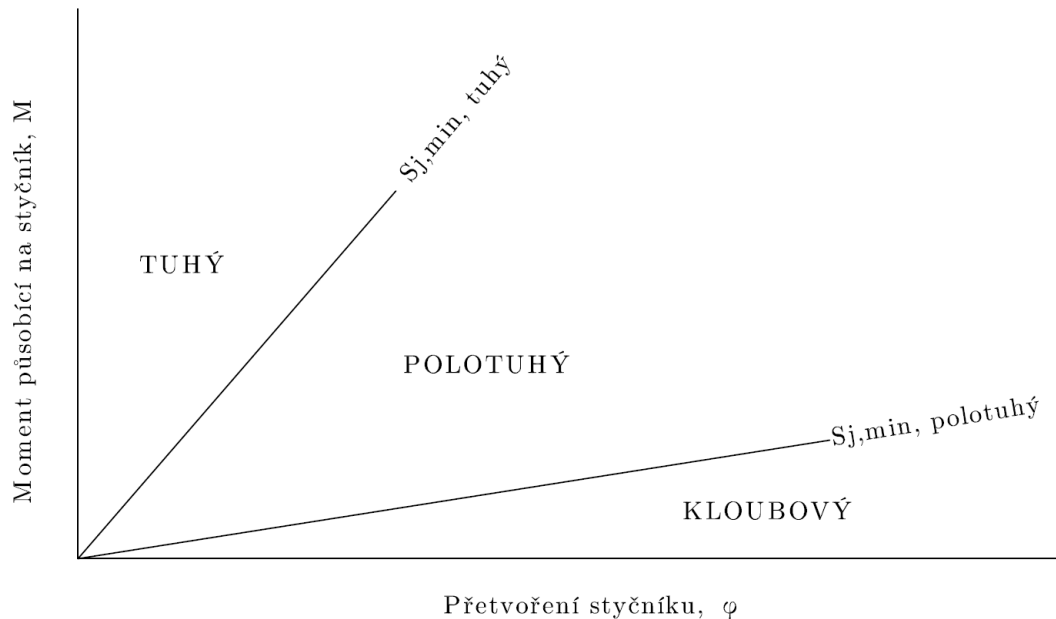
Doporučení EN 1993-1-8 [38] pro celkové řešení rámu jsou následující:

- řešení pružné – lineární vztah mezi přetvořením a napětím se předpokládá i v případě, že pruty a styky mohou být částečně zplastizovány vzhledem k vysoké hladině napjatosti. EN 1993-1-8 [38] ukazuje, že tento přístup je vhodný i v případě uvažování nelineárního chování styčnicků
- plastické řešení – toto řešení zahrnuje tuho-plastické a pružně plastické postupy řešení

Pružné řešení je bližší inženýrské praxi a většina softwaru je založena na tomto přístupu. Pokud používáme celkové pružné řešení, vyžaduje EN 1993-1-8 [38], aby styčnický

byly vyhodnoceny a zatříděny podle jejich tuhosti. Tři třídy styčnicků (Obr. 17:) jsou zpracovány a užívány na základě kritérií.

Hranice mezi jednotlivými třídami styčnicků jsou znázorněny na Obr. 17:. Podobný systém roztrřídění byl doporučen Bjorhovdem [70]. Tento systém uvažuje tuhost styčnicku a únosnost na základě bezrozměrných veličin vztažených k vlastnostem rámových příčlů [71, 72].



Obr. 17: Zatřídění styčnicků dle tuhosti

kde je

$S_{j,min,tuhý}$ - mezní tuhost styčnicku mezi tuhým a polotuhým styčnickem

$S_{j,min,polotuhý}$ - mezní tuhost styčnicku mezi polotuhým a kloubovým styčnickem

Roztrřídění styčnicků slouží k tomu, abychom zjistili, zda je nutné zahrnout chování polotuhých styčnicků do celkového řešení konstrukce. Roztrřídění styčnicků tedy stanoví jednoduchá kritéria, která určí, jak velká musí být tuhost styčnicku, aby bylo možné styčnick zařadit mezi tuhý, polotuhý anebo jako kloubový styčnick. Jestliže počáteční tuhost styčnicku nespadá mezi tuhé nebo poddajné, potom musí řešení zahrnovat skutečnou poddajnost styčnicku [33, 44, 73, 74].

2.12.2 Matematické modely styčnicku

Doposud již bylo publikováno mnoho matematických modelů, které mají vystihovat chování polotuhého styčnicku [33, 70, 75]. Převážná část modelů se ovšem nehodí pro

praktické použití, protože vyžaduje přesnou znalost materiálových a geometrických nelinearit.

V současnosti je nejvíce používané matematické vyjádření křivky $M-\varphi$, která co možná nejvíce odpovídá experimentálním zkouškám styčnicků. Matematické vztahy jsou často zjednodušovány pro snazší následné zpracování, ale za cenu méně přesných výsledků. Na druhé straně, při výrobě a montáži prvků vznikají v konstrukci vlivy, které nelze přesně vystihnout, a tak je přibližná formulace postačující.

Na počátku výzkumu polotuhých styčnicků byly použity lineární závislosti křivky $M-\varphi$. Tuto závislost lze použít, ale má mnoho nevýhod. Lineární model platí pouze v malé počáteční části pracovního diagramu styčnicku. O něco přesnější vyjádření je pomocí bilineární křivky nebo po částech lineární model [70, 75]. Po částech lineární model je složen z několika lineárních částí, které na sebe v jednom bodě navazují. Vzhledem k tomu, že tato závislost je jenom po částech spojitá, je velice obtížné její praktické použití. Funkce B-spline [76] vystihuje lépe chování styčnicku, vyžaduje ovšem znalost většího počtu dat pro její vyjádření. Velice vhodným vyjádřením pracovního diagramu styčnicku $M-\varphi$ je polynomická funkce Frye a Morrise [75].

Lui a Chen [77] použili exponenciální funkci pro vyjádření závislosti $M-\varphi$. Tento model vystihuje velice dobře monotónní nelineární chování styčnicku. Dalším vhodným vyjádřením je tříparametrická rovnice podle Colsona a Louveau nebo Kishi a Chena [75]. Tříparametrické vyjádření je méně přesné než B-spline nebo exponenciální funkce, ale vyžaduje znalost menšího množství experimentálních hodnot [33].

2.12.2.1 Frye – Morrisův polynomický model

Polynomický model se často používá v inženýrské praxi. Model užívá metodu nejmenších čtverců pro odvození konstant polynomu.

$$\varphi = C_1 (KM) + C_2 (KM)^3 + C_3 (KM)^5 \quad (1)$$

kde je

φ – natočení styčnicku

K – parametr typu a geometrie spoje

C_1, C_2 a C_3 – tvarové parametry polynomu

M – ohybový moment

První derivace funkce G (modulu pružnosti ve smyku) vyjadřuje tangenciální tuhost styčnicku v bodě. V blízkosti vrcholů polynomu se může vyskytnout záporná první derivace, která v tomto případě nemá z fyzikálního hlediska smysl, ale může způsobit určité obtíže při výpočtu modelu [33, 75].

2.12.2.2 Exponenciální model

Pro vyjádření pracovního diagramu styčnicku „moment – natočení“ exponenciálním modelem je nutné znát větší množství experimentálně získaných hodnot. Při nedostatku těchto hodnot lze provést lineární interpolaci pro získání mezilehlých bodů pracovního diagramu styčnicku [75].

$$M = M_0 + \sum_{j=1}^m A_j \left[1 - \exp\left(-\frac{\varphi}{2^{j*\alpha}}\right) \right] + \sum_{k=1}^n R_k (\varphi - T_k) * H[\varphi - T_k] \quad (2)$$

kde je

φ – natočení styčnicku

M_0 – počáteční ohybový moment

A_j, R_k – tvarové parametry funkce

$H[\varphi]$ - funkce, jejichž hodnota se rovná 1 pro $\varphi \geq 0$ a 0 pro $\varphi < 0$

T_k – počáteční natočení styčnicku v k-tém bodu.

α – parametr numerické stability funkce

2.12.2.3 Tříparametrický model

Následující vztah vyjadřuje základní formulaci tříparametrického modelu [75].

$$M = \frac{S_{j,ini} \varphi}{\left[1 + \left(\frac{\varphi}{\varphi_0} \right)^n \right]^{1/n}} \quad (3)$$

kde je

φ – natočení ve styčnicku

φ_0 – natočení styčnicku při dosažení meze kluzu materiálu

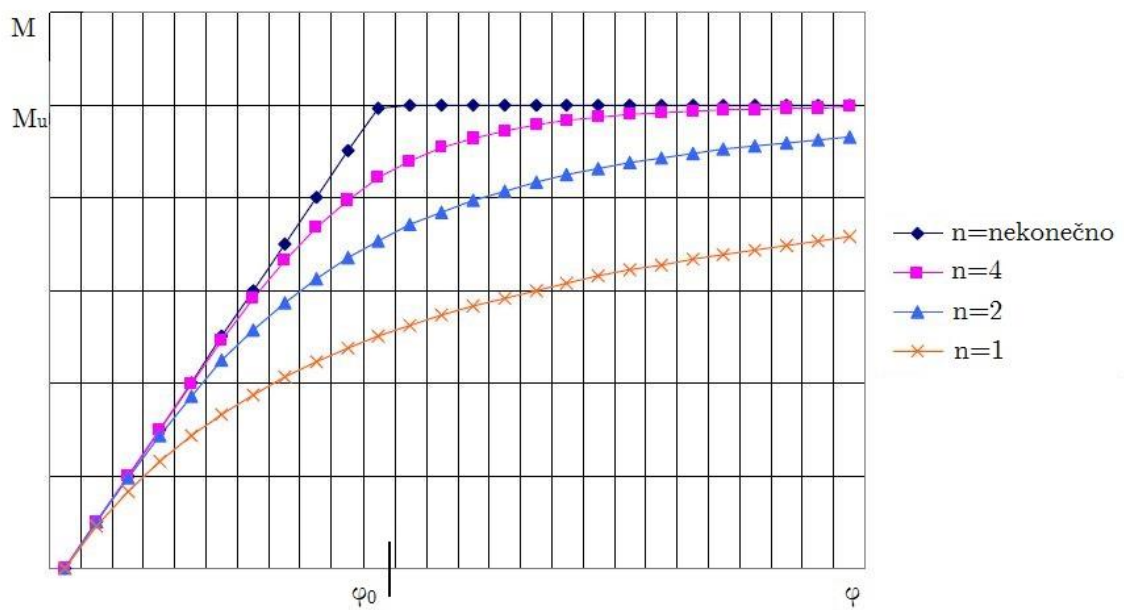
$S_{j,ini}$ - je počáteční tuhost styčnicku

M – ohybový moment

n – tvarový parametr křivky

Tvarový parametr křivky n lze odvodit pomocí metody nejmenších čtverců. Tento model je vhodný pro poměrně přesné a rychlé vyjádření nelineárního chování rovinné rámové konstrukce. Počáteční tuhost $S_{j,ini}$ a natočení styčnicku φ může být přímo odvozeno ze vztahu (3).

Tříparametrický model



Obr. 18: M - φ znázorněné pomocí tříparametrického modelu [33]

Tečná tuhost styčnicku $S_{j,T}$

$$S_{j,T} = \frac{dM}{d\varphi} = \frac{S_{j,ini}}{\left[1 + \left(\frac{\varphi_0}{\varphi}\right)^n\right]^{(n+1)/n}} \quad (4)$$

Natočení styčnicku φ

$$\varphi = \frac{M}{S_{j,ini} \left[1 - \left(\frac{M}{M_u}\right)^n\right]^{1/n}} \quad (5)$$

2.12.3 Analytické modely

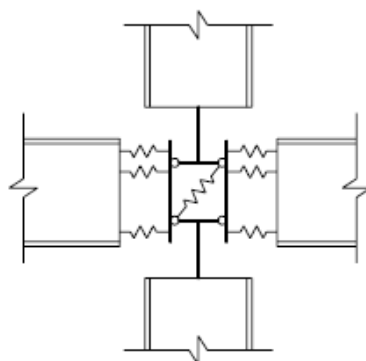
Analytické modely jsou založeny na aplikaci principů teorie pružnosti a plasticity tzn. rovnováhy, kompatibility a pracovního diagramu jednotlivých materiálů. S užitím těchto principů je popsáno chování určujících částí styčnicku pro vytvoření křivky „moment – natočení“. Metoda je založena na následujícím:

- vhodný popis experimentů pro pozdější určení křivky „moment – natočení“
- pružná analýza počátečního stavu, výběr rozhodujících prvků a odhad počáteční tuhosti
- plastická analýza mezní tuhosti
- popis křivky natočení vhodným matematickým zápisem při znalosti počáteční tuhosti dle kap. 2.12.2 [33, 78-80]

2.12.4 Mechanický model – metoda komponent

Styčnick si můžeme představit jako soustavu tuhých a poddajných součástí, které vyjadřují chování jednotlivých částí styčnicku. Nelineární závislosti pro jednotlivé části styčnicku získáme experimentálně. Základem metody komponent je rozdělení styčnicku na jednotlivé komponenty neboli diskretizace styčnicku. Lze rozlišit komponenty namáhané tahem, tlakem a smykem. Chování komponentu je obecně popsáno nelineární závislostí přetvoření δ na síle F . Závislost těchto dvou veličin lze podle použitého modelu pracovního diagramu zjednodušit na popis počáteční tuhosti, únosnosti a tažnosti komponentů [81, 82].

Pracovní diagram celého styčnicku lze sestavit z pracovních diagramů jednotlivých komponentů. Je třeba zachovat geometrické okrajové podmínky, tj. skutečnou polohu komponentů ve styčnicku a polohu působících sil. Metoda komponent zahrnuje i nelineární vlivy v chování styčnicku, jako je zpevnění materiálu nebo membránový efekt. Při výpočtu pomocí metody komponent se využívá řada zjednodušení a předpokladů např. předpoklad bývá, že komponenty působí v rovině. Pouze v této rovině se provádí výpočet. Dalším předpoklad může být, že komponenty se budou chovat pružno-plasticky, tj. budou mít bilineární pracovní diagram [83, 84].



Obr. 19: Možnost rozložení styčnicku pomocí metody komponent[33]

2.12.5 Metoda konečných prvků (MKP)

Pro většinu úloh teorie pružnosti je možné sestavit diferenciální rovnice nebo soustavu parciálních diferenciálních rovnic. Vzhledem k povaze rovnic jsme schopni řešit tyto rovnice pouze numericky. Výjimku tvoří např. elementární vzorce pro složky napětí podle Navierovy teorie prutů. Typickým příkladem je stěnová popř. desková rovnice [85], [86].

Způsob řešení diferenciálních rovnic je (po formulaci diferenciální rovnice a okrajových podmínek) z hlediska praktického využití nejdůležitější část analýzy konstrukce. Jen zřídka je možné nalézt řešení v uzavřené formě při daných okrajových podmínkách.

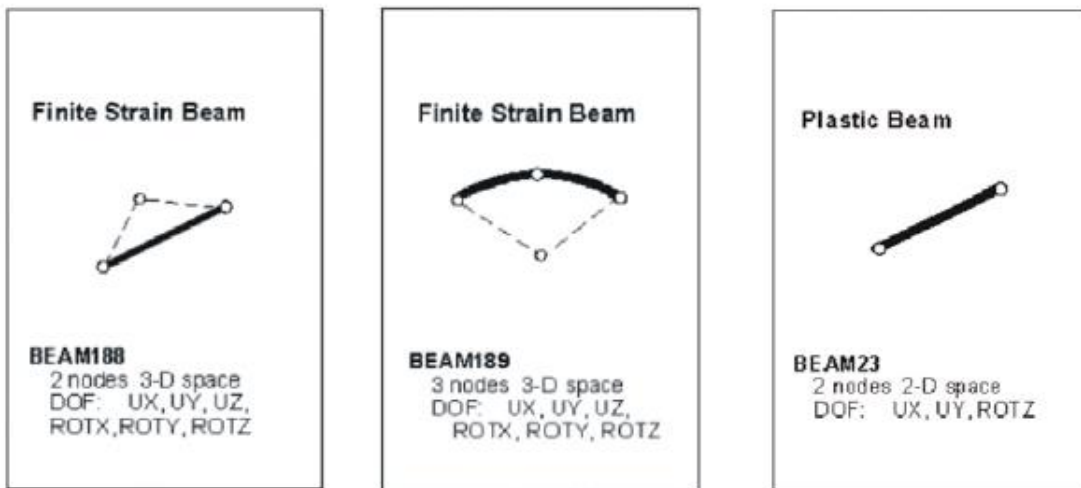
Příkladem je Eulerovo řešení diferenciální rovnice stability tlačného prutu, nebo Boussinesqovo řešení napjatosti pružného prostoru.

Při řešení diferenciálních rovnic některou ze starších metod (např. metodou sítí), dochází při numerickém zpracování diferenciálních rovnic k náhradě spojitého řešení nespojitým, což znamená řešení soustavy diferenciálních rovnic, které přesně vystihují chování konstrukce nepřesným způsobem [87].

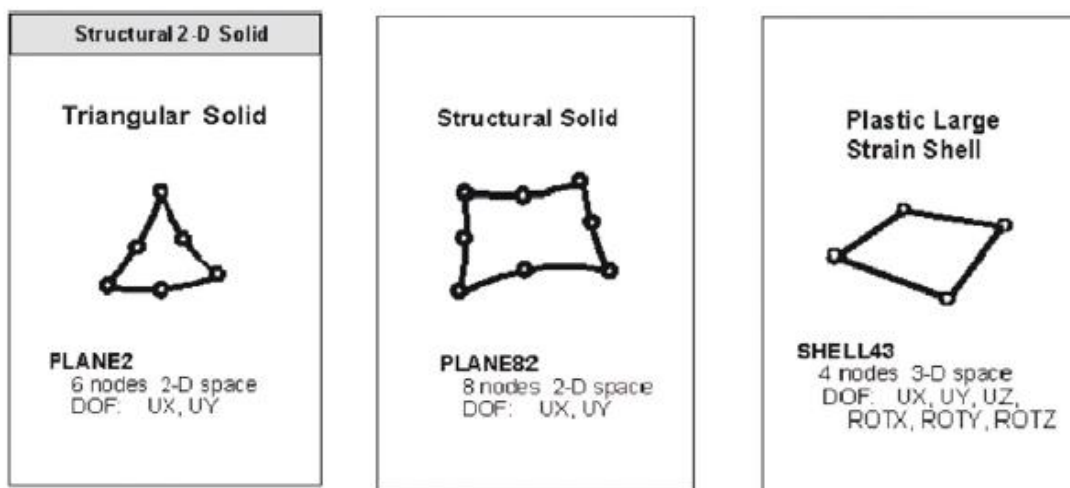
Metoda konečných prvků se liší např. od metody sítí zejména v jedné podstatné věci. Při řešení metodou sítí MKP se vnáší nespojitost do řešení na samém počátku. Děje se to v okamžiku, kdy za model reálné konstrukce zvolíme konečný počet jejích částí, jejichž rozměry jsou sice malé vzhledem k rozměrům celku, ale ne však zcela zanedbatelné. Těmto částem přisoudíme vzájemné spojení jen v konečném počtu uzlů, což znamená, že řešíme soustavu lineárních rovnic, které méně přesně vystihují chování konstrukce přesným způsobem. Předpoklad bodové souvislosti ovšem vyvolává nové problémy s dislokacemi podél dotykových linií, resp. ploch. Tato aproximace, kterou lze nazvat diskretizací, je ryze geometrické povahy. Části konstrukce vytvořené popsáním způsobem nazýváme konečnými prvky [88-90]. Volba tvaru konečných prvků závisí na geometrii konstrukce. Prvky lze rozdělit do tří základních skupin na:

- liniové (prutové) Obr. 20:
- plošné (deskové, skořepinové) Obr. 21:
- prostorové Obr. 22:

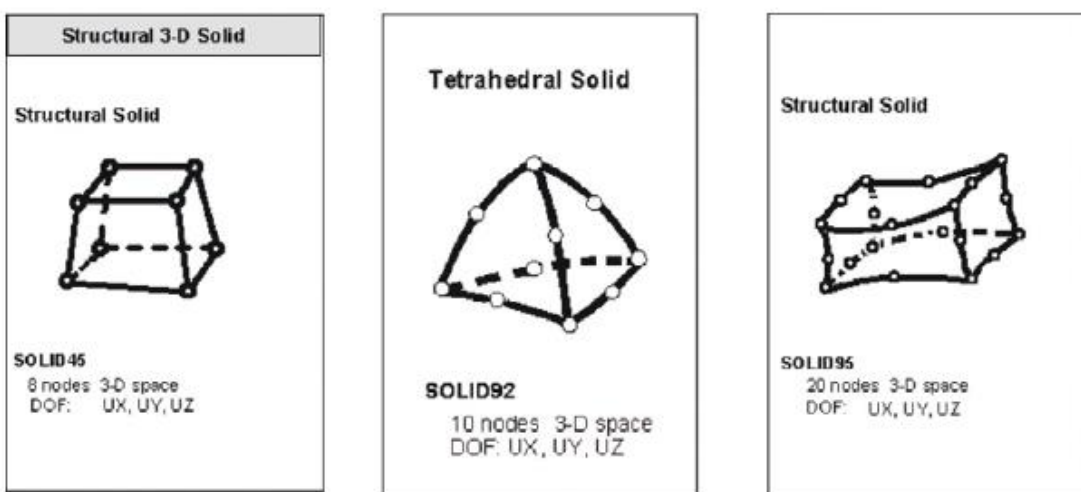
Existuje rozsáhlá škála již odvozených konečných prvků [91-95]. Prvky se mezi sebou liší především definovanými fyzikálními vlastnostmi jednotlivých prvků, počtem stupňů volnosti v jejich uzlech. Mezi jednotlivé uzly lze také vložit vhodnou aproximační funkci, která slouží k zjištění fyzikálních veličin uvnitř prvku. Některé prvky umožňují ve výpočtu uvažovat anizotropní vlastnosti materiálu, nebo nelineární průběh pracovního diagramu materiálu, ale i výpočet proudění kapalin, magnetického pole těles atd. [91-95].



Obr. 20: Příklad prutových prvků používaných programem Ansys



Obr. 21: Příklad plošných prvků používaných programem Ansys



Obr. 22: Příklad prostorových prvků používaných programem Ansys

3. NÁVRH A OPTIMALIZACE NOSNÉ KONSTRUKCE MODULOVÝCH ŘAD

Nosné konstrukce ACC se řešily ve dvou typových řadách, a to A a B. Podle nároků na umístění a požadovaný výkon provozu se volí velikost modulu a počet jednotek ACC, který dále určí potřebnou výšku sání a tím výšku nosné konstrukce kondenzátoru. Typ jednotky A se vyznačuje šířkou jednotky 7,75 m a tepelným výkonem 5 MW a typ jednotky B šířkou 11,85 m tepelným výkonem 12,5 MW.

Na základě požadavků a parametrů konstrukce byly navrženy základní zatěžovací stavy, kde bylo zahrnuto působení větru, sněhu, seismicity a zatížení od konstrukce ACC. Poté byly vytvořeny prvotní modely základních jednotek konstrukcí v programu Scia Engineer. S těmito modely o jedné jednotce však nebylo možné dispozičně pracovat, a proto byly postupně dopracovány další modely o více jednotkách. Pro změnu dispozice například ztužidel bylo nutné vytvořit model minimálně o třech jednotkách.

Po těchto základních návrzích byly zpřesněny a namodelovány nové dispozice. To znamenalo především redukcí počtu prvků a přehodnocení tvarů a umístění ztužidel. Byly zde uvažovány varianty, lišící se rozmístěním vodorovného ztužení, kdy každá z variant přináší celou množinu výhod a nevýhod. Základním rozdílem v uspořádání ztužidel je buď jejich koncentrace do jednoho modulu se sousedními moduly bez ztužení, nebo naopak rozmístění velkého počtu ztužidel po celé ploše konstrukce. První řešení, koncentrující ztužidla do jednoho (nebo několika málo) modulů, má výhodu v možnosti užití jednodušších a subtilnějších prvků pro běžná pole bez ztužidel, s redukcí počtu přípoju a volným prostorem pod plošinou kondenzátoru, naopak nevýhodu v užití dvou různých sestav konstrukčních dílců – jiné pro běžná pole, jiné pro pole se ztužením. Druhé řešení, s rovnoměrně rozmístěnými ztužidly, naopak používá jednu sadu prvků ro všechna pole, ale tato sada je konstrukčně náročnější. Navíc prostor pod kondenzátorem je přehrazen diagonálami ztužidel ve všech polích.

Dále se doplnila konstrukce nesoucí ventilátor a její návaznost na okolní prvky. Byly doplněny také manipulační lávky přes každý ventilátor, na kterých je umístěn motor ventilátoru. Doplnily se nové zatěžovací stavy od přetlaku, který vzniká nasáváním vzduchu do konstrukce ACC. Dynamické zatížení axiální a radiální silou, které otáčením ventilátoru (uvažována rotující excentrická hmota dle specifikací dodavatele). Mimořádný zatěžovací stav vzniklý destrukcí lopatky ventilátoru. A také již zmíněné zatížení motorem na manipulační lávku.

Po zpřesnění požadavků na dispozici jednotlivých prvků nosné konstrukce základní jednotky a zatížení došlo k přemodelování a znovu zatížení stávajících A jednotek. Poté započalo modelování další řady - B jednotek. Tyto jednotky jsou rozměrově odlišné od řady A jednotek. Z tabulky je pak při porovnání použitých průřezů pro stejnou dispozici, avšak různých rozměrech základního modulu A a B zřejmé kolikanásobné navýšení průřezů a tedy výhodnost při určitých rozměrech konstrukce.

Dále byla práce soustředěna na porovnání dvou možností ztužení, které se lišily aplikací různého počtu a rozmístění vodorovných ztužovacích prvků. Výsledky byly vyhodnoceny se všemi možnými navazujícími skutečnostmi a důsledky spojené s řešením každé uvažované varianty. Tento bod je důležitý pro dosažení optimálního řešení.

V další fázi návrhu proběhla modelace extrémních podmínek v podobě zvýšeného zatížení větrem, seismicitou a různými kombinacemi těchto extrémních a běžných stavů. Tyto kombinace byly aplikovány na dvě dispozičně odlišné varianty A jednotek.

3.1 Uvažovaná zatížení

Zatížení větrem

Zatížení větrem bylo navrženo pro II. větrnou oblast ($v_{b,0} = 25$ m/s) a I. kategorii terénu a bylo počítáno dle ČSN-EN-1991-1-4 [96]. Zatížení větrem bylo uvažováno po celé výšce konstrukce konstantní s nejvyšší vypočtenou hodnotou.

Pro porovnání vlivu zatížení větrem byla do výpočtu zahrnuta a uvažována nová extrémní hodnota větru $v_{b,0} = 50$ m/s.

Zatížení sněhem

Při základním návrhu se počítalo s umístěním konstrukce v III. sněhové oblasti ($s_k = 1,5$ kN/m²) dle normy ČSN-EN-1991-1-3 [97]. Bylo počítáno s tím, že sníh ze stěn kondenzátoru, které jsou pod úhlem přibližně 60°, sklouzne a zůstane ležet v patě těchto stěn. Sníh je tedy uvažován jen na průvlaky vedené ve směru kondenzátorů.

Zatížení seismicitou

U zatížení seismicitou bylo uvažováno umístění konstrukce v České republice, což odpovídá zrychlení 0,1g. Tento předpoklad je v souladu s ČSN EN 1998-1 [98]. To je pak ve výpočetním modelu zohledněno boční silou o velikosti 1 kN.

Pro porovnání vlivu zvýšené seismicity byly do výpočtu zahrnuty a uvažovány varianty seismicity:

- velmi malá 0,05g
- malá (běžná) 0,1g
- velká 0,5g

Zatížení od motoru na most

Motor, který uvádí do provozu ventilátor, je umístěn na mostu nad samotným ventilátorem. Most zároveň slouží jako provozní lávka. U jednotky typu A je hmotnost motoru 810 kg a u jednotky typu B je 1 047 kg. Tato hmotnost byla rozpočtena na nosníky lávky.

Zatížení přetlakem

Zatížení přetlakem vzniká nuceným vhněním vzduchu do samotné konstrukce kondenzátoru pomocí ventilátoru. Tento tlak je zohledněn zatížením o velikosti 1kN/m² na podlahu.

Zatížení axiální a radiální silou od vrtule

Pro typ jednotky A má radiální síla velikost 101 N a axiální 3 094 N. Pro typ jednotky B má radiální síla velikost 170 N a axiální 10 738 N. Tyto síly působí na konstrukci ventilátoru, která je poté přenesena na okolní nosné prvky.

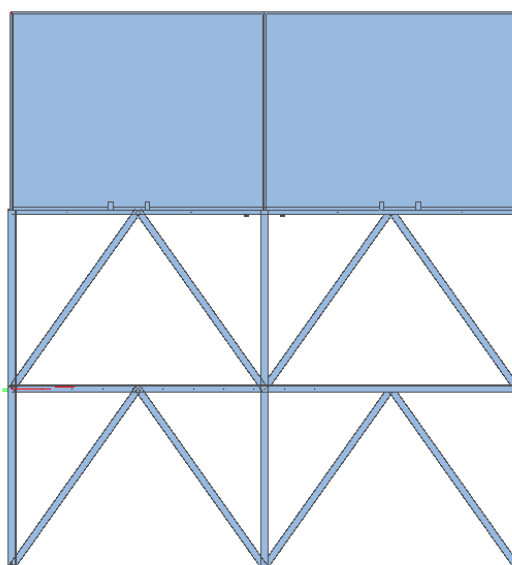
Mimořádný stav – upadlá lopatka vrtule

Tento stav byl vypočten pro šestilistovou vrtuli ventilátoru Cofimco s maximální rychlosti vyvinutou vrtulí 46,1 m/s.

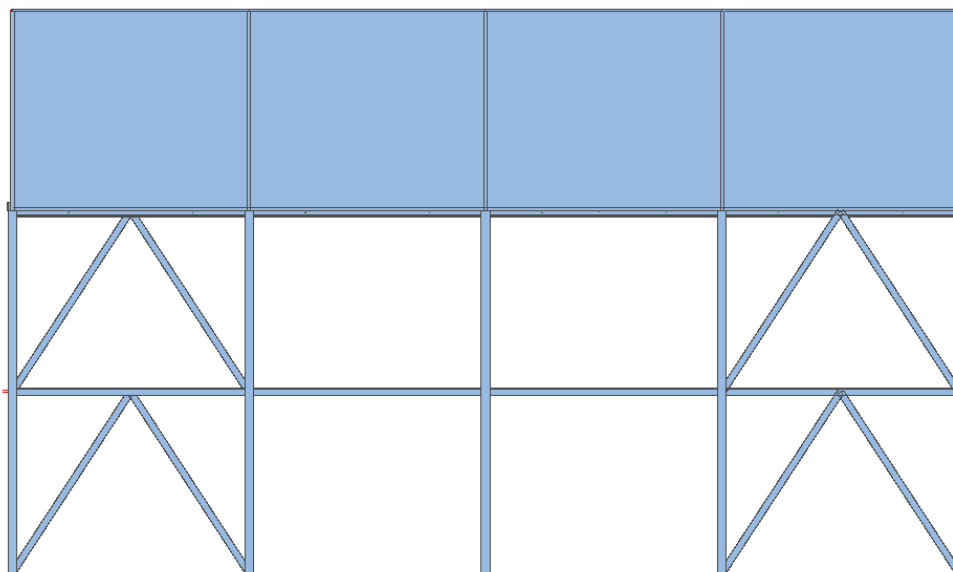
3.2 Nosná ocelová konstrukce technologické plošiny

Již na úplném počátku byl návrh nosné konstrukce rozdělen na dvě základní jednotky typu A a B a s těmi se pak dále pracovalo.

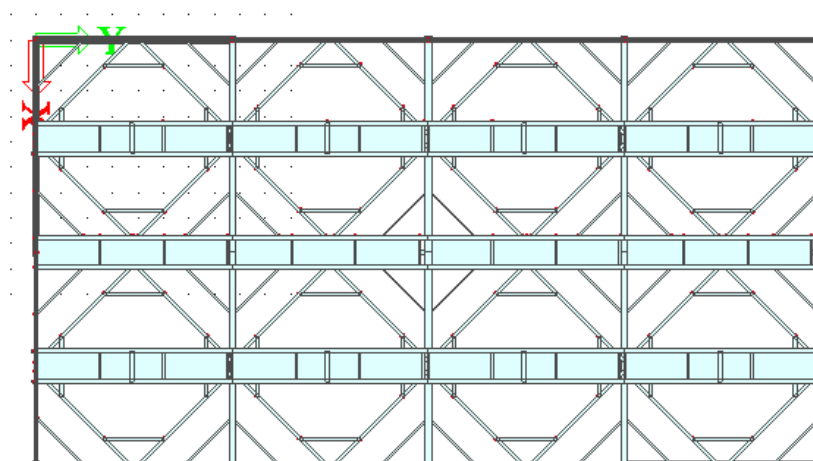
3.2.1 Příklad schéma nosné konstrukce A jednotky o dispozici 4x2



Obr. 23: Schéma - pohled osa X

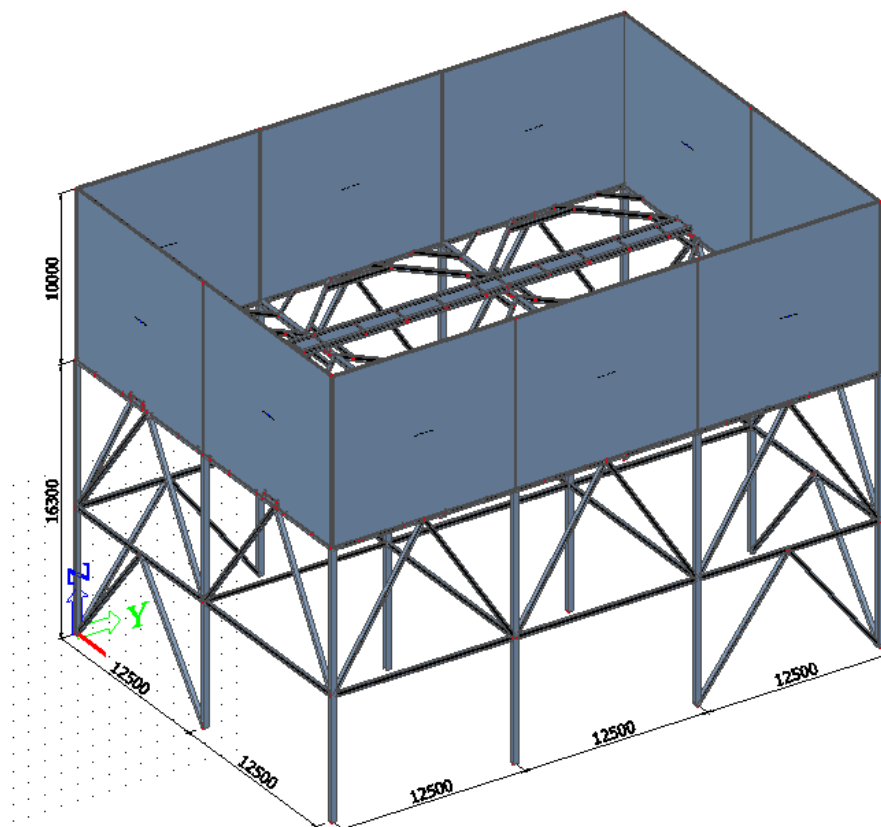


Obr. 24: Schéma - pohled osa Y



Obr. 25: Schéma - pohled osa Z

Modulové rozměry konstrukce jsou patrné z následujícího obrázku. Celkový půdorysný rozměr konstrukce je 25 x 37,5 m a celková výška je 26,3 m. Sloupy a průvlaky jsou navrženy z profilů HEA či HEB, příčníky a spojovací profily a doplňkové nosníky jsou z profilů IPE. Podrobný výpis prvků lze nalézt v Příloze 1. a 2.

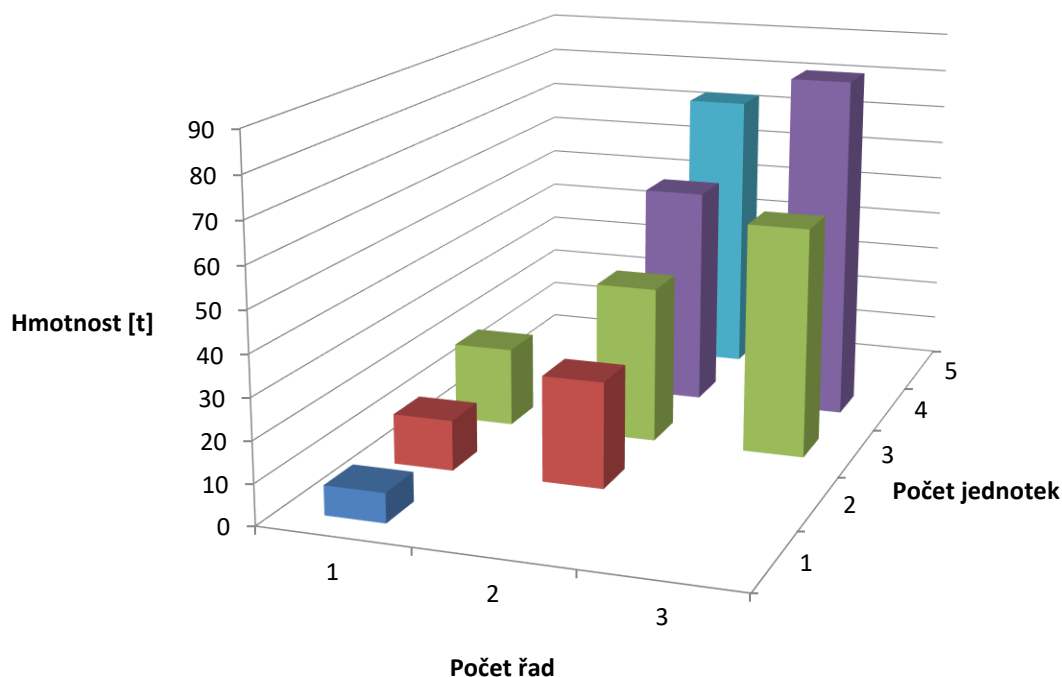


Obr. 26: Schéma - Axonometrie

Tab. 1: Přehled namodelovaných dispozic s různými variantami.

Typ jednotky	Dispozice	Rozměry [m]	Dispoziční řešení ztužidel	Kombinace extrémních podmínek	
A	1x1	7,70 x 7,75		6 kombinací	
A	2x1	15,40 x 7,75			
A	3x1	23,10 x 7,75			
A	2x2	15,40 x 16,70			
A	3x2	23,10 x 16,70			
A	4x2	30,80 x 16,70			
A	3x3	23,10 x 25,65		3 varianty	6 kombinací
A	5x2	38,50 x 16,70			
A	4x3	30,80 x 25,65			
B	3x2	34,20 x 24,20			
B	4x2	45,60 x 24,20			
B	3x3	34,20 x 36,90			

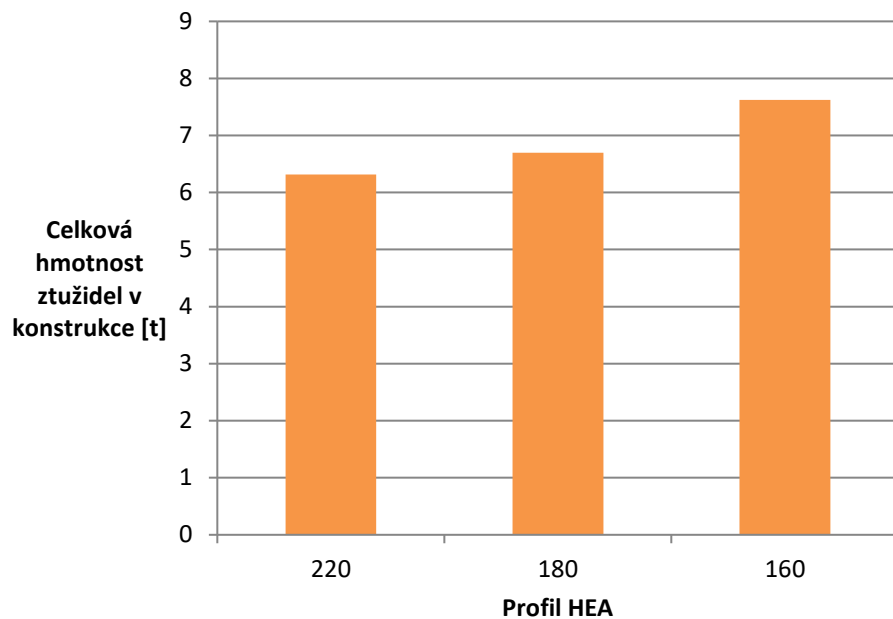
V Příloze 1. nalezneme tabulku s podrobným rozpisem prvků všech vypracovaných A jednotek včetně schémat dispozic. Totožnou tabulku a schémata nalezneme v Příloze 2. i pro dispozice B jednotek.



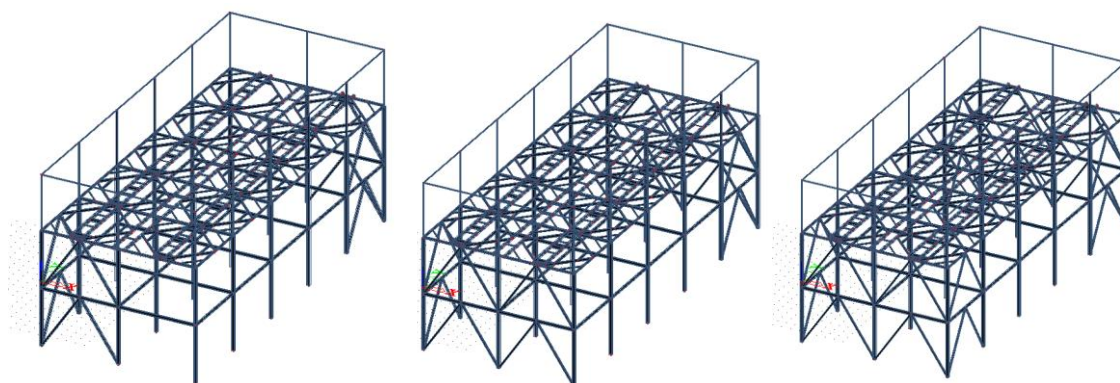
Obr. 27: Hmotnost konstrukcí dispozic A jednotek

3.2.2 Porovnání četnosti a dimenze profilů vodorovného ztužení

Na dvou dispozicích A jednotek byly porovnávány různé možnosti variant ztužení. Cílem tohoto úkolu bylo vyhodnotit, zda je efektivnější, a tudíž optimální řešení využít více menších profilů či méně větších profilů pro zajištění vodorovné tuhosti konstrukce. Jednalo se o dvě náhodně vybrané dispozice A jednotek 5x2 a 4x3 a s nižší četností ztužidel HEA220 a s vyšší četností ztužidel HEA180 a HEA160 (viz Obr. 28; Obr. 29; Obr. 30; Obr. 31; a Tab. 2 a 3) Větší dispozice byly voleny z důvodu charakterističtějšího chování než jednotky například o třech polích a také z důvodu, že vliv na větší dispozici je znatelnější.



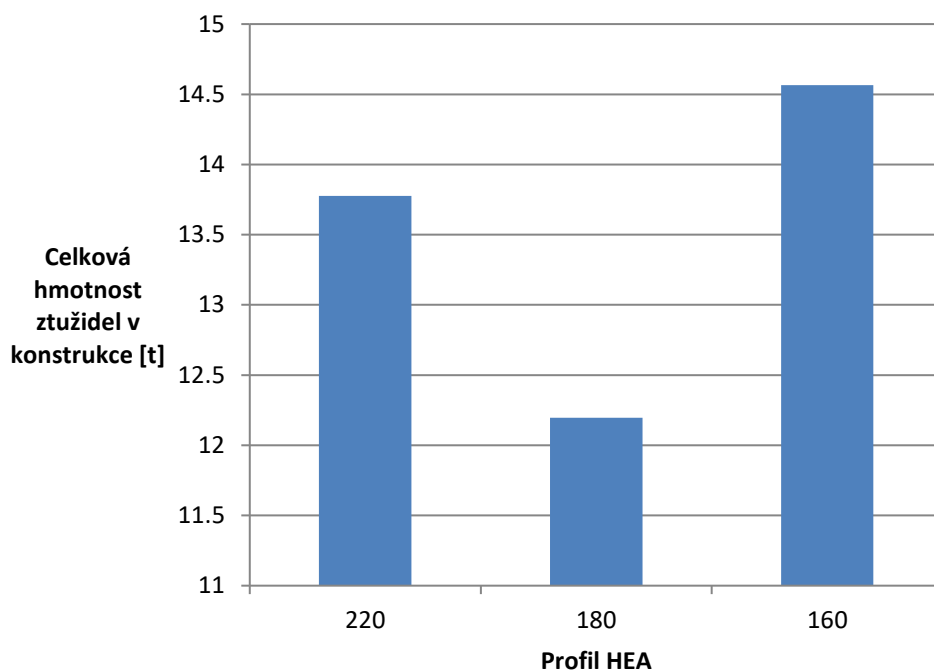
Obr. 28: Porovnání ztužidel u jednotky A s dispozicí 5x2



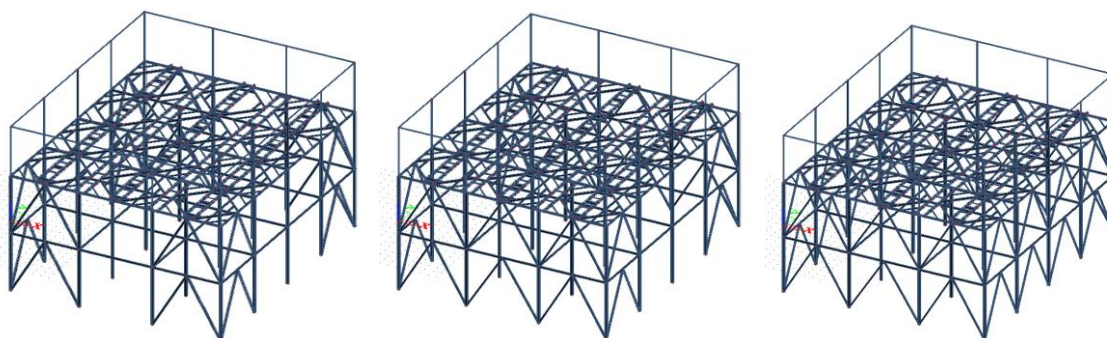
Obr. 29: Dispozice 5x2 A jednotky se ztužidly HEA220, HEA180 a HEA160

Tab. 2: Přehled ztužidel u jednotky A s dispozicí 5x2

profil ztužidla	celkem tun	počet polí	počet styčnicků	jednotlivých přípojů
HEA220	6,316	8	20	32
HEA180	6,698	12	28	48
HEA160	7,623	16	36	64



Obr. 30: Porovnání ztužidel u jednotky A s dispozicí 4x3



Obr. 31: Dispozice 4x3 A jednotky se ztužidly HEA220, HEA180 a HEA160

Tab. 3: Přehled ztužidel u jednotky A s dispozicí 4x3

profil ztužidla	celkem tun	počet polí	počet styčnicků	jednotlivých přípojů
HEA220	13,776	16	40	64
HEA180	12,196	20	44	80
HEA160	14,566	28	60	112

3.2.3 Porovnání vlivu zvýšeného větru a seismicity jejich kombinace

Na dvě dispozice A jednotek byly aplikovány několik kombinací zvýšeného větru a seismicity. Jednalo se opět o dvě náhodně vybrané dispozice, jedna o nižším počtu polí 2x1 a

druhá o vyšším 5x2 opět A jednotek. Zmíněné dispozice byly namodelovány na tyto kombinace:

- Nízký vítr + velmi malá seismicita
- Nízký vítr + malá (běžná) seismicita
- Nízký vítr + velká seismicita
- Vysoký vítr + velmi malá seismicita
- Vysoký vítr + malá (běžná) seismicita
- Vysoký vítr + velká seismicita

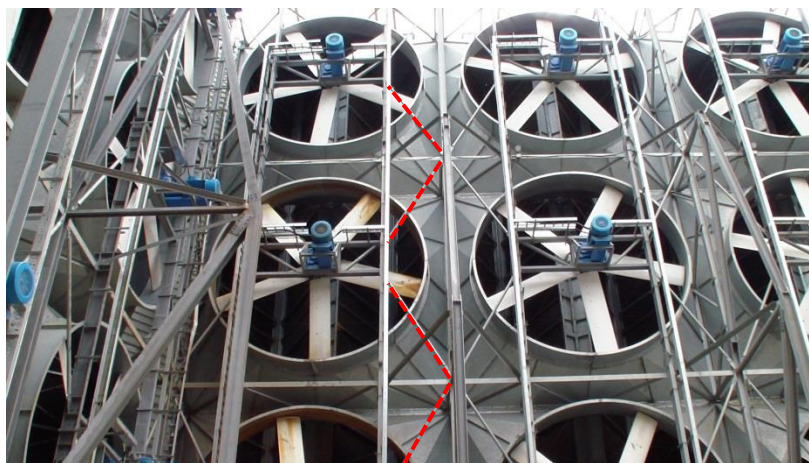
U ocelové varianty mělo zejména zvýšené namáhání větrem zásadní vliv na vodorovné ztužení konstrukce. Prvky v těchto místech musely být několika násobně navýšeny. Při stejné seismicitě a navýšeném zatížení od větru se profil sloupu zvětšil cca o 25% a profil ztužidla cca o 30%. V případě stejné hodnoty větru a zvýšené seismicitě nedocházelo k tak výraznému nárůstu profilu.

V Příloze 3. nalezneme výpis prvků a kombinací pro zvýšenou seismicitu a vítr.

4. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

4.1 Diagnostika poruchy ztužujícího prvku technologické plošiny ACC

Diagnostikovaná porucha vznikla na technologické konstrukci ventilátorů chladicí věže na Elektrárně Pregolskaja TEC v Kaliningradu. Jednalo se o poruchu prvků CHV respektive ocelových táhel trubkových profilů zajišťující polohu ventilátorů a tuhost konstrukce ve svislé rovině viz červeně vyznačené prvky na Obr. 32:. U některých těchto táhel profilu RO 76,1x4 začalo docházet ke vzniku prasklin zejména v oblasti ventilátorů.



Obr. 32: Ventilátory chladícího zařízení elektrárny Pregolskaja TEC v Kaliningradu

Vzhledem k tomu, že se jedná o chladicí systém vzduchové kondenzace je zde řada možností potenciálních budících sil, které mohou detekovaný jev iniciovat. Jako možné zdroje poruchy byly ověřovány tyto možnosti:

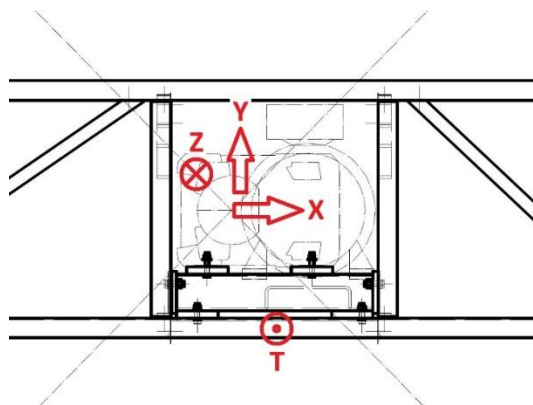
- Úroveň vibrací vlastního ventilátoru
- Vliv geometrické nevyváhy rotující soustavy motoru - oběžné kolo
- Vlastní rezonance lopatek oběžného kola ventilátoru
- Přenos vibrací soustavy ventilátoru na nosnou konstrukci
- Vliv aerodynamických sil na ventilátor a jeho nosné prvky
- Vzájemné ovlivňování ventilátorů – aerodynamické, mechanické

Měření sloužilo především jako kvantifikace skutečných hodnot a posouzení jejich vlivu na sledovanou poruchu. Zpracované výsledky měření ukázaly, že klíčovou roli hrají aerodynamické síly související s prouděním vzduchu v difuzoru.

Pro ověření zdroje poruchy byla předem zpracována a schválena metodika měření, kde byla konkrétní měřicí místa a postupy na místě upřesňovány s ohledem na možnosti přístupu a provozní podmínky.

4.1.1 Měření vibrací na běžícím ventilátoru

Měření vibrací probíhalo ve čtyřech kanálech – v souřadnicích X, Y, Z a variabilní kanál T



Obr. 33: Umístění a směry měření vibrací

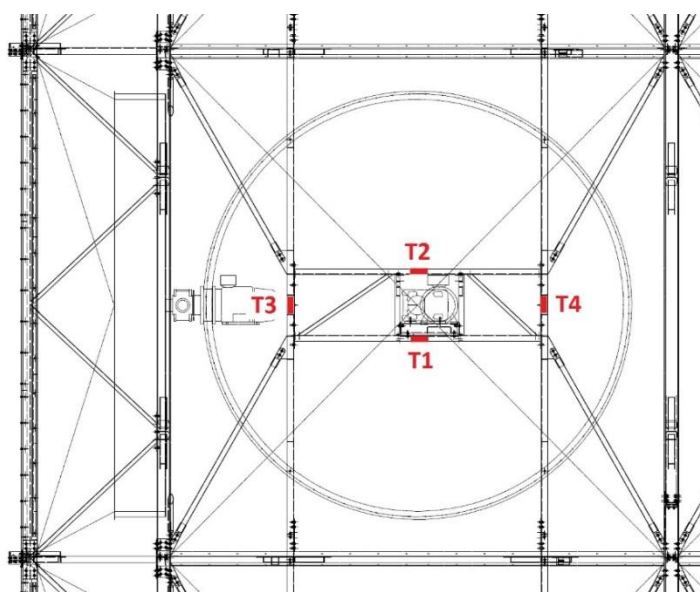
Měření vibrací bylo prováděno ve 3 měřících rovinách:

- na hlavním ložisku oběžného kola (výstupní ložisko převodovky)
- vstupní ložisko převodovky
- výstupní ložisko (DE) motoru

Měřicí bod T byl určen k měření vibrací na nosné konstrukci pod sestavou.

4.1.2 Měření dynamického namáhání konstrukce pomocí tenzometrů

Tenzometrická měření byla prováděna v uzlových bodech nosné konstrukce sestavy viz Obr. 34:

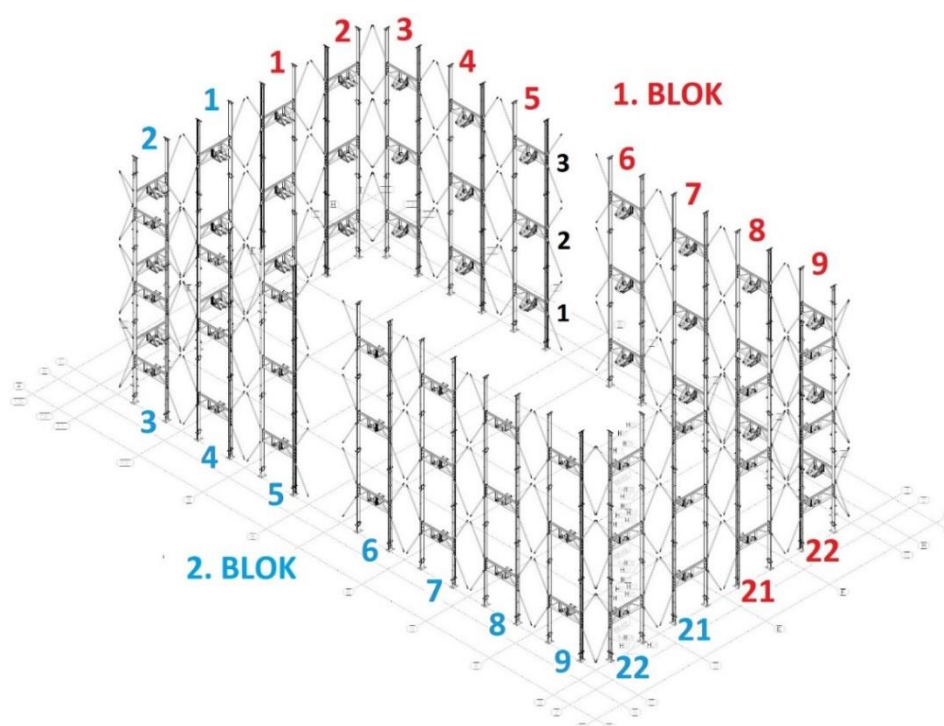


Obr. 34: Umístění tenzometrů na konstrukci

V uvedených bodech byla zaznamenána statická i dynamická složka relativního prodloužení konstrukce, vzorkována synchronně s vibracemi. Kompletní tenzometrické měření v měřících bodech T1 až T4 bylo provedeno typově pouze na ventilátoru 2-2-2, identifikace konkrétního ventilátoru je znázorněna na Obr. 35:

4.1.3 Metodika měření

Při postupu měření, které vycházelo z předem stanovené metodiky, byla vždy jak měřicí místa, tak konečné měřicí body přizpůsobeny reálným podmínkám stavby, a především dostupnosti měřících míst a provozním stavu ventilátorů v době provádění měření. Konstrukce byla pro jasnou orientaci rozdělena a označena dle obr 35.



Obr. 35: Značení ventilátorů

Na ventilátoru 1-8-1 (označení blok - řada - ventilátor odspoda) bylo prováděno měření vibrační táhel za chodu a na ventilátoru 2-4-1 byly ověřovány vlastní frekvence lopatek. Vybraná měření za chodu byla provedena na ventilátorech 1-8-3, 2-21-3 a 2-2-2. K běhu daného měřeného ventilátoru byly spouštěny i okolní ventilátory v různých kombinacích.

Z naměřených dat byly vytvořeny podrobné záznamy okamžitých vibrací (zrychlení) vzorkovací frekvencí 4 kHz po celou dobu spouštění ventilátorů. Všechny tyto záznamy byly následně analyzovány v programu SigView. Byla provedena FFT analýza v různých frekvenčních pásmech, digitální filtrace a vyhodnocení odvozených fyzikálních veličin

vibrací (rychlost, výchylka), analýza amplitudového průběhu (efektivní hodnota, maximální amplituda) a analýza změn signálu v souvislosti s paralelním chodem okolních ventilátorů [99].

Ověření vlastních frekvencí lopatek

Vlastní frekvence lopatek byly měřeny proto, aby byl ověřen dostatečný odstup těchto frekvencí od otáčkové frekvence vrtule (OTV) a od lopatkové frekvence (LOP). Toto měření bylo provedeno nezávisle na dvou náhodně vybraných lopatkách. Na volný konec lopatky byl axiálně připevněn akcelerometr viz Obr. 36: a tupým úderem do lopatky byly vybuzeny vlastní kmity lopatky.



Obr. 36: Umístění snímače vibrací na lopatce

Z výsledků vyplývá, že obě lopatky mají frekvenčně téměř shodný průběh vlastních frekvencí, takže je velmi pravděpodobné, že jsou platné pro všechny instalované lopatky. Zároveň ze spektra vycházejí jako nejvýznamnější 3 frekvence, které zřejmě zobrazují vlastní kmity v různých módech, neboť lopatka má poměrně komplexní tvar. Všechny 3 dominantní vlastní frekvence jsou bezpečně vzdálené jak od otáčkové frekvence (OTV), tak od lopatkové frekvence (LOP) ventilátoru, vlastní frekvence nejsou tedy frekvencemi OTV a LOP buzeny. Podrobněji zpracováno v závěrečné zprávě Měření na chladicí věži Elektrárna Pregolskaja TEC [99].

Ověření úhlu lopatek

Na ventilátoru byl typově porovnán úhel natočení všech 5 lopatek metodou optického porovnání úhlů ve stejném místě natočení k difuzoru. Bylo zjištěno, že odchylky úhlů jednotlivých lopatek nejsou větší, než 1° .

4.1.4 Ověření stavu ventilátorů

Nevývaha oběžného kola

Za ustáleného běhu ventilátoru byly hodnoceny vibrace v rovině ložiska oběžného kola. Dle hodnotící normy ISO 14694 [100], tabulka 1, poznámka 2 je požadavek na kvalitu vyvážení stupeň G16, čemuž odpovídá maximální specifická zbytková nevyváženost 628 μm pro jmenovitou frekvenci otáčení 4,05Hz.

Ze záznamu radiálních vibrací měřených v rovině výstupního hřídele při ustáleném běhu ventilátoru byla vyhodnocena průměrná amplituda výchylky na frekvenci oběžného kola, která koreluje se stupněm nevyvážení. To znamená, že amplituda výchylky vibrací u žádného ventilátoru nedosahuje ani 70 μm a všechny měřené ventilátory splňují s rezervou kvalitu vyvážení G16 dle ISO 14694 [100].

Při hodnocení stavu ventilátorů dle naměřených vibrací ve všech směrech X, Y, Z v měřících rovinách 1,2,3 byla přiměřeně použita norma ČSN 12 2011 [101], Tabulka 2.

Přičemž stav měřených ventilátorů na základě měření vibrací za provozu je možné hodnotit dle ČSN 12 2011 jako velmi dobrý a vyhovující plnému provoznímu zatížení bez omezení.

Porucha součástky ventilátoru

Pomocí FFT analýzy celého spektra vibrací za provozu bylo účelem vyloučit z hodnocení ventilátor, který má vážnou poruchu ložisek nebo převodovky.

Hodnocení FFT spektra vibrací ani jednoho ze tří různých ventilátorů neukázalo, že tyto ventilátory vykazují vážnější poškození převodovky nebo ložisek a všechny zpracované hodnoty vibrací jsou z hlediska norem v mezích odpovídajících běžnému provoznímu stavu bez omezení.

4.1.5 Namáhání stavební konstrukce

Posouzení vlivu chodu ventilátorů na vibrace stavební konstrukce bylo provedeno dle normy ČSN 73 0032 [102], tabulky 11 - třída odolnosti dle čl. 116 normy je C (kovové konstrukce). Z naměřených hodnot pak vyplývá, že vibrace konstrukce způsobené provozem ventilátoru nepřekračují v žádném směru mezní hodnoty, které norma ČSN 73 0032 uvádí.

Rázové zatížení

- Pásmo 1-10Hz – naměřené maximum 199 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-2}$, mezní hodnota 630 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-2}$
- Pásmo 10-100Hz – naměřené maximum 8 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, mezní hodnota 10 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$

Ustálené vibrace

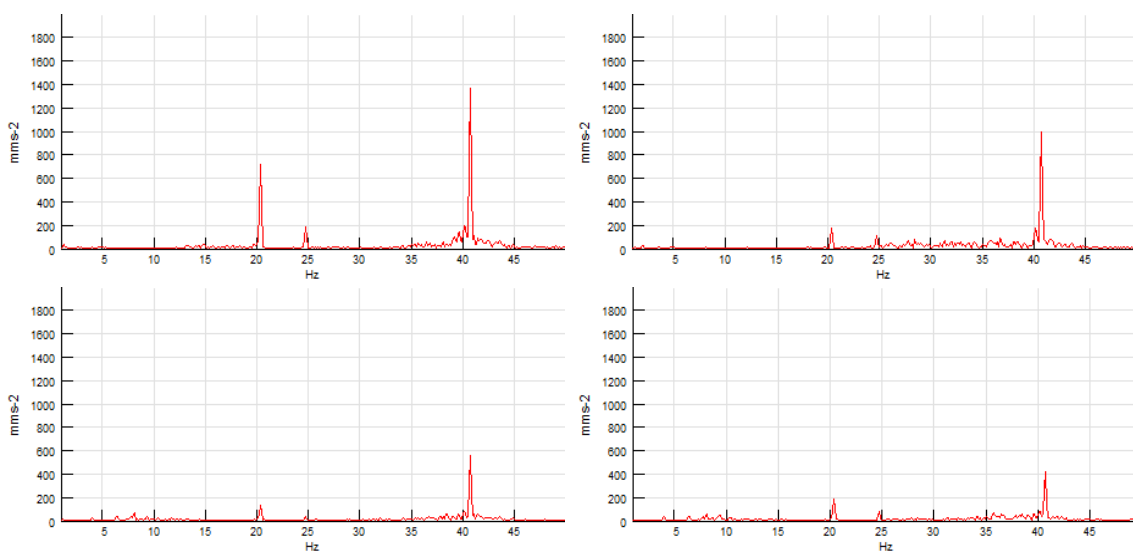
- Pásmo 1-10Hz – naměřené maximum 142 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-2}$, mezní hodnota 380 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-2}$
- Pásmo 10-100Hz – naměřené maximum 4 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, mezní hodnota 6 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$

Působení aerodynamických sil na konstrukci

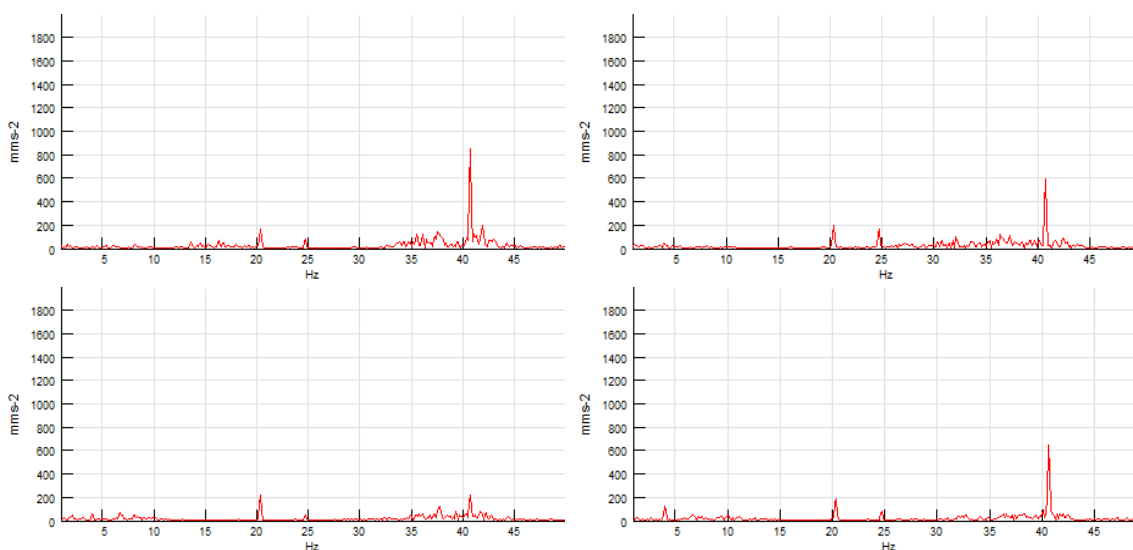
Pro zjištění vlivu chodu ventilátorů na vibrační a silové namáhání konstrukce byly spouštěny ventilátory ve skupinách a analyzovány vibrace na konkrétním ventilátoru v souvislosti s působením aerodynamickým prouděním v celé okolní oblasti.

Vibrační analýza působení aerodynamických sil

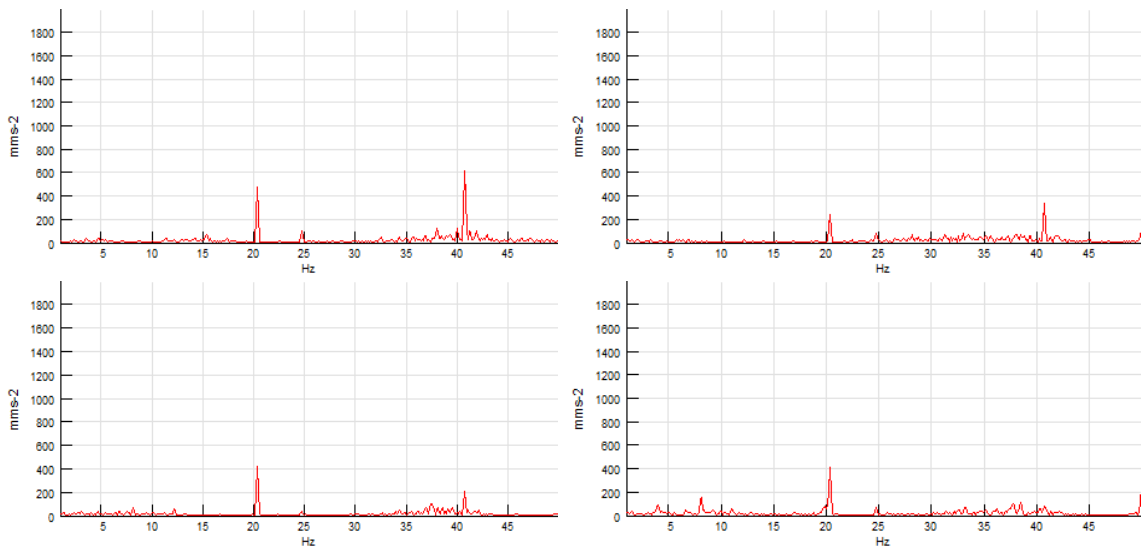
Měřený ventilátor byl nejprve osazen snímači a poté postupně byly postupně v intervalech cca 60-80 sec spouštěny 3 skupiny ventilátorů v různém pořadí – po jednom, ve skupině odspodu nahoru a pak 2 okolní skupiny. Na závěr běží cca 2 minuty všech 9 ventilátorů.



Obr. 37: Ventilátor 2-2-2 - FFT analýza zrychlení vibrací v rozmezí 1-50Hz - X, Y, Z, T, v rovině 1



Obr. 38: Ventilátor 1-8-3 - FFT analýza zrychlení vibrací v rozmezí 1-50Hz - X, Y, Z, T, v rovině 1

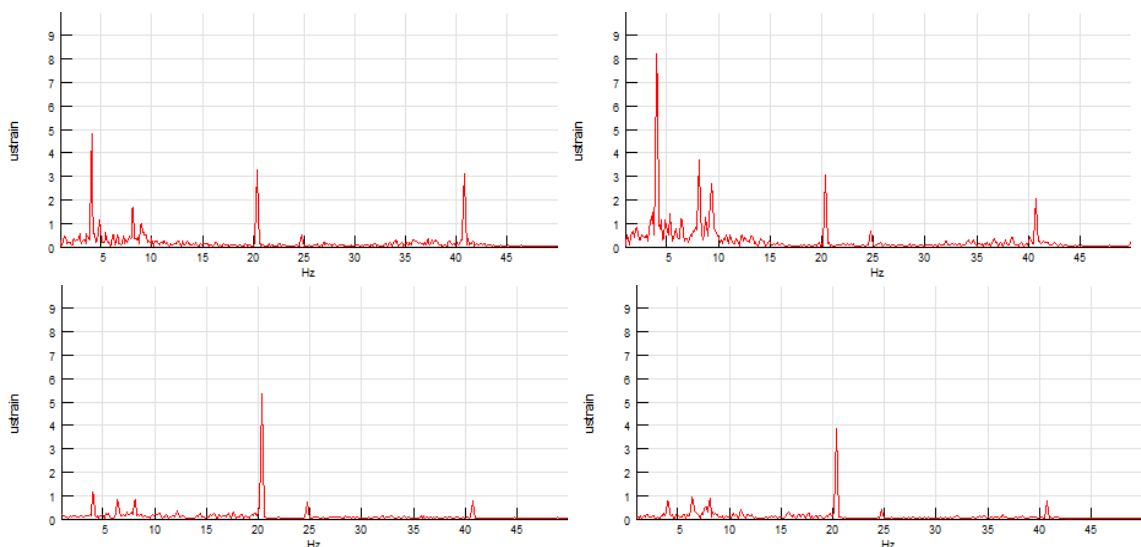


Obr. 39: Ventilátor 2-21-3 - FFT analýza zrychlení vibrací v rozmezí 1-50Hz – X, Y, Z, T, v rovině 1

Ve všech směrech jsou patrné lopátkové frekvence 20,3Hz a jejich 2.harmonická frekvence 40,6Hz, které vznikají dynamikou proudění vzduchu přes prvky konstrukce.

Analýza mechanického namáhání konstrukce

Analýza byla provedena dynamickým měřením relativního prodloužení nosných prvků a pomocí tenzometrů, nalepených v místech T1 až T4. Měřené hodnoty byly vzorkovány a uloženy v jednotkách relativního prodloužení μstrain . Platí, že relativní podélné prodloužení $1 \mu\text{strain} = 1 \mu\text{m}/\text{m} = 10^{-6}$.



Obr. 40: FFT analýza relativního prodloužení konstrukce (μstrain) v rozmezí 1-50Hz – T1, T2, T3, T4

Silové namáhání konstrukce v rytmu lopátkové frekvence a jejích násobků je patrné z FFT analýzy signálu z tenzometrických snímačů.

4.2 Příčina poruchy

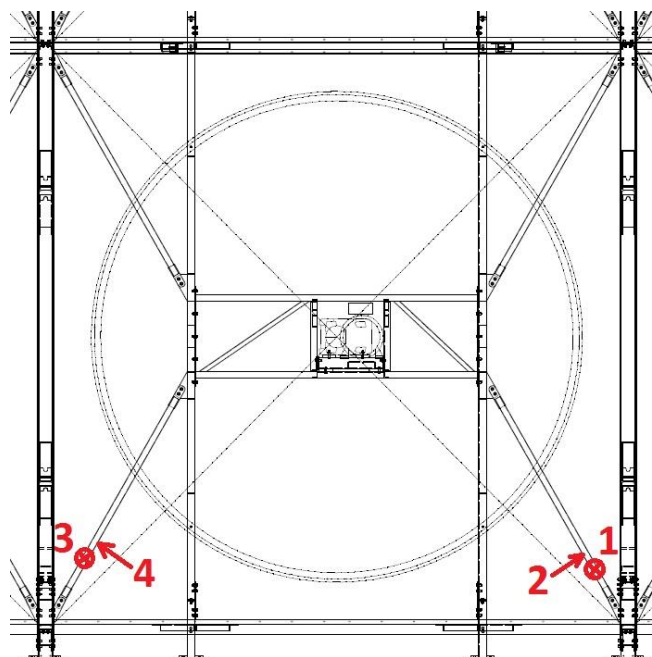
Z výsledků uvedených měření lze tedy konstatovat že, tenzometrická měření napjatosti v konstrukčních prvcích v provozních zatěžovacích stavech konstrukce prokázala, že během standardního provozu technologie jsou prověřované nosné konstrukční prvky kmitáním zatíženy na úrovni 5-7% jejich návrhové únosnosti. Velikost axiální reakce ventilátoru, naměřená byla v rozmezí 10% od teoretické hodnoty zadané při návrhu konstrukce.

Vliv aerodynamického proudění z okolních ventilátorů na vibrace X, Y, Z byl vyšetřován v měřicí rovině 1 měřeného ventilátoru. Z analýzy záznamů vyplývá, že amplitudy vibrací na otáčkové frekvenci (OTV) se spuštěním okolních ventilátorů mění poměrně málo. Významně se ale mění amplitudy na lopatkové frekvenci (LOP). Zde vznikající oscilace také vykazují souvislost se spuštěním okolních ventilátorů. Nejvýraznější oscilace amplitudy vibrací je ve směru X (horizontálně), je viditelná výrazná korelace velikosti amplitud ve směrech X, Y, Z a korelace mezi vibracemi a dynamickým namáháním konstrukce. Nejvýraznější účinky vlivu spuštění okolních ventilátorů byly zaznamenány na ventilátorech umístěných v rozích konstrukce. Průběh amplitudy související se spuštěním okolních ventilátorů se projevuje nárůstem amplitudy, která ale po stabilizaci proudění klesá a zase vzrůstá se spuštěním dalšího ventilátoru. Při trvalém provozu se takové oscilace budou projevovat po startu ventilátorů a ustálením aerodynamického proudění se vibrace stabilizují na minimu naměřených hodnot.

4.2.1 Působení aerodynamických sil na konstrukci

Působení aerodynamických sil na konstrukci je výraznější než návrhový předpoklad. Příčinou je zejména uspořádání prvků v difuzoru ventilátoru a vzájemného působení ventilátorů umístěných paralelně a kolmo na sebe.

Z toho důvodu byla věnována pozornost jednotlivým prvkům konstrukce potenciálně ovlivňovaných prouděním vzduchu. Již v průběhu měření bylo zjištěno a sledováno kmitání jednoho z táhel na jeho vlastní frekvenci. Podrobným rozborem měřených dat bylo zjištěno, že frekvence vlastní rezonance táhel se vlivem napětí v konstrukci a změn vzájemného působení konstrukčních prvků může posunout tak, že se dostane do oblasti lopatkové frekvence. Aerodynamické síly proudícího vzduchu pak způsobí rozkmitání táhla a jeho následnou lomovou destrukci. K destrukci dochází v místech ovlivněných svařováním podporující podmínky pro nízko-cyklové únavové jevy. Měření bylo provedeno na ventilátoru s umístěním snímačů vibrací 1-4 dle Obr. 41::

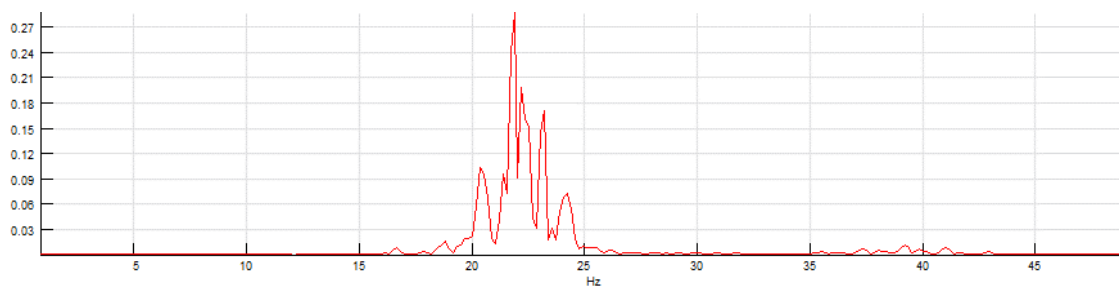


Obr. 41: Umístění snímačů na táhlech

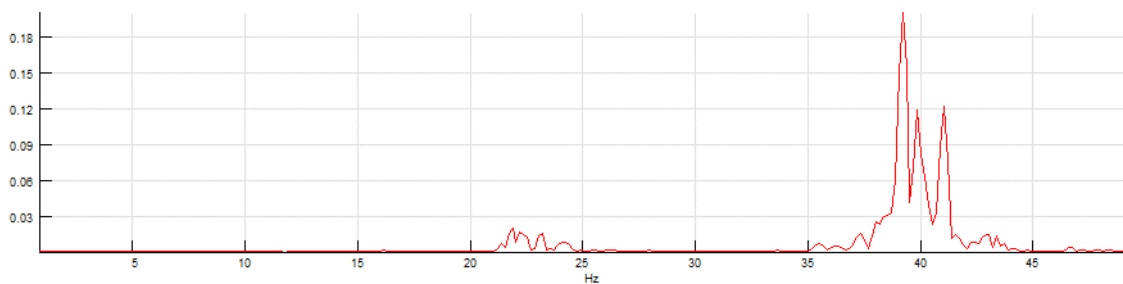
Snímače vibrací 1 a 3 snímají pohyb táhla ve směru osy ventilátoru, snímače 2 a 4 jsou kolmo na snímače 1 a 3.

Měření vlastní rezonanční frekvence táhel

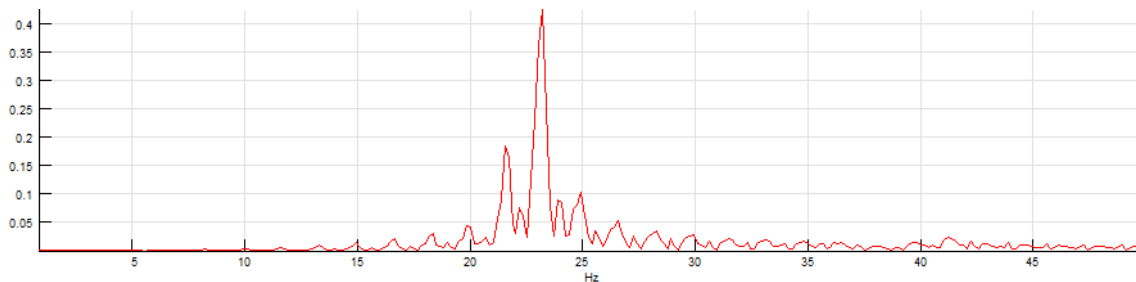
Na stojícím ventilátoru byly vyvolány vlastní kmity táhla tupými údery do táhla a výsledný signál vibrací byl analyzován FFT:



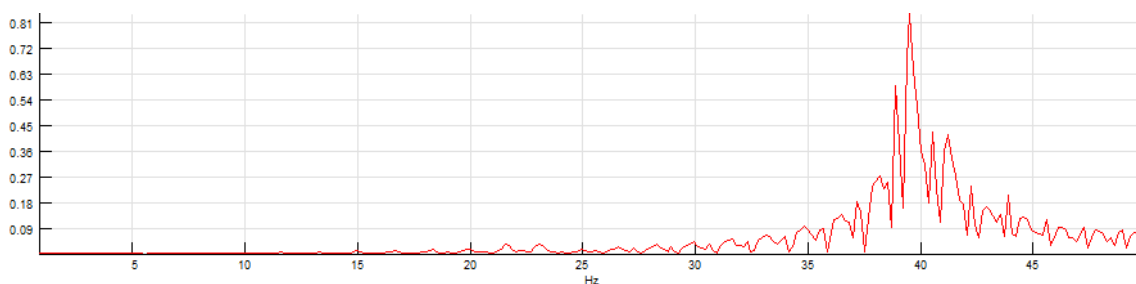
Obr. 42: Vlastní kmity – pravé dolní táhlo, snímač vibrací 1



Obr. 43: Vlastní kmity – pravé dolní táhlo, snímač vibrací 2



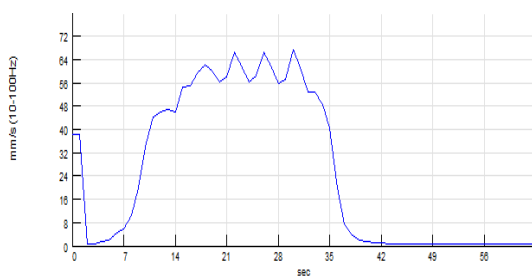
Obr. 44: *Vlastní kmity – levé dolní táhlo, snímáček vibrací 3*



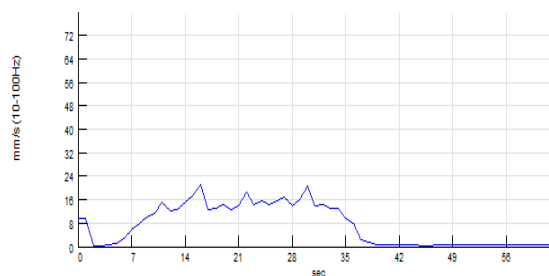
Obr. 45: *Vlastní kmity – levé dolní táhlo, snímáček vibrací 4*

U levého dolního táhla, snímáče 3, je naměřena nejnižší frekvence na 22Hz. U pravého dolního táhla, snímáček 1, jsou tyto frekvence minimálně o 1,5 Hz nižší a velmi se blíží lopatkové frekvenci, která je 20,3Hz. Rozdíly vlastních frekvencí táhel jsou dány jejich mechanickým předpětím resp. geometrické pohyby konstrukce např. tepelnou změnou. Tato skutečnost způsobuje, že aerodynamickým prouděním s lopatkovou frekvencí dochází k rezonanci pravého dolního táhla, což bylo potvrzeno měřením vibrací.

Měření vibrací táhel za chodu

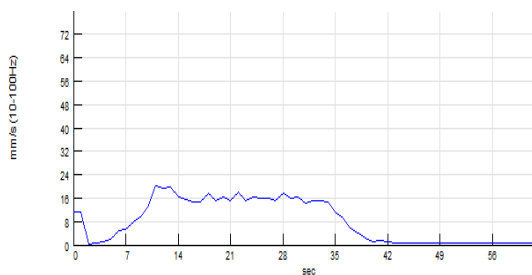


Snímáček vibrací 1

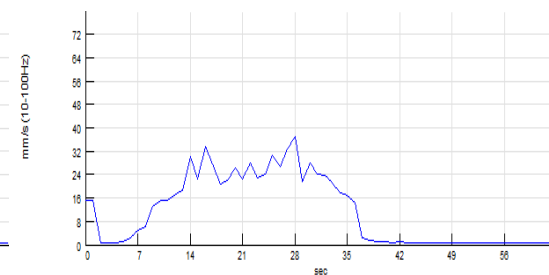


Snímáček vibrací 2

Obr. 46: *Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu - pravé dolní táhlo*

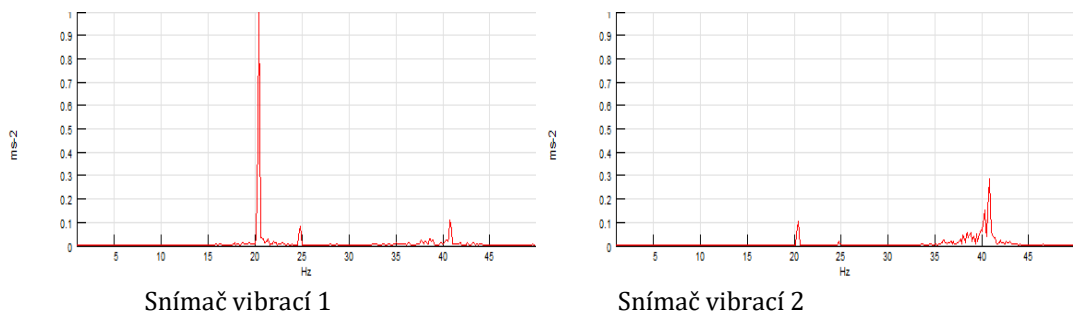


Snímáček vibrací 3

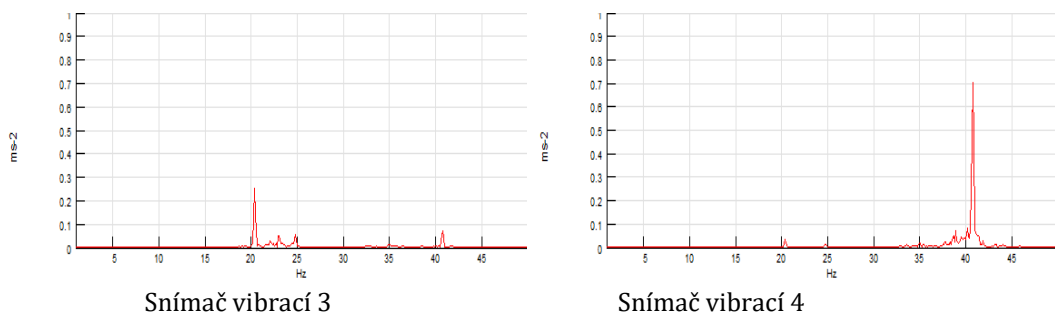


Snímáček vibrací 4

Obr. 47: Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu – levé dolní táhlo



Obr. 48: FFT zrychlení vibrací za chodu - pravé dolní táhlo



Obr. 49: FFT zrychlení vibrací za chodu - pravé dolní táhlo

V záznamech jsou patrné vysoké vibrace pravého dolního táhla se střední hodnotou 60 mm/s. Tyto vibrace jsou způsobené vybuzením kmitů vlastní frekvence táhla aerodynamickou silou proudění vzduchu se shodnou lopatkovou frekvencí.

Vlivem aerodynamických sil proudícího vzduchu z ventilátoru a změny vlastní rezonance táhel způsobené napětím v konstrukci dochází k rozkmitání některých táhel. Hodnota frekvence buzení kmitů táhla odpovídá dvojnásobku lopatkové frekvence a vzniká výhradně působením proudění vzduchu v difuzoru ventilátoru. Na vznik kmitů nemají vliv ostatní části nosné konstrukce. Dominantní vliv aerodynamických sil byl experimentálně ověřen zatlumením táhla, a to vyplněním dutiny trubky pískem úzké frakce zrnitosti.

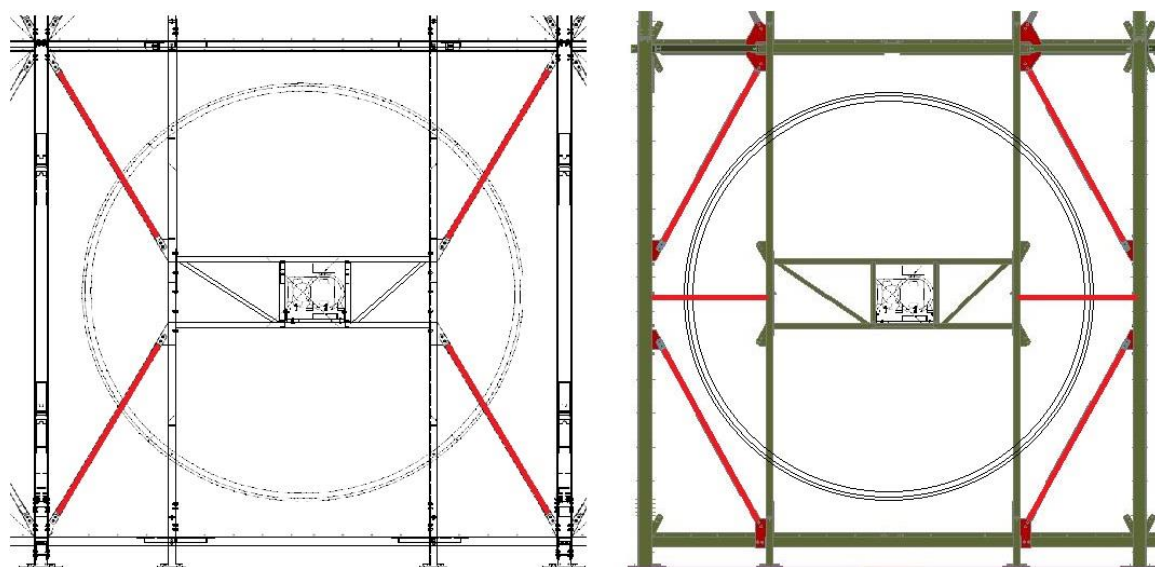
Vliv nestacionarity proudícího vzduchu je patrný i na vibracích v pásmu 4-10Hz v axiálním směru, kam se přenáší z rotoru oběžného kola, a v radiální rovině na dvojnásobku lopatkové frekvence vlivem interakce pohybu lopatek s prvky konstrukce umístěnými v difuzoru.

Vysoké hodnoty vibrací způsobují lom v té části táhel, kde blízké svarové spojení zvyšuje pravděpodobnost nízko-cyklových únavových jevů. Charakter i místo lomu zjištěné na předložených fotografiích tomuto předpokladu odpovídají.

4.3 Navržené operativní řešení

Na základě provedené analýzy konstrukčních možností bylo doporučeno upravit podélné ztužení motorové části tak, aby při zachování odpovídající tuhosti byla táhla přemístěna mimo prostor difuzoru ventilátoru. Odstraní se tak beze zbytku působení aerodynamických budících sil na táhla a zároveň zlepší celková aerodynamika v přední části difuzoru. Zlepšení stacionarity proudění vzduchu přispěje i ke snížení axiálních sil přenášovaných z oběžného kola do předního ložiska ventilátoru.

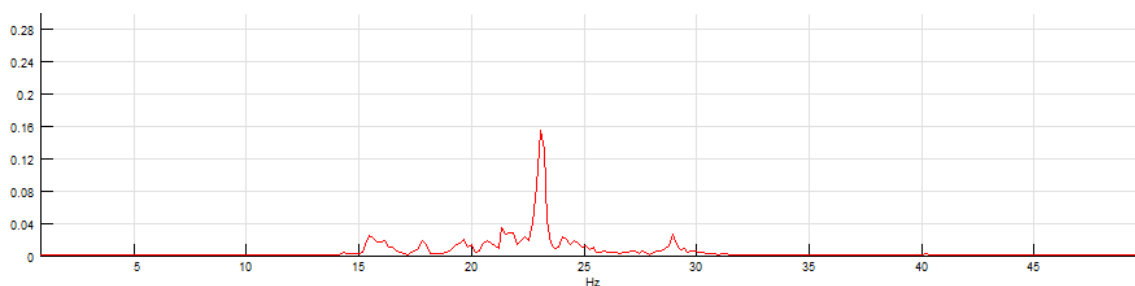
Stav před úpravou a po úpravě je na přiloženém obrázku Obr. 50:.



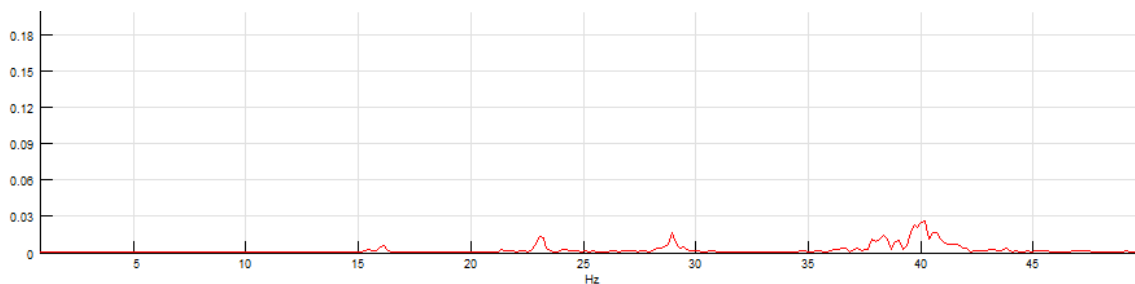
Obr. 50: Navrhovaná úprava umístění táhel

4.3.1 Změna vlastních kmitů táhla

U pravého dolního táhla byly změněny jeho rezonanční vlastnosti zatlumením. Pravé dolní táhlo bylo naplněno pískem a poté bylo opět provedeno měření vlastních kmitů a vibrací za provozu ventilátoru Obr. 51:Obr. 52:.



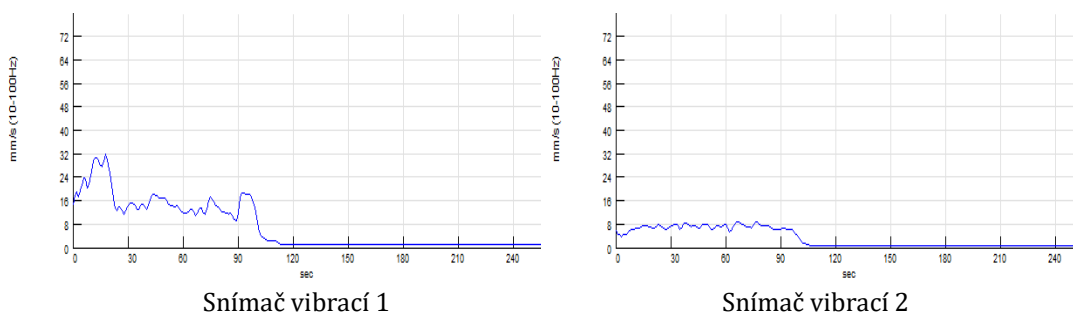
Obr. 51: Vlastní kmity – pravé dolní táhlo po naplnění pískem, snímač vibrací 1



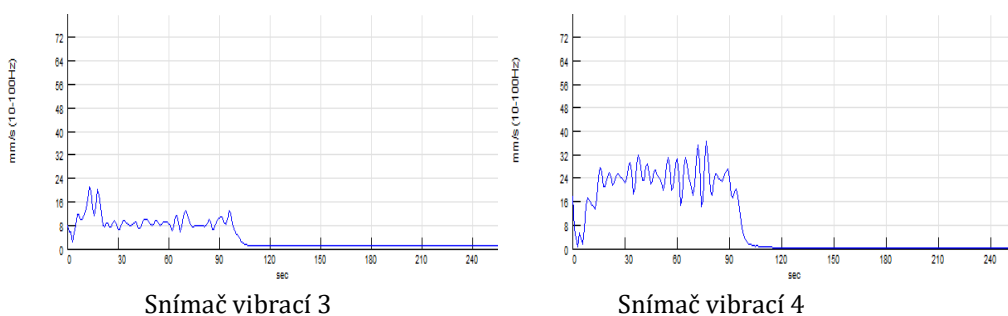
Obr. 52: Vlastní kmity – pravé dolní táhlo po naplnění pískem, snímač vibrací 2

Z měření vlastních kmitů pravého dolního táhla je patrné, že frekvenční spektrum je po úpravě zcela jiné. Spodní frekvence táhla v axiálním směru (snímač 1) je nevýrazná a klesla na 16 Hz, výraznější maximum je na 23 Hz. V kolmém směru (snímač 2) nelze vlastní kmity téměř vybudit Obr. 53:Obr. 54:.

Měření vibrací táhel za chodu (po úpravě táhla)



Obr. 53: Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu - pravé dolní táhlo po úpravě



Obr. 54: Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu – levé dolní táhlo (bez úpravy)

Ze záznamů vyplývá, že vibrace pravého dolního táhla naplněného pískem výrazně poklesly ze 60 na 16 mm/s. Experiment potvrzuje rozhodující podíl aerodynamických sil pro buzení vlastních kmitů táhla.

Provedená úprava táhel je typová a není ovlivněna pozicí ventilátoru ani provozními vlivy. Srovnání údajů odezvy vibrací během provozu se záznamy z doby před úpravou umožní ověřit změnu působících aerodynamických sil.

5. NUMERICKÁ ANALÝZA

5.1 Definice problému

Jak zde již na začátku práce bylo popsáno, existují dvě varianty možného uspořádání vzduchových ventilátorů chladícího zařízení a to horizontální a vertikální. Horizontální uspořádání skýtá nevýhodu zejména v potřebě značné půdorysné plochy a neméně pak výšky konstrukce technologické plošiny pro ventilátory. Zdálo by se tedy, že výhodnější variantou bude uspořádání vertikální, a co se týká půdorysné plochy opravdu tak tomu je, avšak hrozí zde významné ovlivnění aerodynamickými jevy, které mohou způsobit kmitání prvků konstrukce technologické plošiny. Změna frekvence kmitání může vést k fatálnímu selhání prvku nebo celé konstrukce

Norma, která zahrnuje působení vibrací ČSN ISO 2041 [103] vychází z modelu bodu na pevném základu, ten ale není dostatečně odpovídající chování hmotného 3D vibrujícího prvku na stavební konstrukci. Metodika výpočtů se tedy v každém takovém případě alternativně různí, projekt od projektu. Do budoucna je tedy žádoucí sjednotit metodiku a pokrýt tuto oblast tak, aby bylo možné takovým poruchám předcházet.

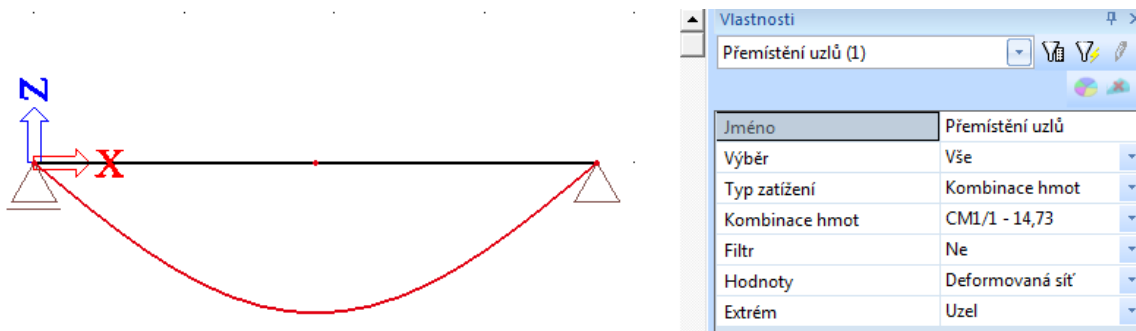
5.2 Citlivostní analýza táhel a validace dat

Příčinou trhlin táhel trubkových profilů RO 76,1x4 byla tedy změna vlastní frekvence táhel, zároveň působící s aerodynamickým prouděním ventilátorů v provozu o lopatkové frekvenci.

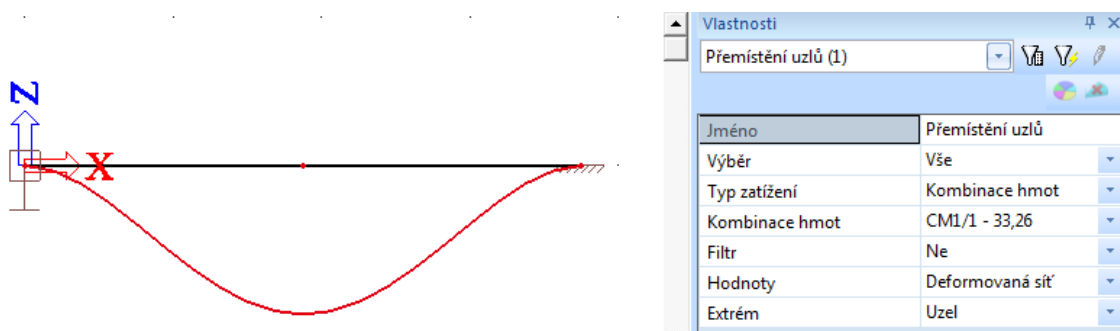
Při vyvování vlastních kmitů tupým úderem do dvou různých táhel na stojícím ventilátoru byly naměřeny nejnižší hodnoty frekvence 20,4 Hz a 22 Hz. Tyto frekvence se velice blíží lopatkové frekvenci, která je 20,3 Hz. Rozdíl v reálné vlastní frekvenci táhel od výpočtové hodnoty, která byla 14,7 Hz, je ovlivněno množinou okrajových podmínek, především mechanickým předpětím. To vzniká různými způsoby například geometrickou změnou od teplotních změn, počáteční imperfekcí v podobě skutečné tloušťky stěny profilu nebo reálnou tuhostí styčnicku, který je uvažovaný ve výpočtu jako kloub nebo tuhý, ale ve skutečnosti působí jako polotuhý. To samořejmě ovlivňuje skutečnou efektivní délku volného kmitání prutu, která se liší od teoretické výpočtové. Výše zmíněné stavy bezpochyby ovlivní výslednou vlastní frekvenci, otázkou však zůstává do jak velké míry. Tato část práce se zaměří na rozbor a ověření velikosti vlivu zmíněných změn podmínek prvku.

Nejprve byla na globálním modelu ověřena výpočtová hodnota vlastní frekvence – pro lepší orientaci se z globálního modelu vyjmula pouze jedna řada ventilátorů, na které

byla ověřena výpočtová hodnota pásu kmitů vlastní frekvence pro táhla 14,6 Hz. Poté bylo na samostatném prutu táhla ověřena teoretická hodnota frekvence při oboustranně kloubovém uložení (14,37 Hz) a následně plně vetnutém uložení (33,26 Hz) pro pozdější porovnání viz Obr. 55: a Obr. 56:.



Obr. 55: Frekvence profilu RO 76,1x4 při oboustranně kloubovém uložení



Obr. 56: Frekvence profilu RO 76,1x4 při oboustranném vetknutí

5.2.1 Vliv imperfekce – tloušťka stěny prvku

Počáteční imperfekce prvku může být způsobena již ve fázi výrobního procesu nebo při přepravě. Mezi takové patří například mírné vyosení prvku nebo odlišná tloušťka stěny profilu. Tato odlišná tloušťka profilu bývá zpravidla větší, např. při profilu kruhové trubky 101,6x2 nám označení říká, že tloušťka stěny profilu je minimálně 2 mm, v některých místech však může být větší. Pokud není tloušťka profilu ve všech měřených místech 2,3mm (následující vyšší profil 101,6x2,3) je označena jako 101,6x2. Do jaké míry tedy tloušťka stěny může ovlivnit frekvenci? V našem případě jsme se pro ověření vlivu tloušťky stěny profilu táhel rozhodli využít strunovou rovnici (6)[104], ze které získáme teoretickou frekvenci pro vlastní ohybové kmitání kloubově uloženého prutu. Zároveň byly ověřeny hodnoty pro frekvence pro prosté uložení (7) a vetknutí (8) vycházející z rovnice (6). Získané hodnoty jednotlivých tlouštěk stěny profilů jsou uvedeny v tabulce Tab. 4

$$f_n = \frac{k_n}{2\pi} \sqrt{\frac{EI}{\mu l^4}} = \frac{k_n}{2\pi} \sqrt{\frac{E \left[\frac{1}{4} \pi (r_1^4 - r_0^4) \right]}{7850 \pi (r_1^2 - r_0^2)}} \quad (6)$$

kde je

f_n - frekvence

k_n - vlastní tvar

E - modul pružnosti

I - moment setrvačnosti

μ - lineární hustota

l - délka

r_1 - vnější poloměr

r_0 - vnitřní poloměr

$$f_{kloub} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{m} \frac{48EI}{l^3}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{48EI}{\frac{\mu l}{2} l^3}} \quad (7)$$

$$f_{vetknutí} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{m} \frac{192EI}{l^3}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{192EI}{\frac{\mu l}{2} l^3}} \quad (8)$$

kde je

f_i - frekvence daného upnutí

$\frac{1}{\delta}$ - poddajnost

m - diskretizovaná hmota

E - modul pružnosti

I - moment setrvačnosti

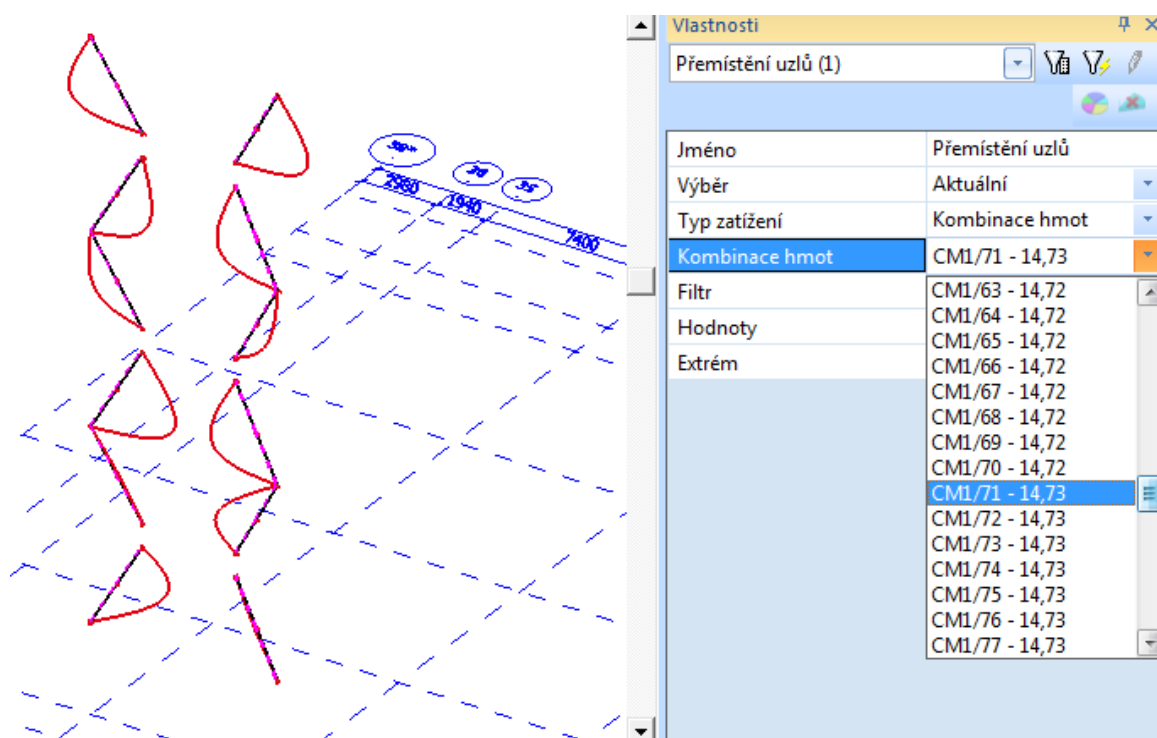
μ - lineární hustota

l - délka

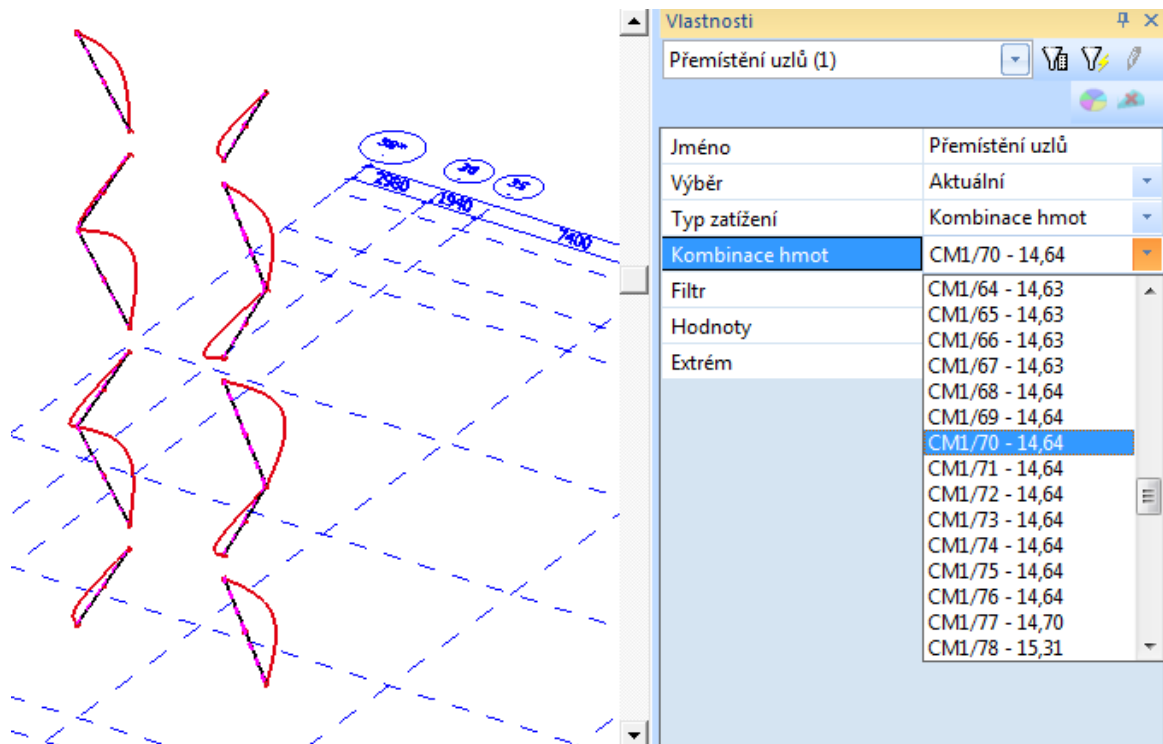
Tab. 4: Přehled hodnot frekvencí pro různé tloušťky stěny prvku

Profil [mm]/ délka[m]	2,600	2,800	3,000	3,200	3,400	3,600	3,752
76,1x4	30,697	26,468	23,057	20,265	17,951	16,012	14,741
76,1x4,5	30,514	26,310	22,919	20,144	17,844	15,916	14,653
76,1x5,6	30,240	26,074	22,713	19,963	17,684	15,773	14,521
76,1x6,3	29,794	25,689	22,378	19,668	17,423	15,541	14,307
76,1x7,1	29,472	25,412	22,137	19,456	17,235	15,373	14,152
76,1x8	29,210	25,186	21,940	19,283	17,081	15,236	14,026
76,1x8,8	28,821	24,851	21,648	19,026	16,854	15,033	13,840
76,1x10	28,383	24,473	21,319	18,737	16,598	14,805	13,630
76,1x11	28,101	24,230	21,107	18,551	16,433	14,658	13,494

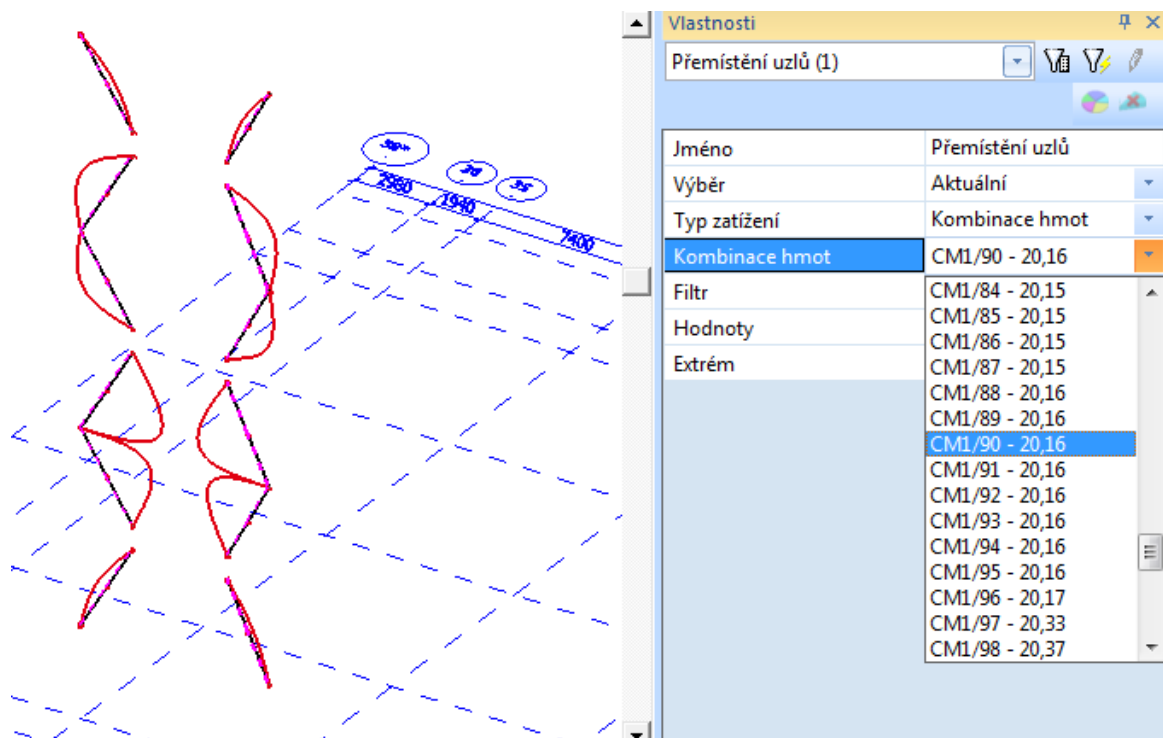
V tabulce Tab. 4 je modře vyznačena teoretická vypočtená hodnota získaná z globálního modelu v programu Scia Engineer a žlutě vyznačena hodnota, která byla ve skutečnosti naměřena na konstrukci. Vzdálenost průsečíků střednic prvků konstrukce v prutovém modelu byla právě 3,752 m, prutový model tedy uvažoval s touto teoretickou délkou prutu. Z uvedených hodnot lze prohlásit, že i pokud by stěna profilu 76,1x4 v některých místech dosahovala větší tloušťky např. 4,5 mm, nemohla by způsobit tak výraznou změnu frekvence. Ze získaných hodnot lze také konstatovat, že změna tloušťky stěny profilu o 1 mm ovlivní frekvenci o cca 0,185 Hz, a tudíž není možné, aby změna frekvence byla způsobena pouze větší tloušťkou stěny totožného průměru profilu RO 76,1. Těmto výsledkům odpovídá i globální model, který při záměně původního profilu RO 76,1x4 za RO 76,1x4,5 vykazuje hodnotu o 0,09 Hz nižší viz Obr. 57: a Obr. 58:. Naměřená frekvence 20,3 Hz by po nahrazení táhel v globálním modelu odpovídala nejbližše profilu RO 101,6x2,6 (20,16 Hz) viz Obr. 59:. Rozdílné hodnoty vlastních frekvencí prutů, které by měly mít při stejných okrajových podmínkách a geometrii identické vlastní frekvence, je dán použitou výpočetní metodou (Lancozsova metoda výpočtu vlastních čísel).



Obr. 57: Pásmo vlastních kmitů pro RO 76,1x4



Obr. 58: Pásmo vlastních kmitů pro RO 76,1x4,5



Obr. 59: Pásmo vlastních kmitů pro RO 101,6x2,6

5.2.2 Vliv efektivní délky prvku

V globálních výpočtových modelech se vždy počítá s osovou délkou prvků. Reálně je však efektivní délka zredukována nějakým způsobem velikostí profilů styčníku. Pomocí

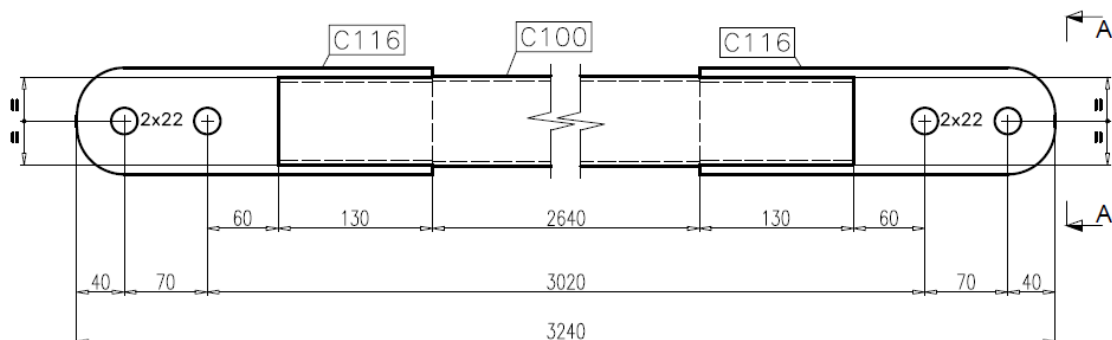
rovnice pro teoretickou frekvenci (6), kterou je možné využít i v případě analýzy vlivu délky prutu, se pokusíme vyhodnotit, jaké efektivní délce prvku odpovídá naměřená frekvence. Výsledné frekvence pro jednotlivé délky po 100 mm lze najít v tabulce Tab. 5, kde pro docílení přesnějších hodnot v oblasti kolem délky prutu 3,2m došlo ke zjemnění kroku, a to po 20 mm a poté nalezena hodnota nejbližší odpovídající naměřené frekvenci.

Tab. 5: Přehled hodnot frekvencí pro různé teoretické délky prvku

Profil [mm] /délka[m]	3,140	3,160	3,180	3,197	3,200	3,210
76,1x4	21,047	20,781	20,520	20,303	20,265	20,139
76,1x4,5	20,921	20,657	20,398	20,182	20,144	20,019
76,1x5,6	20,733	20,472	20,215	20,001	19,963	19,839
76,1x6,3	20,427	20,170	19,917	19,705	19,668	19,546
76,1x7,1	20,207	19,952	19,702	19,493	19,456	19,335
76,1x8	20,027	19,774	19,526	19,319	19,283	19,163
76,1x8,8	19,761	19,511	19,267	19,062	19,026	18,908
76,1x10	19,460	19,215	18,974	18,773	18,737	18,621
76,1x11	19,267	19,024	18,785	18,586	18,551	18,436

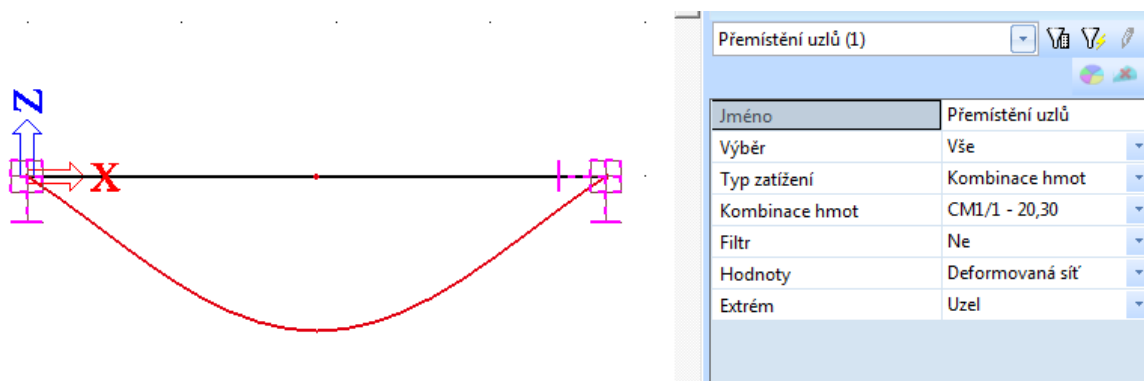
V tabulce Tab. 5 žlutě označená hodnota frekvence naměřená na konstrukci 20,3 Hz odpovídá délce prutu 3,197 m, přičemž teoretická osová délka v modelu je 3,752 m. Tento rozdíl hodnot lze označit za poměrně markantní. Při změně délky o 2 cm se hodnota frekvence změní o 0,3 Hz, tento fakt je ještě více patrný z Tab. 4 v kapitole 5.2.1, kdy při změně délky prutu o 20 cm nastává změna frekvence o 3,4 Hz.

Když vezmeme v potaz, že teoretická délka (3,197 m) odpovídající frekvenci 20,3 Hz je výrazně menší než původně uvažovaná teoretická délka prvku v modelu (3,752 m), znamená to, že volná délka struny je menší, a proto vychází frekvence značně vyšší. To nasvědčuje faktu, že upnutí, které bylo uvažováno jako kloubové, ve skutečnosti kloubové není. Délka struny se vlivem upnutí zmenšila o 0,555 m.



Obr. 60: Diskutovaný prvek táhla RO 76,1x4 vyjmutý z výkresové dokumentace

Na Obr. 60: vidíme ztužující prvek táhla, na kterém došlo k poruše. Můžeme si zde všimnout, že celková délka trubkového profilu včetně navařených plechů je 3,240 m a vzdálenost od vnějších šroubů je 3,160 m. Tato délka se poměrně nápadně podobá tabulkové hodnotě délky vypočítané rovnicí (6), která odpovídá frekvenci naměřené na reálné konstrukci. Délka upnutí 3,197 m vycházející z rovnice (6) pro frekvenci 20,3 Hz pak odpovídá změně tuhosti podpor z uvažované kloubové na polotuhou o hodnotě 0,0938 MNm/rad viz Obr. 61:.



Obr. 61: Frekvence při tuhosti podpor 0,0938 MNm/rad v programu Scia Engineer

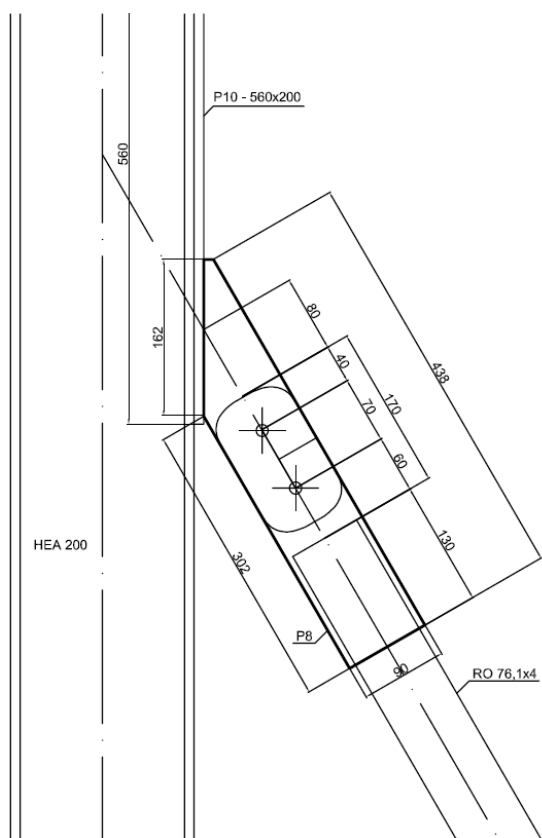
5.2.3 Vliv tuhosti uložení prvku

Jak již bylo v kapitole 2.8 Ocelové styčníky zmíněno, spoje ocelových konstrukcí jsou v praxi nejčastěji uvažovány jako kloubové nebo tuhé. Nicméně skutečné chování styčníku odpovídá ve většině případů právě polotuhému spoji, který umožňuje částečné natočení a částečný přenos momentů. Kde přesně mezi zmíněnými případy kloub – vetknutí se daný styčník nachází, závisí na přípojích. Zjednodušeně je lze určit z pracovních diagramů $M-\Phi$ typových příkladů připojení. Přesněji je lze dopočítat analyticky dle normových metod či pomocí modelů ve výpočetních softwarech.

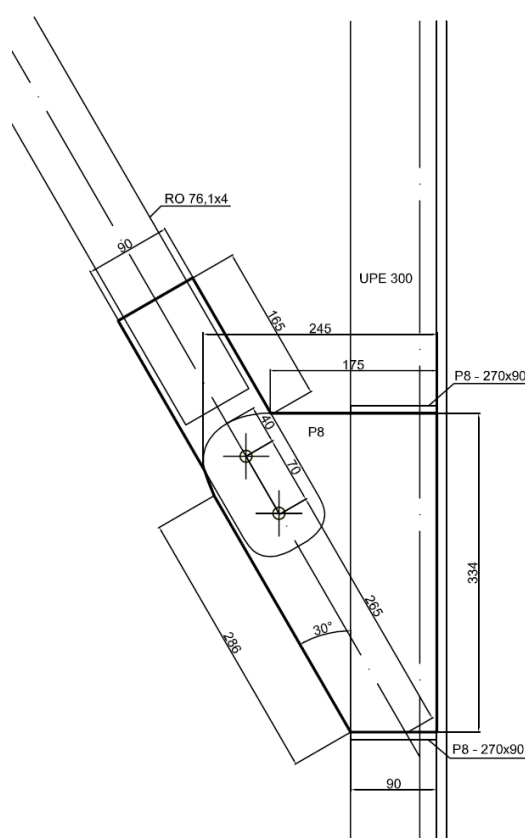
Ve většině případů jsou styčníky v globálních modelech výpočetních programů zjednodušeně zadávány jako kloub či vetknutí. Takové upnutí má tak jednoznačně stanovenou tuhost a efektivní délku prutu. V softwarových výpočetních modelech lze velice snadno tuhost styčníku změnit a vytvořit tak polotuhý spoj. Přesnou hodnotu tuhosti je však nutné předem vypočítat, a pokud je v konstrukci velké množství unikátních styčníků, může být tento proces poměrně zdoluhavý. Když však vezmeme v potaz možný vliv na okolní konstrukční prvky styčníku, stojí za bližší zhodnocení, do jaké míry je schopno upevnění potažmo tuhost podpory ovlivnit teoretickou délku prutu, případně jeho vlastní frekvenci. V předchozí kapitole 5.2.2 bylo zjištěno, že teoretická délka prutu 3,752 m se díky upnutí zmenšila na cca 3,197 m, čemuž odpovídá změna tuhosti podpor z navržených kloubových na polotuhé, při tuhosti podpor 0,0938 MNm/rad. V této kapitole ověříme a porovnáme tuto

tuhost s tuhostí získanou vytvořenými modely reálných styčnicků ve vybraných výpočetních softwarech.

Pro tyto účely byly vybrány programy Idea StatiCa, Scia Engineer a Dlubal RFEM, kde byly modelovány přípoje 1 Obr. 62: (Idea StatiCa, Scia Engineer a Dlubal RFEM) a 2 Obr. 63: (Idea StatiCa a Scia Engineer), které jsou upnutím porušených táhel a následně vypočítána jejich tuhost. Ocel použitá na konstrukce plošiny byla S 355 J2 (EN 10025-2), šrouby M20 8.8 a svary oboustranné koutové 5 mm.



Obr. 62: Styčnick 1

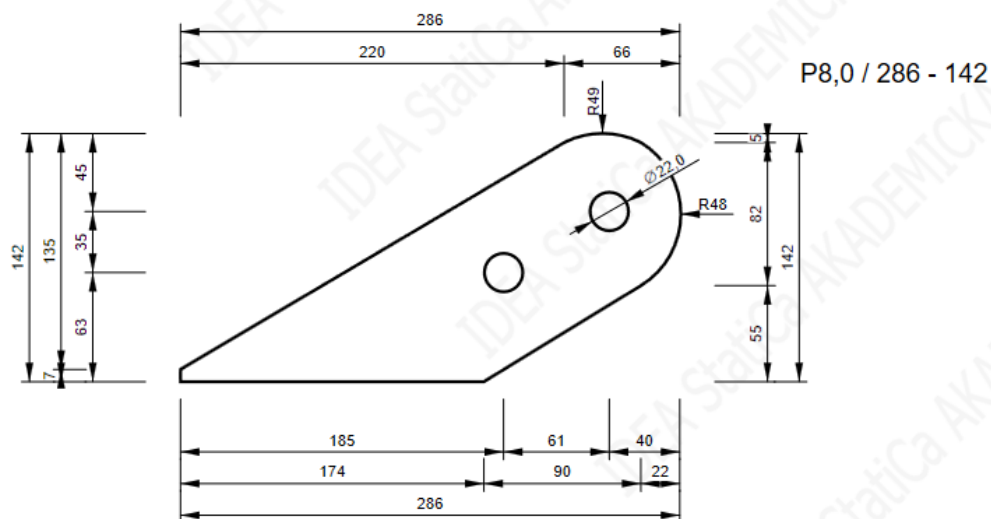


Obr. 63: Styčnick 2

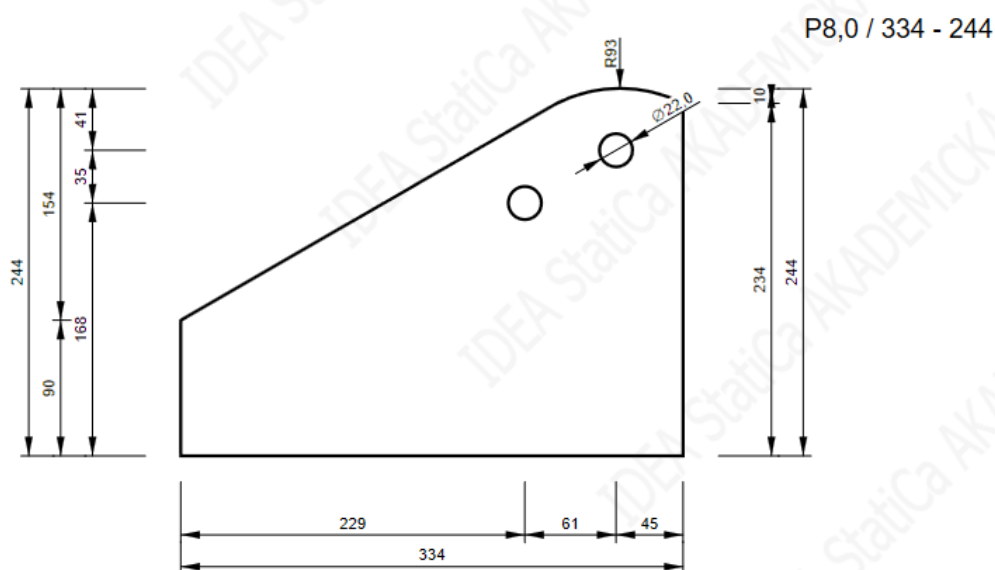
Idea StatiCa

IDEA StatiCa je software vytvořený a používaný pro návrh a posouzení pro všechny typy svařovaných a šroubovaných přípojí ocelových konstrukcí. Software pracuje na principu metody CBFEM - Component-Based Finite element model, která spojuje metodu konečných prvků a metodu komponent. Program rozdělí styčnick na jednotlivé komponenty, plechy vymodeluje metodou konečných prvků s předpokladem ideálního elasticko-plastického materiálu, šrouby a svary nadefinuje jako nelineární pružiny. V každé komponentě je pak pro analýzu vnitřních sil použita metoda konečných prvků. Každý segment styčnicku je posouzen dle vzorců příslušné národní normy, obdobně jako při použití metody komponent.

Samotné modelování, výpočet a posouzení proběhl v několika krocích, které jsou popsány dále. V knihovně šablon programu se nejprve zvolil výchozí styčník nejvíce podobný našemu modelu a nadefinovala se základní data o projektu. Dalším krokem bylo pomocí operací programu docílit přesné geometrii styčníku a přesně nadefinovat všechny plechy, šrouby a svary viz Obr. 64: a Obr. 65:. Na styčníku se poté nastavilo charakteristické zatížení ohybovým momentem ve směrech M_y a M_z v obou případech 10 kNm.

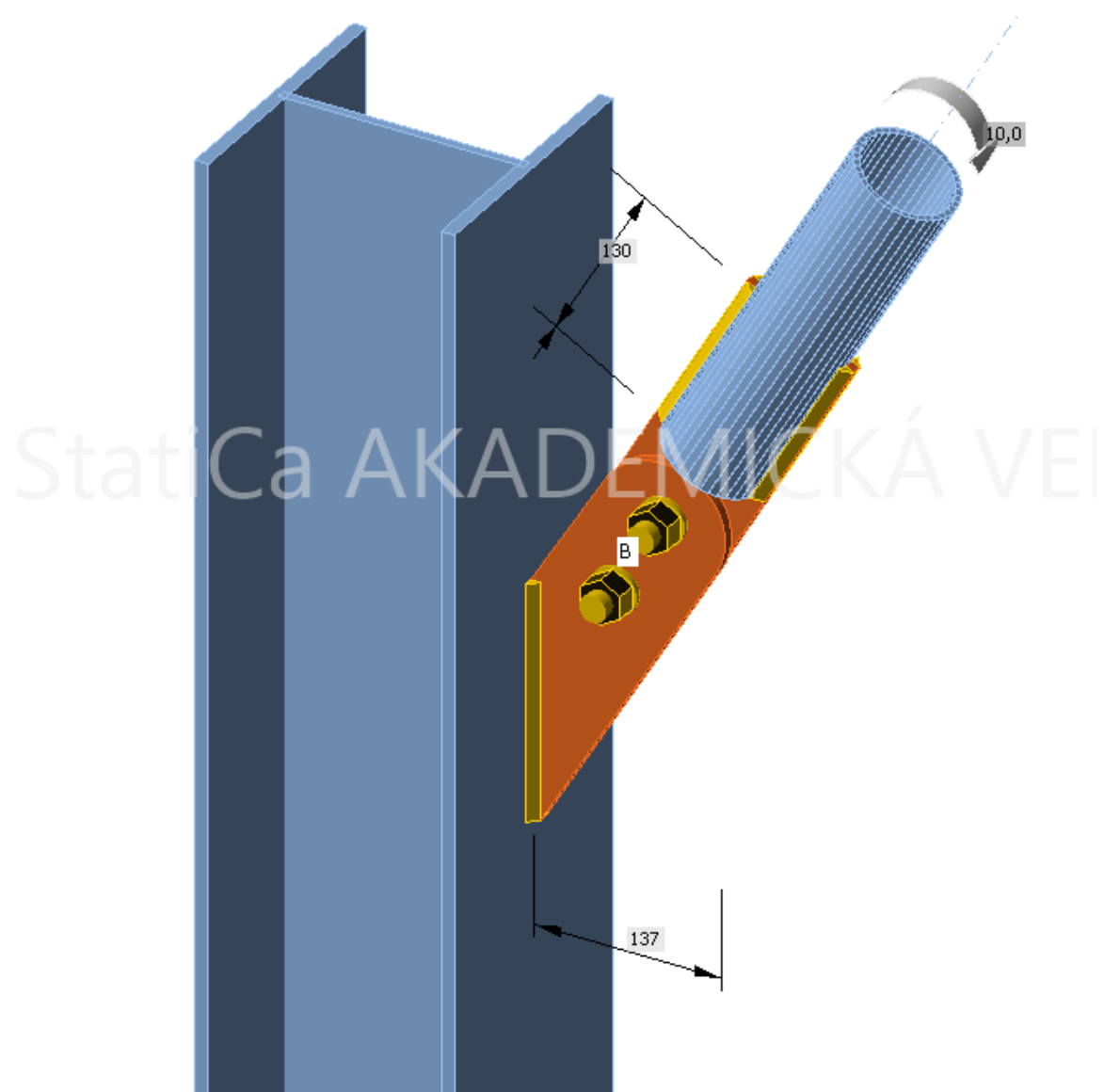


Obr. 64: Geometrie přípojovacího plechu styčníku 1

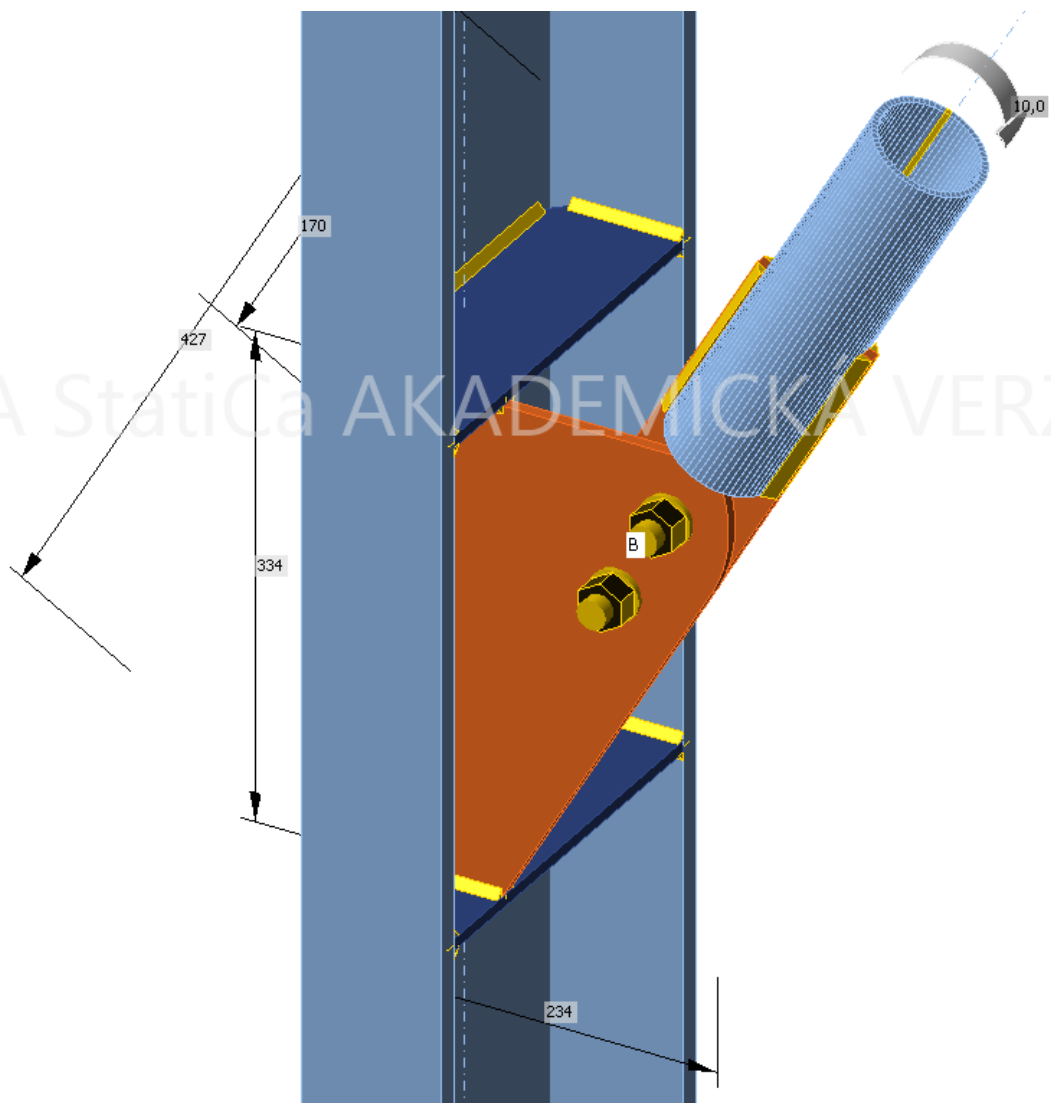


Obr. 65: Geometrie přípojovacího plechu styčníku 2

Kompletně namodelované styčníky 1 a 2 pak můžeme vidět na Obr. 66: a Obr. 67:.



Obr. 66: Model styčníku 1 vytvořený v programu Idea StatiCa



Obr. 67: Model stýčnicku 2 vytvořený v programu Idea StatiCa

Na obou namodelovaných stýčnicích byl proveden výpočet tuhosti a posouzení jednotlivých prvků stýčnicku. Dle tuhostního posudku stýčnick 1 vykazoval tuhost ve směru osy Z (vyvolaný momentem kolem osy Y) 153,1 kNm/rad a v měkčím směru osy Y 1,8 kNm/rad. Mezní hodnoty pro kloubový stýčnick je v tomto případě 16,5 kNm/rad a pro tuhý 264,8 kNm/rad. Stýčnick 1 lze dle programu Idea StatiCa vyhodnotit ve směru Z jako polotuhý a ve směru Y jako kloubový. Stýčnick 2 vypočítal tuhost ve směru Z 176,0 kNm/rad a ve směru Y 2,3 kNm/rad, přičemž zde byla limitní hodnota pro kloubový stýčnick určena 10,3 kNm/rad a pro tuhý stýčnick 517,1 kNm/rad. Kompletní protokoly k výpočtům obou stýčnicků jsou k nalezení v Příloze 3 a 4.

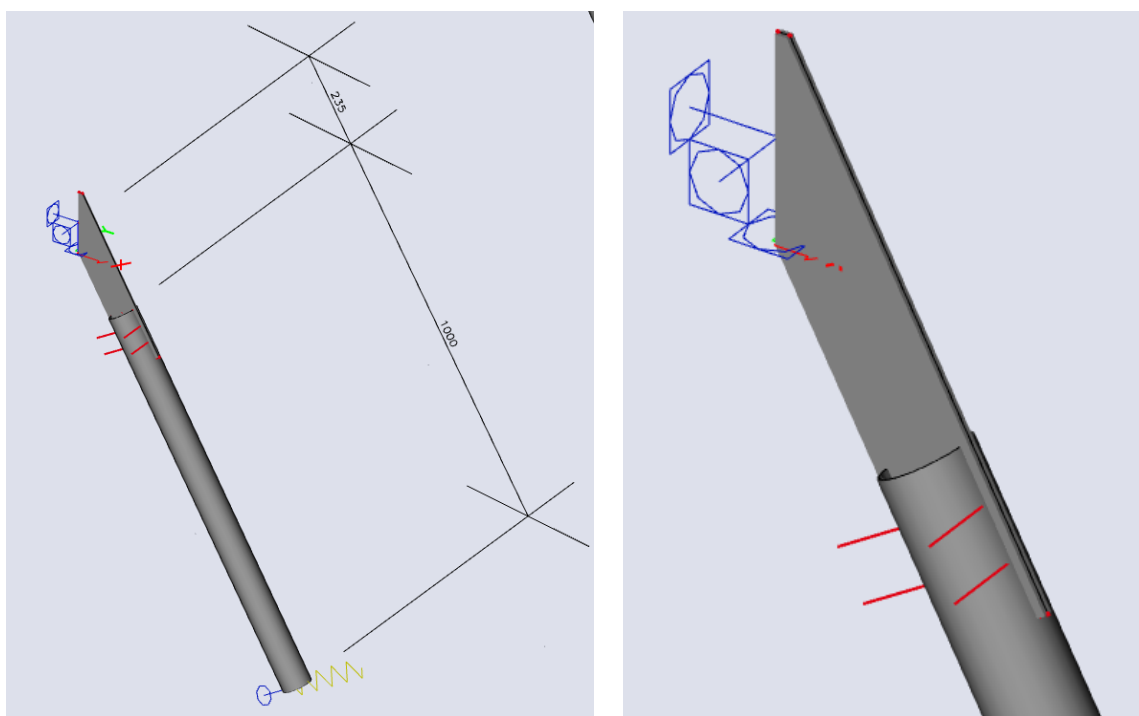
Scia Engineer

SCIA Engineer je softwarový systém vhodný pro návrh konstrukcí, statickou a dynamickou analýzu a posouzení výsledného návrhu dle příslušných technických norem. Obecný princip tohoto výpočetního programu je založen na metodě konečných prvků

(MKP). Program lze využít jak pro návrhy prutových konstrukcí, tak i rovinných – stěnových, deskových či skořepinových prvků.

Pro zjištění tuhosti v programu Scia Engineer bylo třeba styčník vymodelovat jako skořepinový model kvůli získání přesného rozložení a průběhu napětí. To znamená vytvořit přípojný plech a trubkový profil pomocí skořepin, kdy budou profily definovány jako plochy, a ne pouze prut. Zároveň je zájem o maximální zjednodušení modelace požadovaného styčníku, ale zároveň dostatečně přesných výsledků pro jejich další využití pro zpřesnění vstupních podmínek do globálních modelů.

Jako první byl vytvořen model styčníku 1 (Obr. 68:) s délkou RO profilu 1 m. Zde byl žiletkový šroubovaný spoj uvažován zjednodušeně jako jeden propojený plech (na kontakt pevně spojený). Bylo tak uvažováno z důvodu malých napětí a vnitřních sil (maximálně 5MPa) kdy se kontakt chová jako svar a vykazuje tuhost jako při vetknutí – tento fakt byl prokázán měřením při kmitání. A uložení na tužší osu sloupu profilu HEA200 přes styčníkový plech bylo taktéž uvažováno jako tuhé.



Obr. 68: Schéma a detail prvotního skořepinového modelu styčníku 1 v programu Scia Engineer

V takovém případě tuhých spojení podpory, plechu a trubkového tělesa lze tuhost lze získat úvahou, kdy jednotkovým pootočením podpory získám momentovou reakci podpory, která charakterizuje právě tuhost podpory, vycházející z rovnice (9) a následně je toto řešení možné ověřit jednotkovým posunem podpory na opačném konci.

$$k = \frac{M}{\varphi} \quad (9)$$

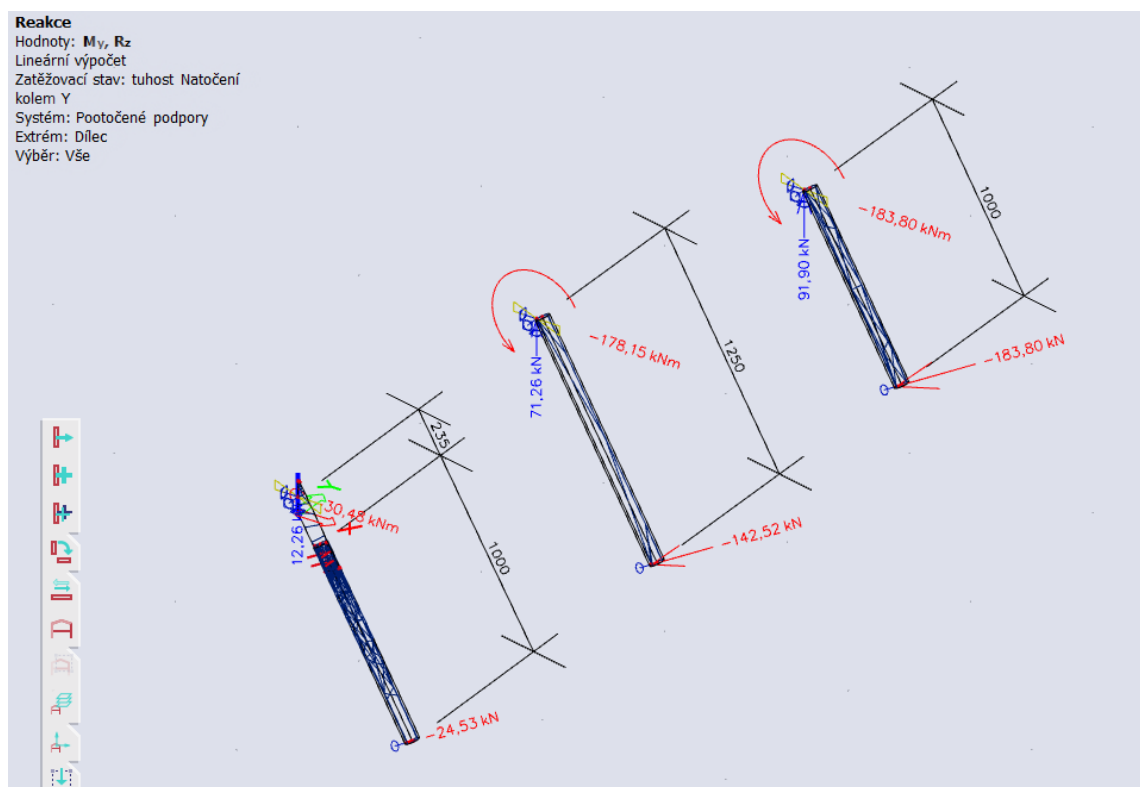
kde je

k – tuhost

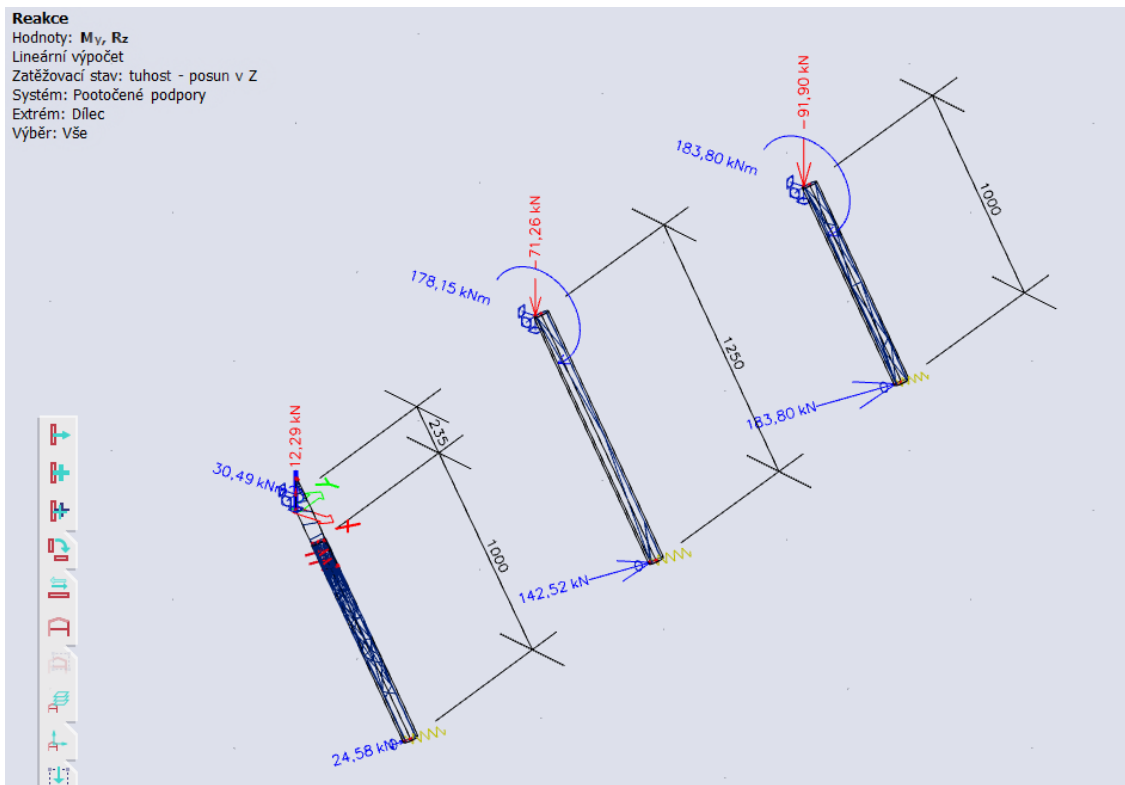
M – moment

φ – natočení

První výsledky získané programem ukazují, že reakce získané vynucením jednotkového natočení (1 rad) tuhé podpory (Obr. 69:) opravdu odpovídají reakcím získaným jednotkovým posunem (1 m) kloubové podpory na druhém konci styčníku (Obr. 70:). Pro ověření správnosti výpočtu a výsledků modelu byly vytvořeny modely i bez styčníkového plechu.

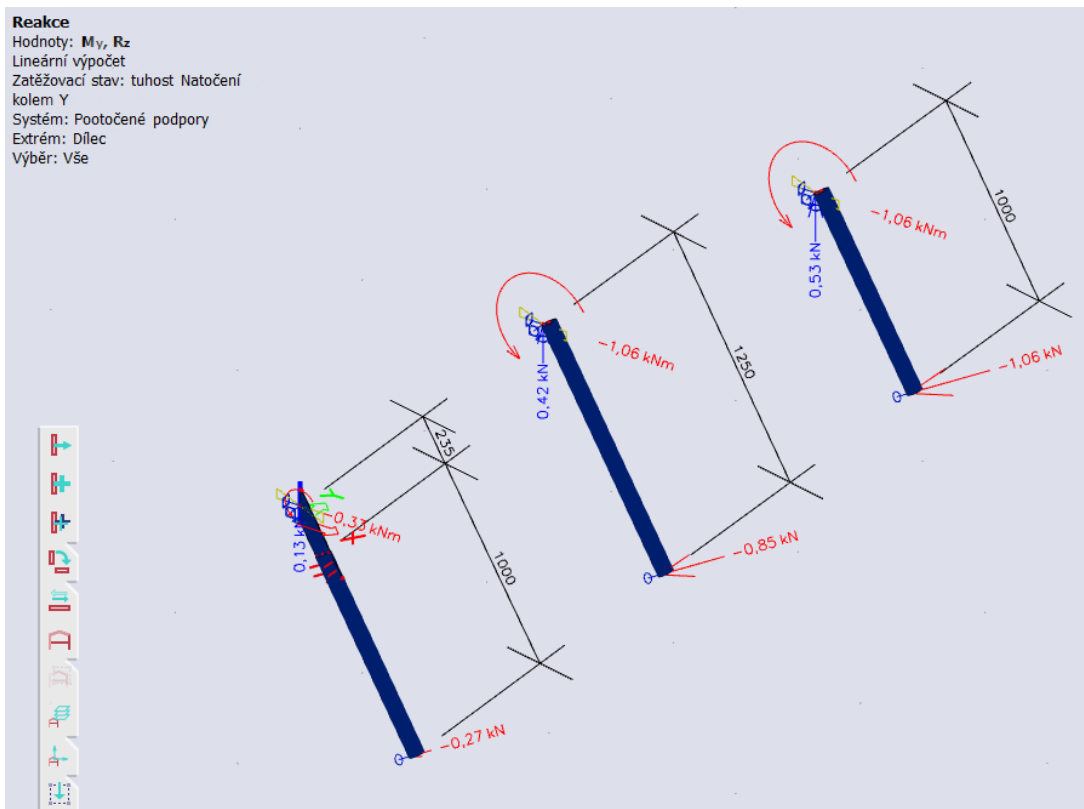


Obr. 69: Reakce M_y a R_z získané jednotkovým natočením tuhé podpory

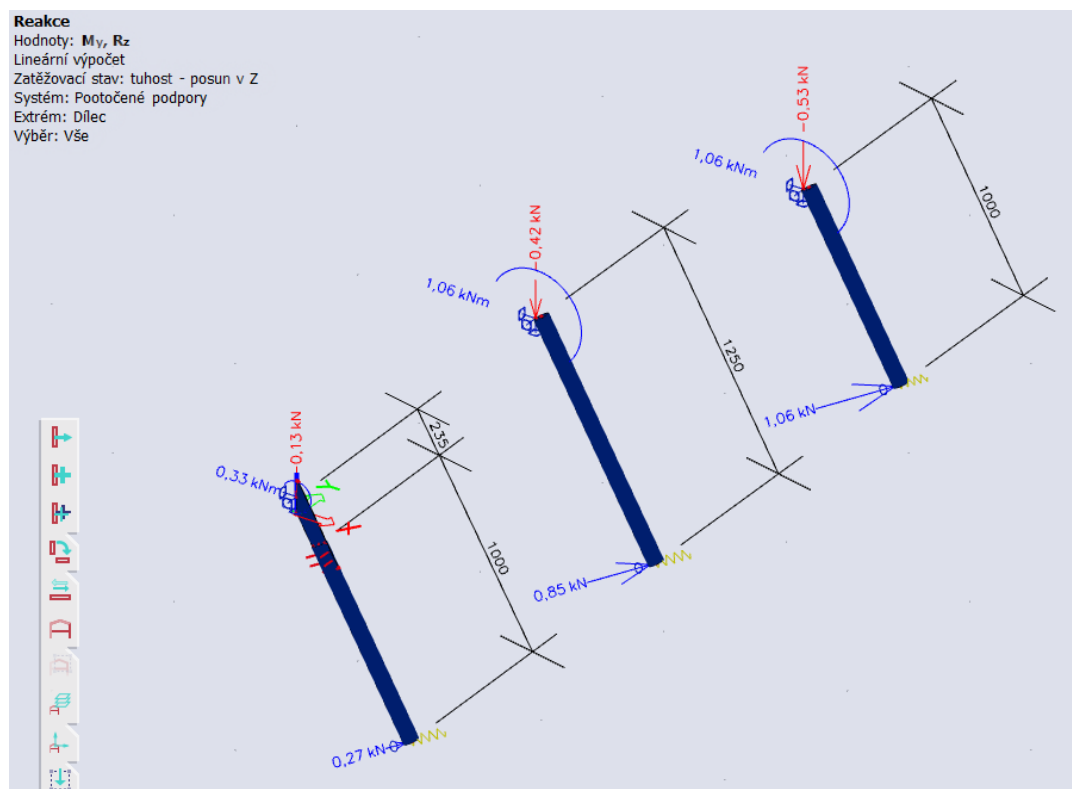


Obr. 70: Reakce M_y a R_z získané jednotkovým posunem kloubové podpory

V tomto případě tedy vychází tuhost styčníku na 30,45 kNm/rad, nicméně pokud změníme v programu nastavení sítě průměrnou velikost 2D konečných prvků z předdefinované 1 m na 0,005 m, dostaneme diametrálně odlišné výsledky. Při zpřesnění sítě dostáváme výsledek tuhosti styčníku 0,33 kNm/rad viz Obr. 71: a Obr. 72:.



Obr. 71: Reakce způsobené jednotkovým natočením tuhé podpory styčnicku 1 získané po zjemnění sítě 2D konečných prvků



Obr. 72: Reakce způsobené jednotkovým posunem kloubové podpory styčnicku 1 získané po zjemnění sítě 2D konečných prvků

Výše získaná hodnota tuhosti (0,33 kNm/rad) z programu Scia je však zcela odlišná od hodnoty získané programem Idea StatiCa (153,1 kNm/rad), proto zde byla ještě ověřena úvaha, že výsledná hodnota z programu Idea StatiCa je hodnota pouze samotného styku, kdežto hodnota z programu Scia je výsledná tuhost celku, to znamená tuhost styku a současně trubkového profilu viz rovnice (10).

$$\frac{1}{k_{celek}} = \frac{1}{k_{trubka}} + \frac{1}{k_{styčník}} \quad (10)$$

kde je

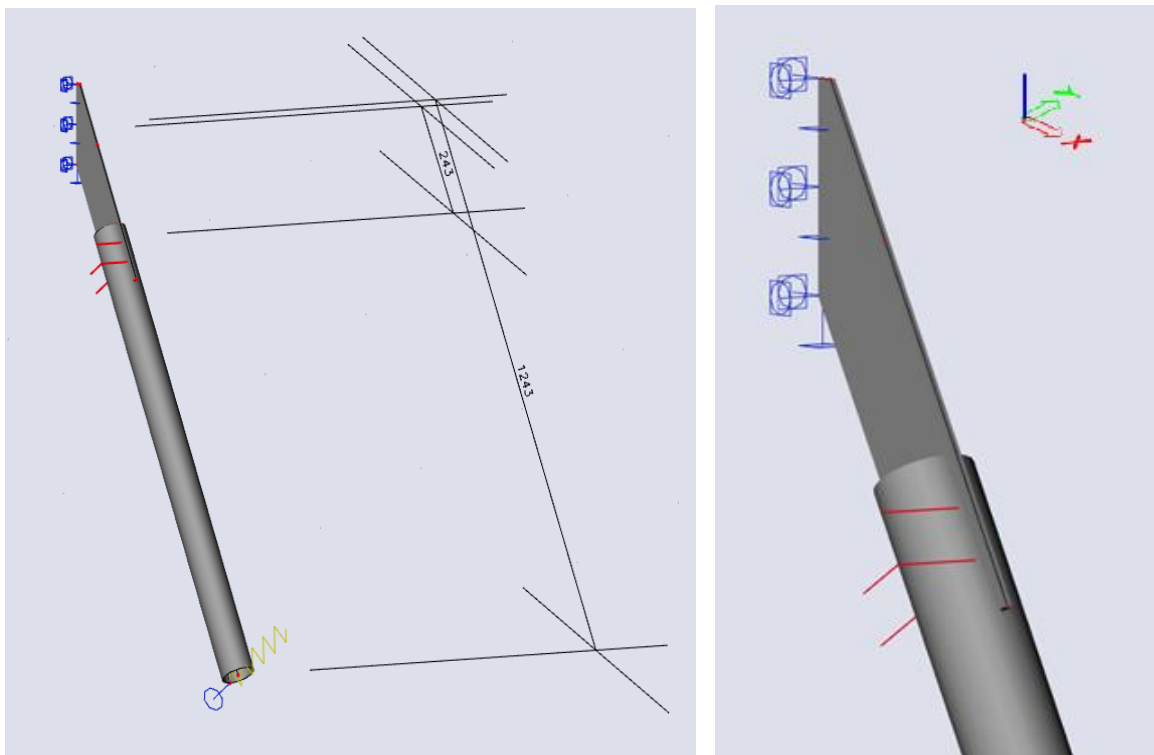
k_{celek} – tuhost celku

k_{trubka} – tuhost trubkového profilu

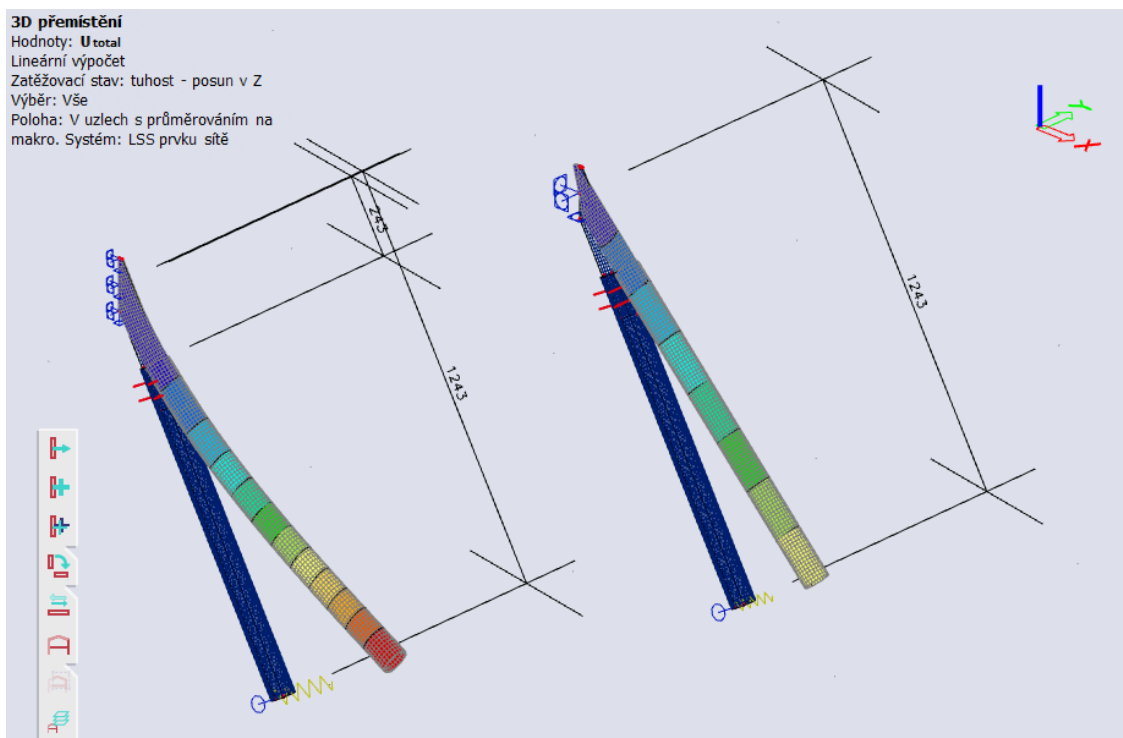
$k_{styčník}$ – tuhost samotného styku

Do rovnice (9) byly dosazeny hodnoty tuhostí z Obr. 71., a to 0,33 kNm/rad za tuhost celku (k_{celek}) a 1,06 kNm/rad za tuhost trubkového profilu (k_{trubka}). Výsledná hodnota styku ($k_{styčník}$) vycházela 0,48 kNm/rad. Tudíž ani tato hodnota se nepřibližovala hodnotě (153,1 kNm/rad) získané z programu Idea StatiCa.

Přistoupilo se tedy k úpravě detailu styčníku, která spočívala předefinování charakteru spojení mezi styčnickovým plechem a sloupem. Z bodového vetknutí na liniové vetknutí, které lépe vystihuje chování kontaktu přípoje, viz Obr. 73:. Z Obr. 74: je pak patrná změna chování a správnost deformace při změně uložení.



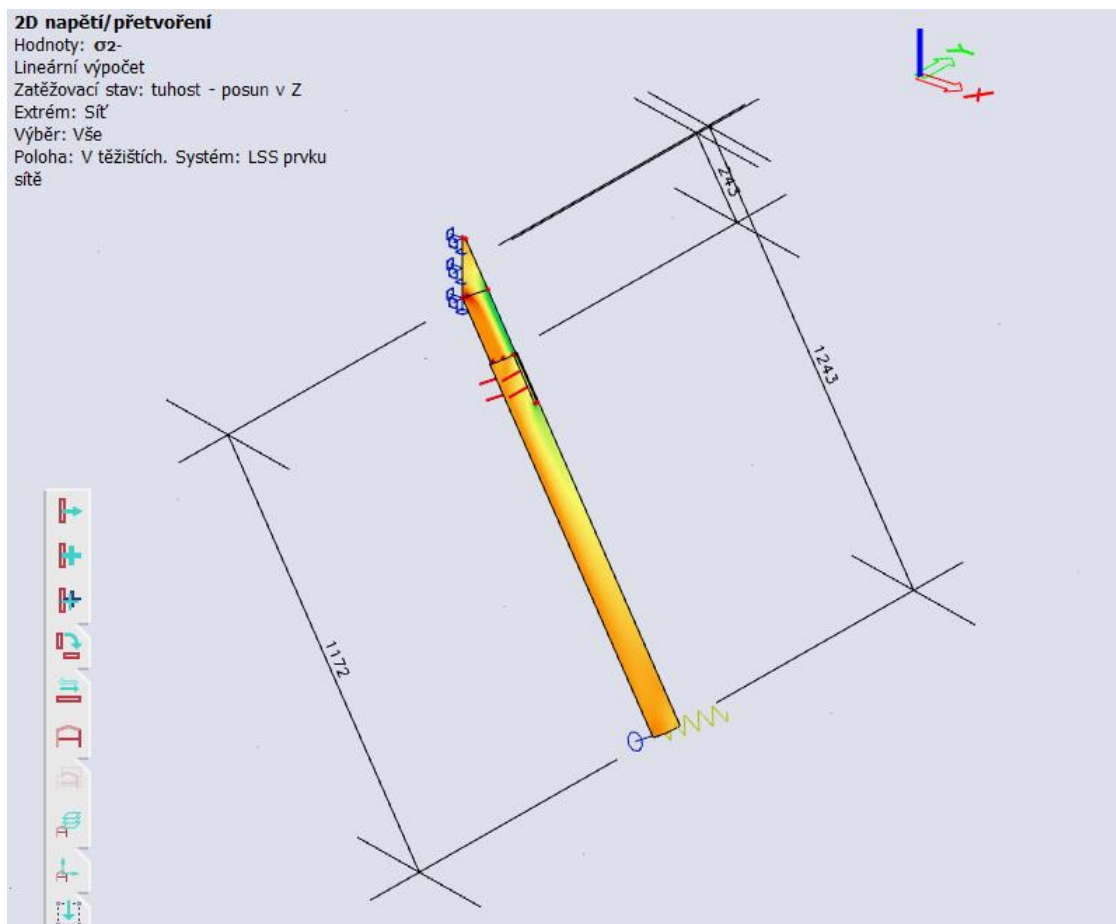
Obr. 73: Schéma a upravený detail styčnicku 1 vytvořený v programu Scia Engineer



Obr. 74: Porovnání průběhů deformace při změně podpory

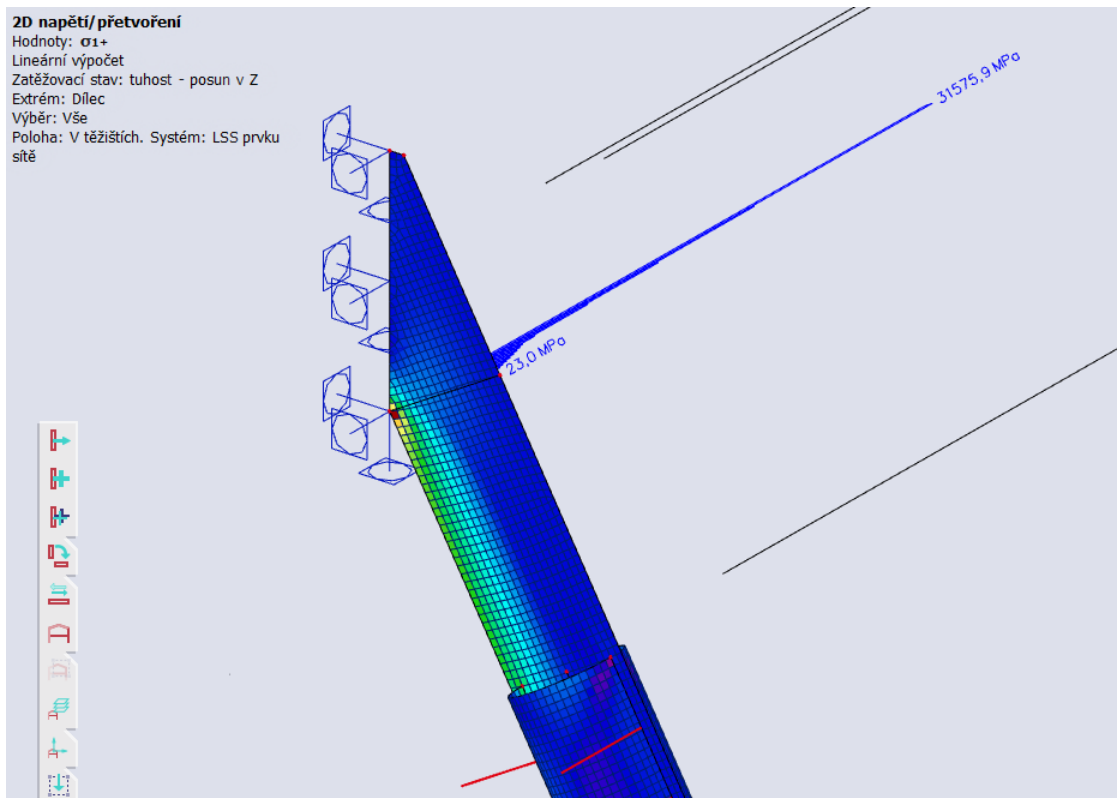
Nyní se přistoupilo ke zjištění tuhosti styčnicku přes metodu průběhu napětí na průřezu. V tomto případě nebyla možnost využití jednotkového pootočení z důvodu liniové

podpory, proto byl aplikován pouze jednotkový posun kloubové podpory a následně z programem vykreslených napětí zjištěné momenty na průřezu v nejvíce namáhaném místě. Toto místo bylo dle předpokladu, na kontaktu spodní strany přípojného styčnickového plechu a připojení přes další styčnickový plech na sloup viz Obr. 75:.

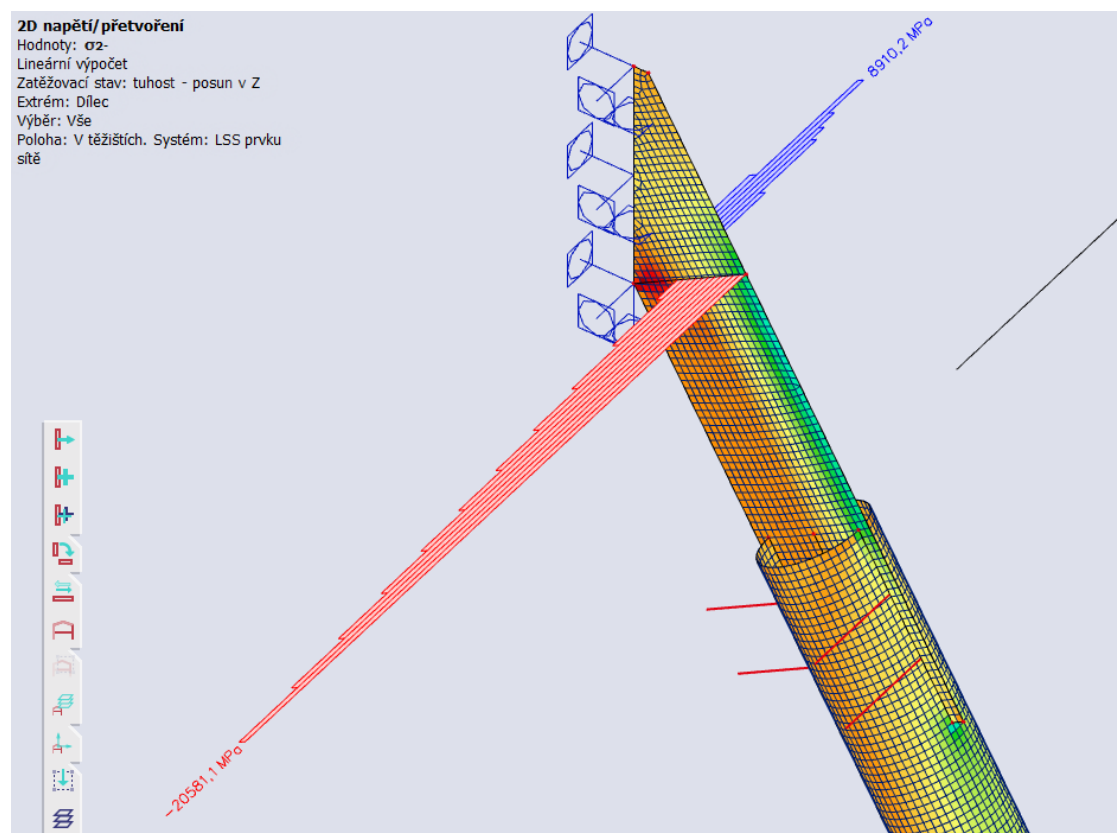


Obr. 75: Vykreslení napětí na styčnicku 1 při zatížení jednotkovým posunem kloubové podpory

V místě nejvyšších hodnot byl vytvořen řezu na ploše, pomocí kterého je možné zobrazit průběh napětí na průřezu. Při správném nastavení vykreslování získáme normálová napětí, kdy σ_{1+} značí největší tah (Obr. 76:) a σ_2 největší tlak (Obr. 77:). Nastavení výpočetní sítě 2D prvků bylo nastaveno na 0,005 m.



Obr. 76: Maximální tahové napětí na styčnicku 1



Obr. 77: Maximální tlakové napětí na styčnicku 1

Z maximálních hodnot normálového napětí a znalosti plochy průřezu v daném místě lze pomocí rovnice (11) vyjádřit moment v krajních vláknech průřezu. Průřezový modul pro obdélníkový průřez je dán rovnicí (12).

$$\sigma = \frac{M}{W} \quad (11)$$

kde je

σ - napětí

M - moment

W - průřezový modul

$$W = \frac{1}{6} bh^2 \quad (12)$$

kde je

W - průřezový modul

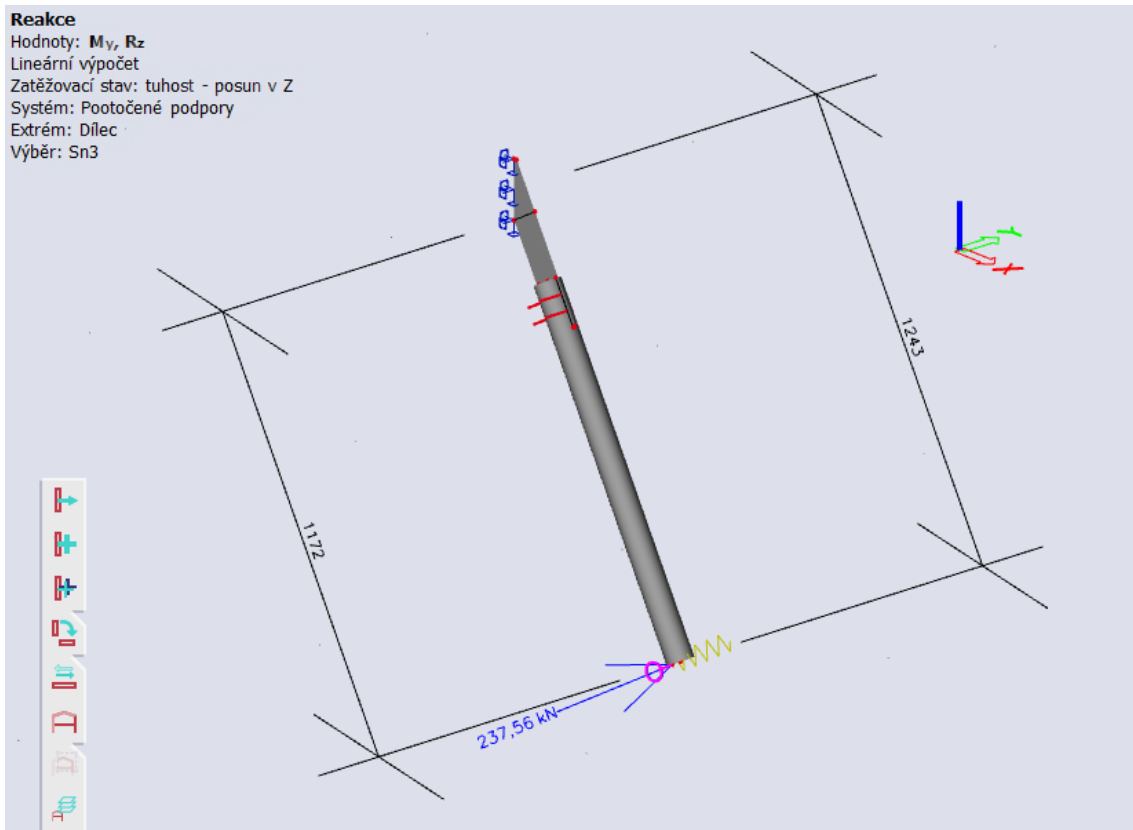
b - šířka průřezu

h - výška průřezu

Z obrázku Obr. 76: a Obr. 77: jsou patrné výsledné maximální hodnoty tahu ve styčnicku 1 $\sigma_{1+} = 31\,575,9$ MPa a tlaku $\sigma_{2-} = 20\,581,1$ MPa. Pro získání hodnoty normálového napětí od maximálních napětí v tahu i tlaku odečtu jejich průměr tj. ($\pm 5497,4$ MPa) a dostanu hodnotu $\sigma = 26\,078,5$ MPa. Po vyčíslení průřezového modulu plechu ze vzorce (12) a dosazení hodnoty normálového napětí do vzorce (11) dostaneme vyjádření momentu (13).

$$\begin{aligned} M &= \sigma \frac{1}{6} bh^2 \\ &= 26\,078,5 \cdot \frac{1}{6} \cdot 8 \cdot 90^2 = 281,648 \text{ kNm} \end{aligned} \quad (13)$$

Tato hodnota momentu lze ověřit velmi jednoduchým postupem, a to použitím základního vzorce mechaniky, kdy moment je síla (v tomto případě reakce na jednotkový posun) působící na rameni (v tomto případě vzdálenost reakce od místa řezu s maximálním napětím) viz rovnice (14). Reakce na jednotkový posun upraveného styčnicku 1 a vzdálenost k řezu s maximálním napětím jsou patrné z Obr. 78:.



Obr. 78: Reakce kloubové podpory styčníku 1 na jednotkový posun

$$\begin{aligned}
 M &= Fl \\
 &= 237,56 \cdot 1,172 = 278,420 \text{ kNm}
 \end{aligned}
 \tag{14}$$

kde je

M – moment

F – síla

l – rameno

Hodnoty momentu pro styčník 1 v místě řezu získané pomocí obou rovnic (13) 281,648 kNm a (14) 278,420 kNm jsou velmi blízké, a tudíž v rámci programu považovány za správné. Nicméně získaná hodnota momentu není v místě kontaktu, ale v místě řezu, a tak zbývá moment dopočítat v místě vetknutí. Pokud uvažujeme lineární průběh vnitřních sil, lze hodnotu vyjádřit pomocí rovnice (15), kdy hodnota momentu v řezu 1 lomená vzdáleností k řezu 1 je rovna momentu v teoretickém místě lomenému vzdáleností k teoretickému místu.

$$\frac{M_{teor}}{l_{teor}} = \frac{M_{řez1}}{l_{řez1}}
 \tag{15}$$

$$M_{teor} = \frac{278,42}{1,172} \cdot 1,243 = 295,287 \text{ kNm}$$

kde je

M_{teor} – moment teoretický

l_{teor} – rameno teoretické

$M_{řez1}$ – moment získaný v řezu maximálního napětí

$l_{řez1}$ – rameno řezu maximálního napětí

Po dosazení M_{teor} do vzorce (9) získáme hodnotu tuhosti $k_{teor} = 295,287 \text{ kNm/rad}$. Při dodržení úvahy, že hodnota z programu Scia je výsledná tuhost celku (tuhost styku a současně trubkového profilu), pro výslednou hodnotu tuhosti pouze styčnicku a porovnání s hodnotou z programu Idea StatiCa je třeba hodnotu tuhosti k_{teor} dosadit za hodnotu k_{celek} do rovnice (10). Z té pak dostaneme výslednou hodnotu $k_{styčník} = 1,678 \text{ MNm/rad}$. Tato hodnota se stále diametrálně liší od hodnoty tuhosti styčnicku 1 získané z programu Idea StatiCa ($153,1 \text{ kNm/rad}$). Pro ověření hodnoty tuhosti styčnicku 1 bude proveden kontrolní model v dalším výpočetním programu, a to v Dlubal software v kapitole Dlubal Software.

Model pro styčník 2 viz Obr. 79: vyžadoval komplexnější model se zohledněním navazující konstrukce. Muselo zde být totiž zohledněna možnost deformace styčnicku i včetně sloupu UPE 300, kdy je styčník připojený na jeho měkkou osu. Bylo tedy třeba porovnat torzní tuhost přípojného plechu a sloupu, pokud by byl poměr 1:1000 (přípojný plech:sloupu) je možné vymodelovat pouze část styčnicku, protože je sloup dostatečně tuhý, ale pokud by byl poměr tuhostí 1:1 je třeba sloup zohlednit v modelu kvůli možnosti deformace současně se styčnickem. Při dosazení příslušných hodnot do vzorce pro torzní tuhost (16) získáme torzní tuhost $3,463 \text{ kNm/rad}$ pro UPE300 a $12,415 \text{ kNm/rad}$ pro přípojný plech.

$$k_t = \frac{GI_t}{l} \quad (16)$$

kde je

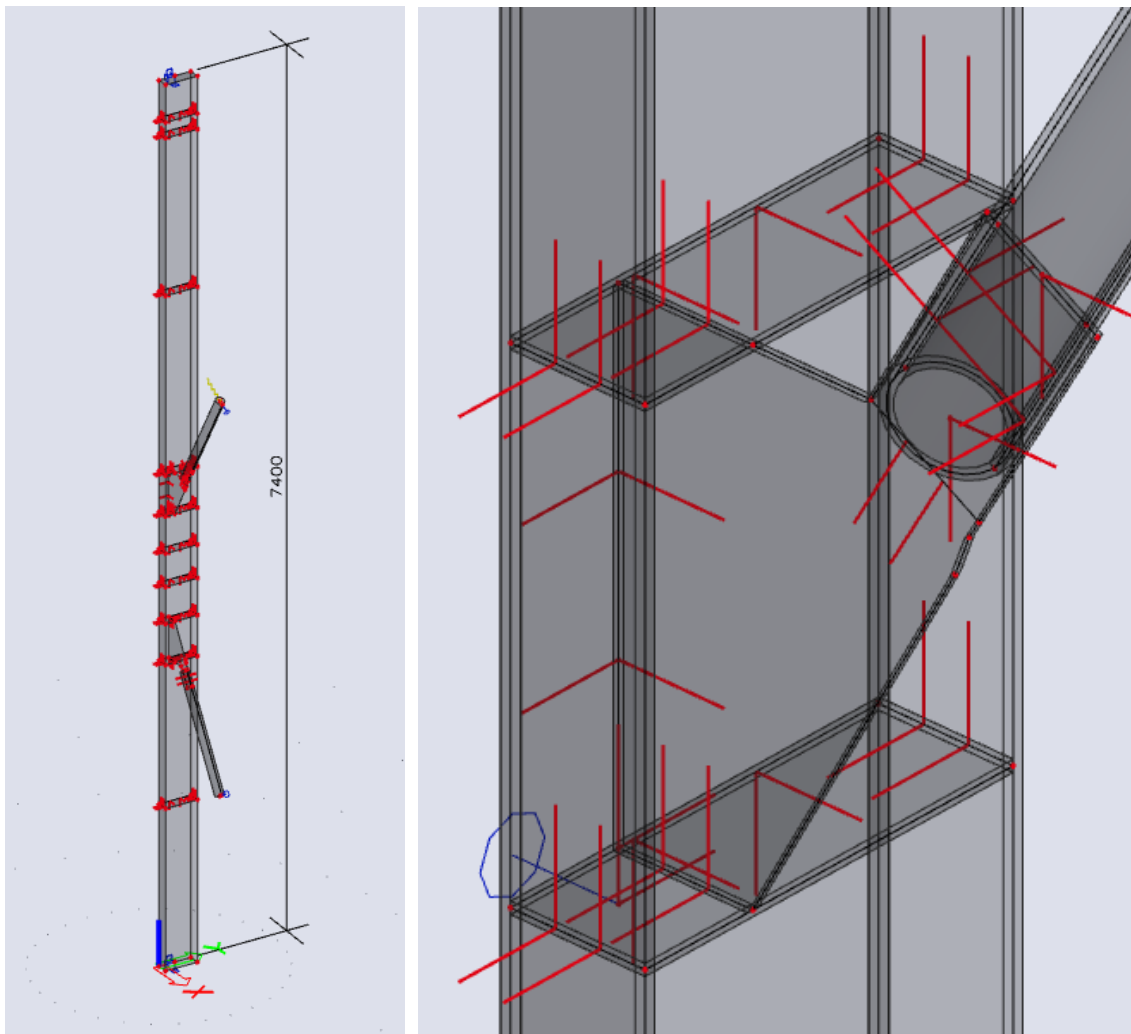
k_t – torzní tuhost

G – modul pružnosti ve smyku

I_t – moment tuhosti v kroucení

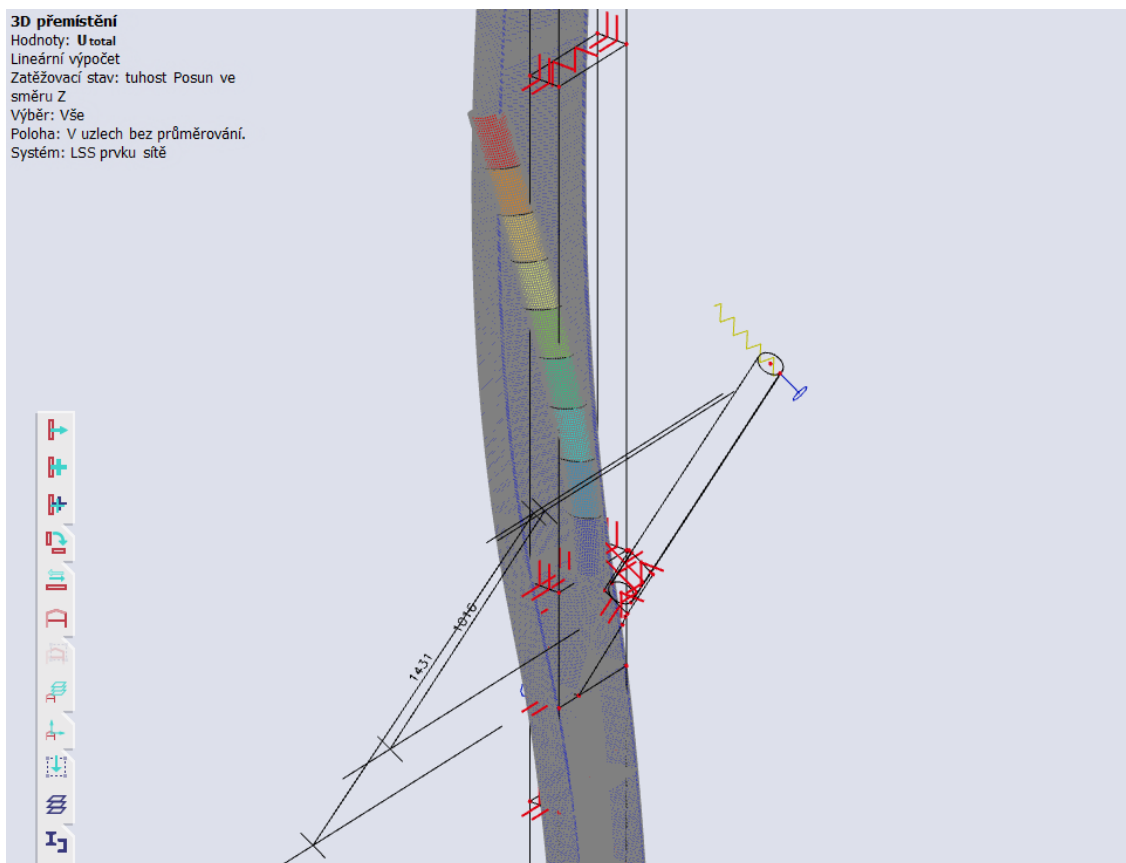
l – délka

Styčník 2 byl opět modelován stejnou úvahou jako v případě styčníku 1. Žiletkový šroubovaný spoj byl uvažován zjednodušeně jako jeden propojený plech a trubkový RO profil s délkou 1 m. Z důvodu malé torzní tuhosti sloupu byl spoj modelován včetně sloupu a všech výztuh pro hodnověrné výsledky Obr. 79:.



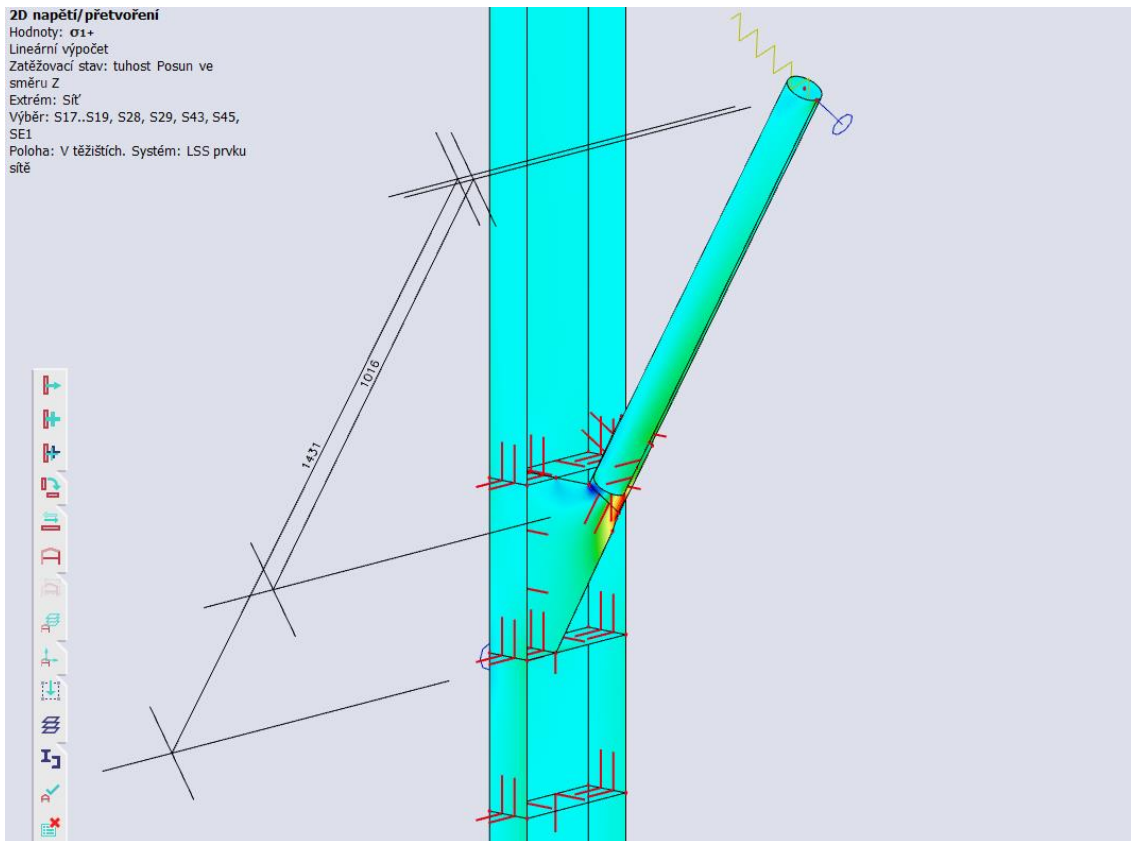
Obr. 79: Schéma a detail skořepinového modelu styčníku 2 v programu Scia Engineer

Pro kontrolu modelu styčníku 2 byla ověřena správnost deformace při jednotkovém posunu podpory, viz Obr. 80:.

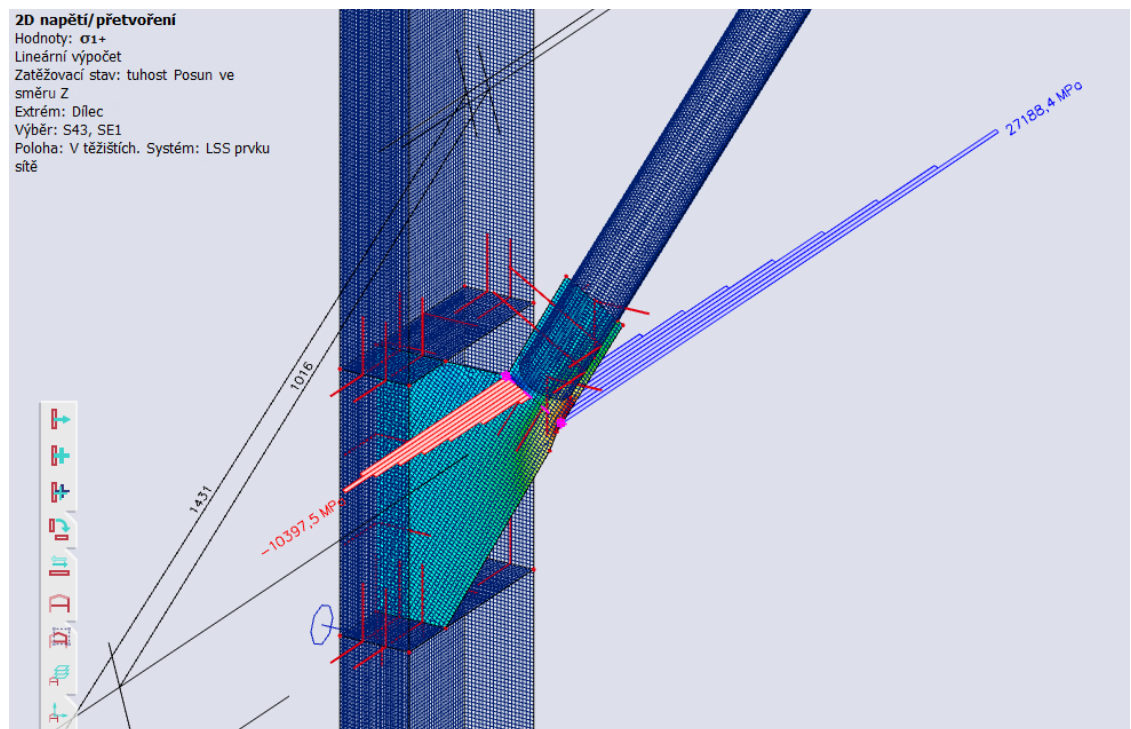


Obr. 80: Deformace styčnicku 2 při jednotkovém posunu podpory

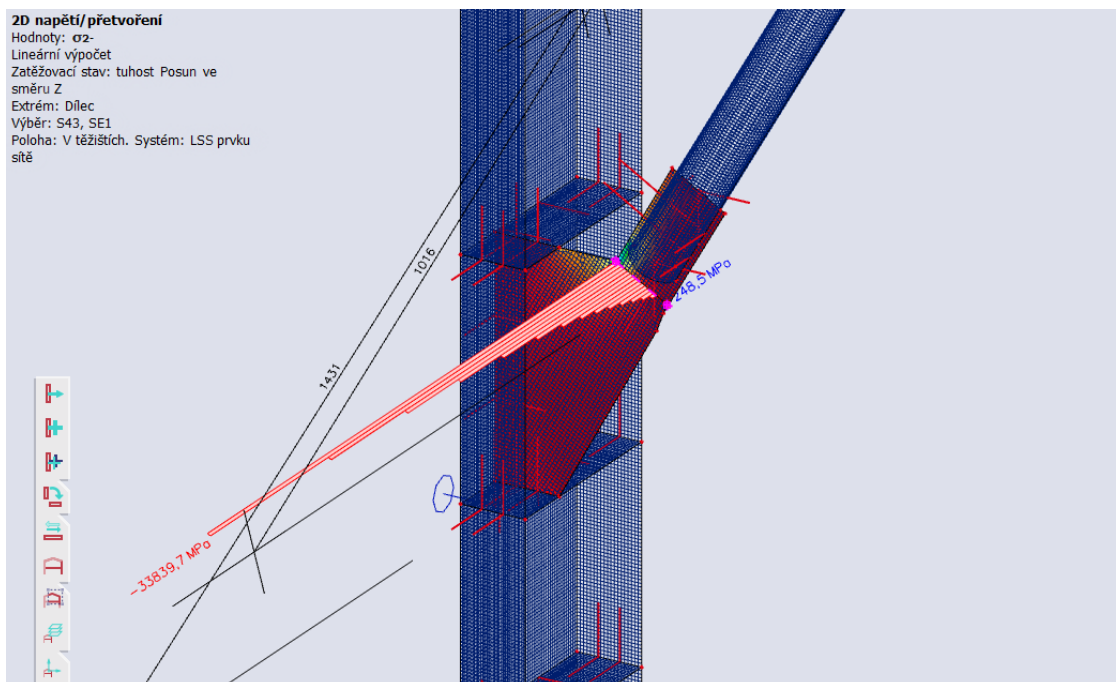
Postup pro zjištění momentů a tuhostí styčnicku 2 byl analogický jako v případě styčnicku 1, avšak rovnou se zde přistoupilo ke zjištění tuhosti styčnicku přes metodu průběhu napětí na průřezu. Nejprve bylo nalezeno nejslabší místo styčnicku s maximálním napětím při jednotkovém posunu kloubové podpory na konci trubkového profilu ve směru kolem osy Y. Na Obr. 81: můžeme vidět vykreslení napětí na styčnicku 2, přičemž je patrné že místo, kde napětí dosahuje maximálních hodnot je na hraně změny profilu přípojného plechu. V tomto místě byl vytvořen řez a vykreslen průběh napětí po průřezu s vyčíslením maximálních hodnot tahu a tlaku. Vykreslením normálových napětí získáme hodnoty největší tahu σ_{1+} (Obr. 82:) a největší tlak σ_2 (Obr. 83:). Nastavení výpočetní sítě 2D prvků bylo nastaveno na 0,005 m.



Obr. 81: Vykreslení napětí na styčnicku 1 při zatížení jednotkovým posunem kloubové podpory



Obr. 82: Maximální tahové napětí na styčnicku 2



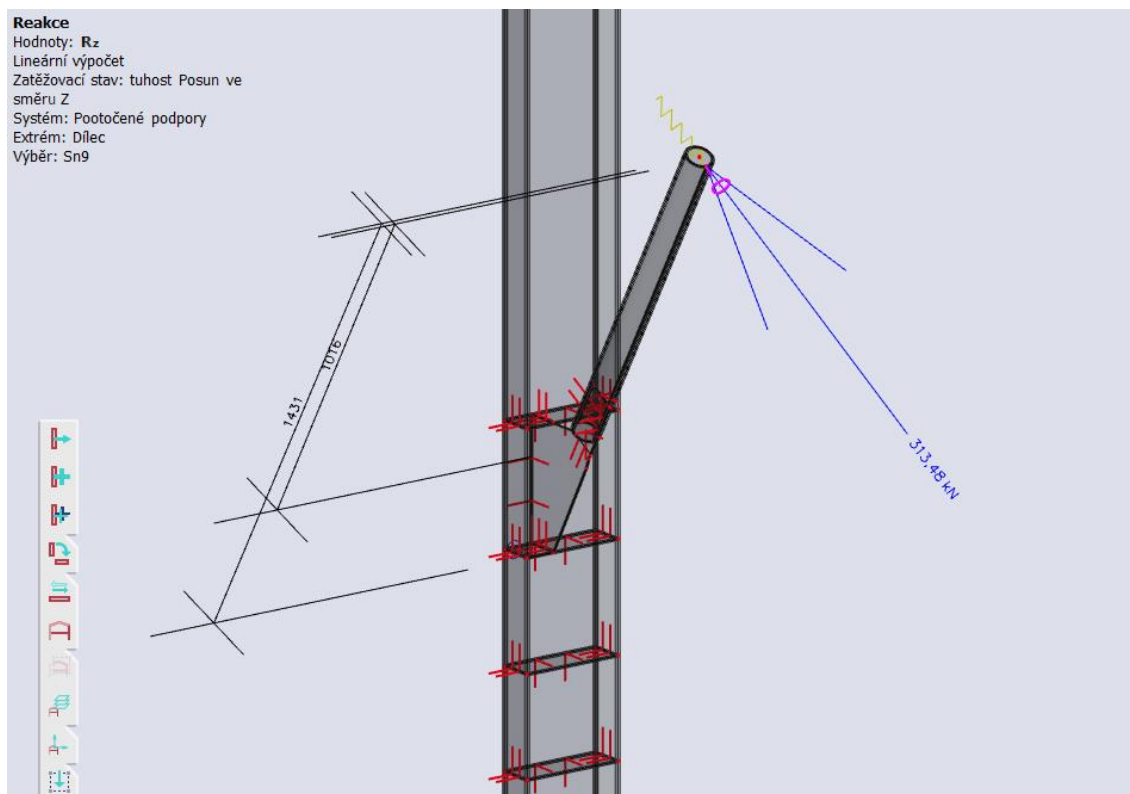
Obr. 83: Maximální tlakové napětí na styčnicku 2

Po získání maximálních hodnot normálového napětí a známém průřezu plochy v tomtéž místě lze pomocí rovnice (11) vyjádřit moment v krajních vláknech průřezu, přičemž průřezový modul pro obdélníkový průřez je dán rovnicí (12).

Z obrázku Obr. 76: a Obr. 77: lze vyčíst, že maximální hodnota v tahu pro styčnicku 2 $\sigma_{1+} = 27\,188,4$ MPa a maximální hodnota v tlaku $\sigma_{2-} = 33\,839,7$ MPa. Hodnota normálového napětí je po odečtení průměru maximálních hodnot tj. $(\pm 3325,7$ MPa) $\sigma = 30\,514,1$ MPa. Po vyčíslení průřezového modulu plechu ze vzorce (12) a dosazení hodnoty normálového napětí do vzorce (11) dostaneme vyjádření momentu (13).

$$M = \sigma \frac{1}{6} bh^2 = 30\,514,1 \cdot \frac{1}{6} \cdot 8 \cdot 90^2 = 329,552 \text{ kNm} \quad (13)$$

Tuto hodnotu momentu ověříme totožně jako u styčnicku 1, a to dosazením do rovnice (14). Reakce na jednotkový posun upraveného styčnicku 2 a vzdálenost k řezu s maximálním napětím jsou patrné z Obr. 78:.



Obr. 84: Reakce kloubové podpory styčnicku 2 na jednotkový posun

$$M = Fl = 313,48 \cdot 1,016 = 318,496 \text{ kNm} \quad (14)$$

Při porovnání hodnot momentu v místě řezu u styčnicku 2 opět můžeme pozorovat velmi podobné hodnoty, a to z rovnice (13) hodnotu momentu 329,552 kNm a z rovnice (14) hodnotu momentu 318,496 kNm. Získanou hodnotu momentu v místě řezu pak použijeme pro výpočet momentu v místě průniku os sloupu a trubkového profilu. Toho docílíme stejnou úvahou jako u styčnicku 1 a dosazením do rovnice (15).

$$M_{teor} = \frac{318,496}{1,016} \cdot 1,431 = 448,590 \text{ kNm} \quad (15)$$

Po dosazení M_{teor} pro styčnick 2 do vzorce (9) získáme hodnotu tuhosti $k_{teor} = 448,590 \text{ kNm/rad}$. V souladu s úvahou, že hodnota tuhosti vzešlá z programu Scia je součet tuhostí styčnicku a trubkového profilu, je nutné pro výslednou hodnotu tuhosti samotného styčnicku dosadit hodnotu tuhosti k_{teor} za hodnotu k_{celek} do rovnice (10). Pak je výslednou hodnotu pro styčnick 2 $k_{styčnick} = 1,781 \text{ MNm/rad}$. Tato hodnota se opět značně neodpovídá hodnotě tuhosti styčnicku 2 získané z programu Idea StatiCa (176,0 kNm/rad).

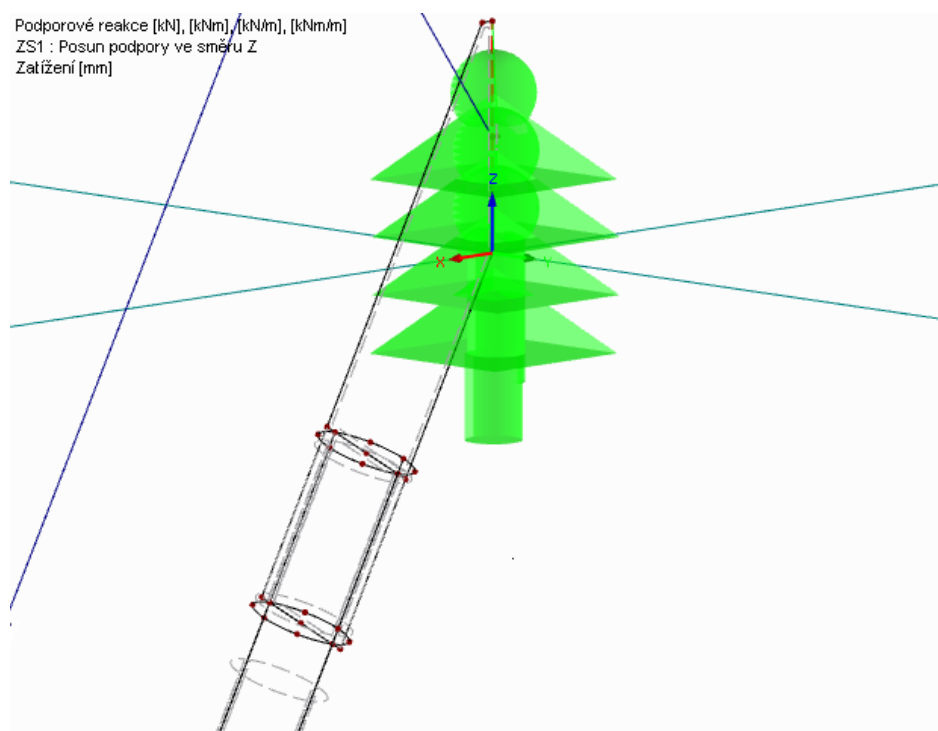
V programu byla řešena především tuhost styčnicků ve směru kolem osy Y, protože právě ta zde dokáže částečně přenášet jakýsi moment a není zde kloubové uvažování zcela správné řešení, kdežto při natočení kolem osy Z je styčnick poměrně měkký a kloub je tak dostatečně přesný předpoklad.

Dlubal Software

Výpočetní program od společnosti Dlubal Software nabízí statické a dynamické výpočty, analýzu a navrhování nosných konstrukcí. Je zde k dispozici několik samostatných modulů pro dané typy konstrukcí. Nejpoužívanějšími moduly jsou RSTAB, který se zaměřuje na analýzu napětí prutových průřezů a RFEM, který podporuje analýzu ploch a těles. Modul RFEM, založený na metodě konečných prvků (MKP), je univerzální nástroj, sloužící pro modelování, statické a dynamické výpočty a k analýze a posouzení všech typů konstrukcí od prutových po plošné, deskové, stěnové, skořepinové a tělesové prvky.

Pro svoji všestrannost a široké možnosti modelování a analýzy byl Dlubal software jako výpočetní program pro ověření výsledku získaných pomocí předchozích dvou výpočetních programů Idea StatiCa a Scia Engineer. Výsledky tuhosti vybraných styčnicků vypočtené pomocí těchto dvou programů se totiž značně lišily.

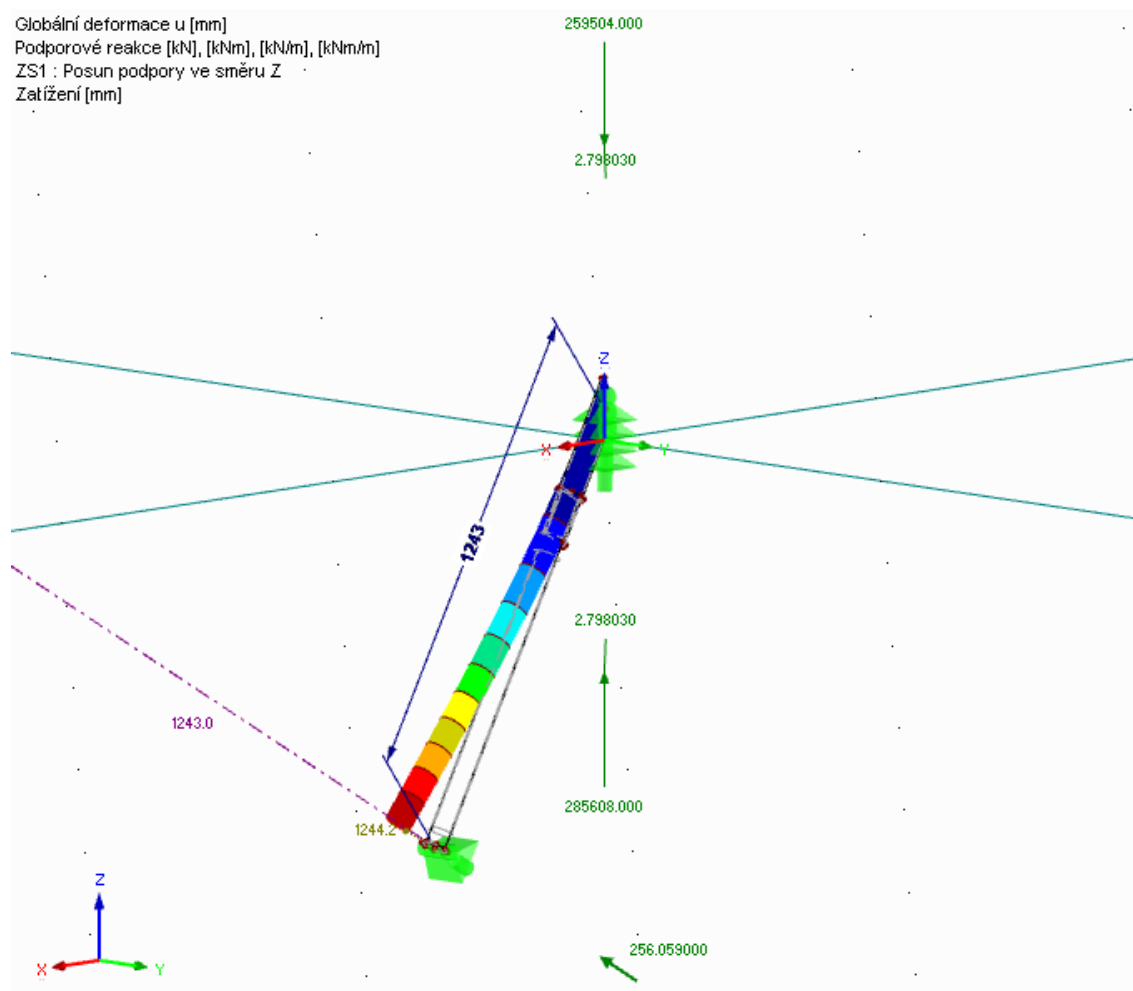
Nejprve byl pro kontrolu správnosti výpočtu hodnot styčnick 1 vytvořen totožný model jako v programu Scia Engineer viz Obr. 85:



Obr. 85: Detail modelu styčnicku 1 vytvořený v programu Dlubal Software

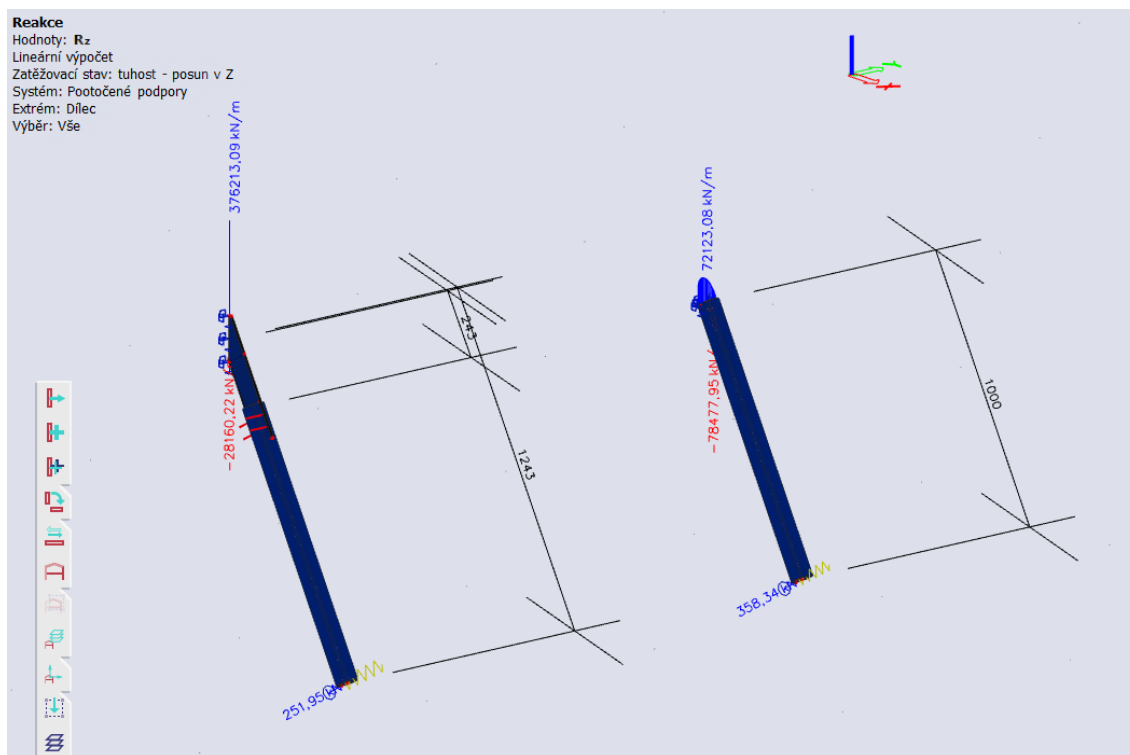
Podpory i zatížení byly definovány stejně jako v případě modelu Scia Engineer. To znamená, že kontakt přípojného plechu na čelní plech a sloup HEA200 byl modelován jako

tuhé liniové vetknutí a samotný přípojný plech byl modelován jako jeden kus se zanedbáním šroubů. Síť konečných prvků byla nastavena na velikost 0,005 m. Výsledná deformace a reakce na jednotkový posun kloubové podpory v její lokální ose Z je 256,059 kN a je k vidění na Obr. 86:.



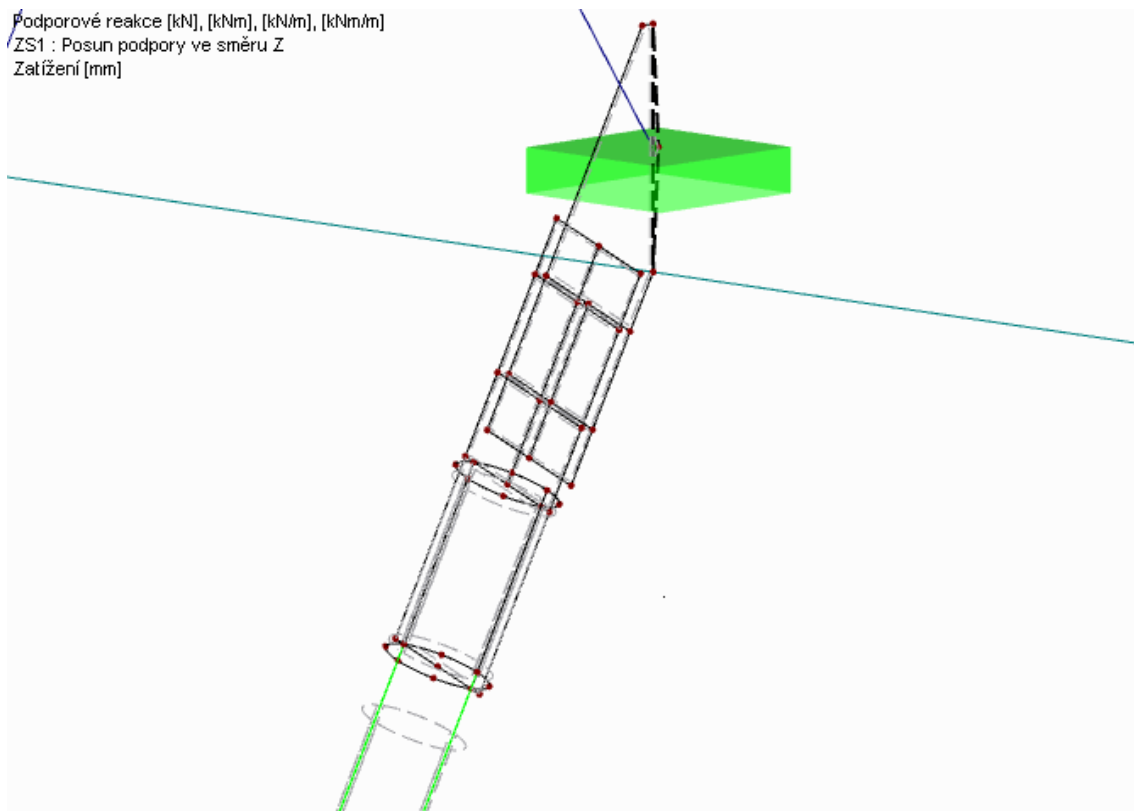
Obr. 86: Deformace a reakce podpory na jednotkový posun styčnicku 1 v programu Dlubal

Na dalším obrázku (Obr. 87:) můžeme vidět výstup z programu Scia Engineer, kdy je hodnota reakce na jednotkový posun 251,950 kN. V tomto případě lze tedy říci, že hodnoty získané programem Scia Engineer jsou téměř totožné jako hodnoty z Dlubal Software a výpočet tak lze považovat za správný a hodnoty ověřené.

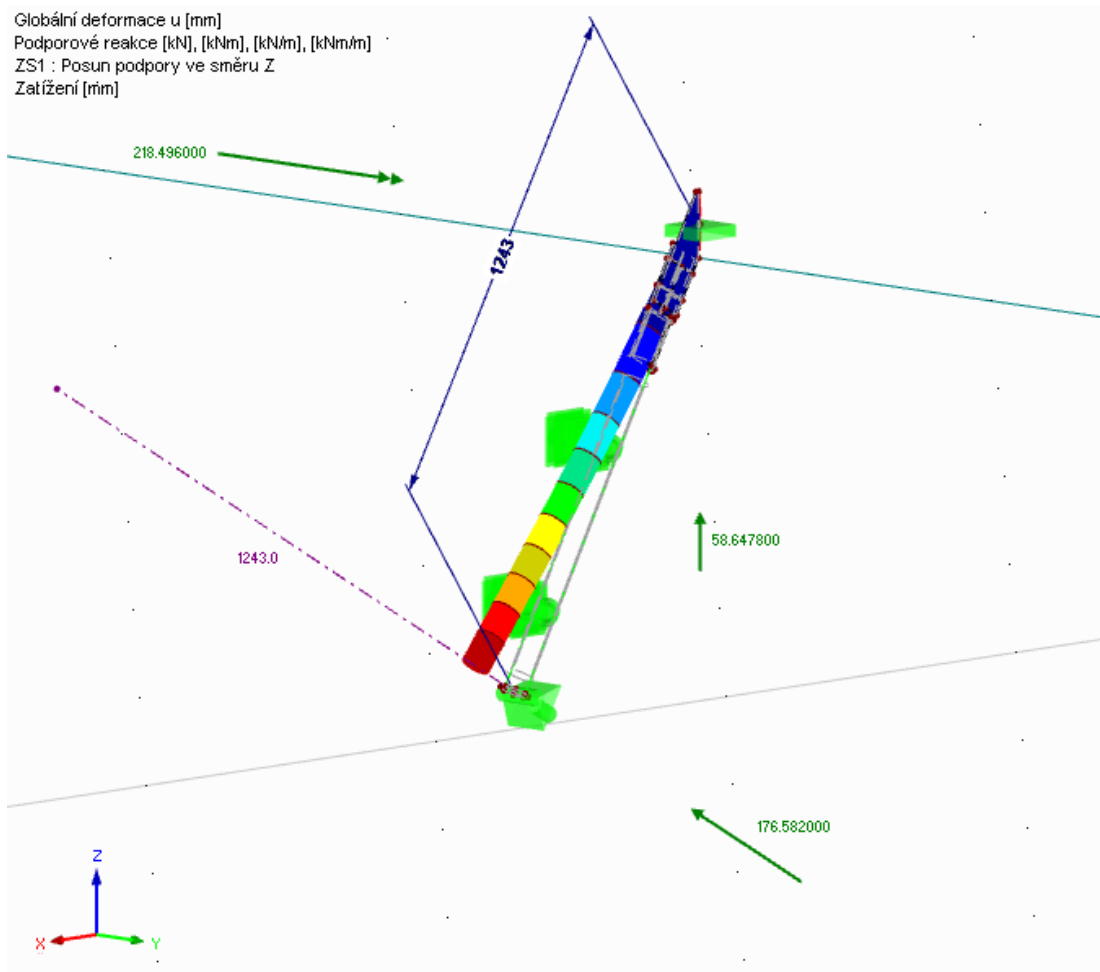


Obr. 87: Reakce podpory na jednotkový posun styčníku 1 v programu Scia Engineer

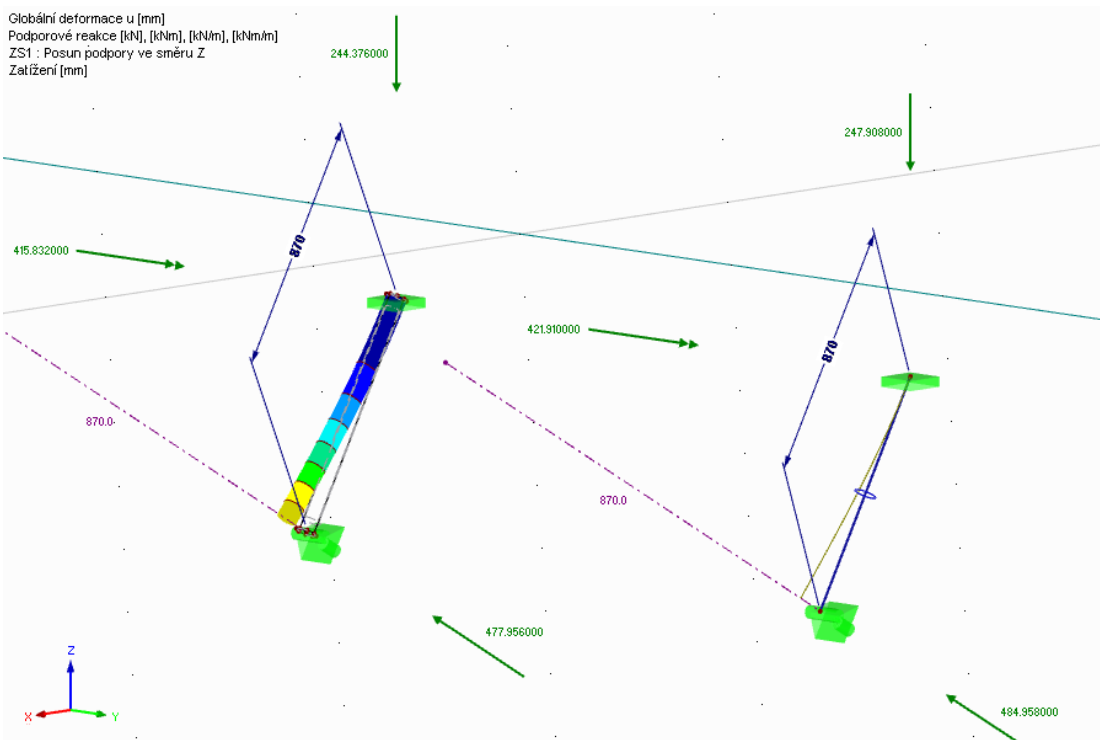
Nicméně pro záměry zpřesnění výsledků a zjištění vlivu zjednodušení styčníku na výsledné hodnoty modelu byl styčník 1 vymodelován podrobněji, viz Obr. 88:. V novém modelu styčníku byl přípojný plech vytvořen dvěma částmi, tak jak je tomu ve skutečnosti (viz Obr. 62:), šrouby byly v modelu simulovány tuhými rameny, pro lepší interpretaci výsledků a představu reakce ve vetknutí byla liniová podpora nahrazena tuhou plochu s bodovou podporou. Pro zajištění rovinnosti deformace a zabránění boulení ve směru osy Y byl styčník podepřen ve třech místech, z čehož jedním byl přípojný plech. Deformace a reakce toho modelu jsou k vidění na Obr. 89:. Reakce od jednotkového posunu se tedy z původně vymodelovaného styčníku 1 (Obr. 86:) z hodnoty 256,059 kN změnila na 176,582 kN (Obr. 89:) což je cca 30%. Dále byly pro správnost modelu a hodnověrnost vypočtených hodnot vytvořeny modely pouze trubkového profilu R0 76,1x4 deskostěnově a prutově, jejichž výsledky jsou na Obr. 90:. Výsledné hodnoty těchto modelů se liší velmi nepatrně, a proto byly uvažovány výsledky ze softwaru Dlubal a potažmo Scia Engineer za správné. Odpovídají tomu i vykreslená napětí na plochách, která mají maxima přibližně na stejném místě u podrobnějšího modelu v Dlubal software (viz Obr. 91: a Obr. 92:) jako u zjednodušeného modelu v Scia Engineer (viz Obr. 76: a Obr. 77:).



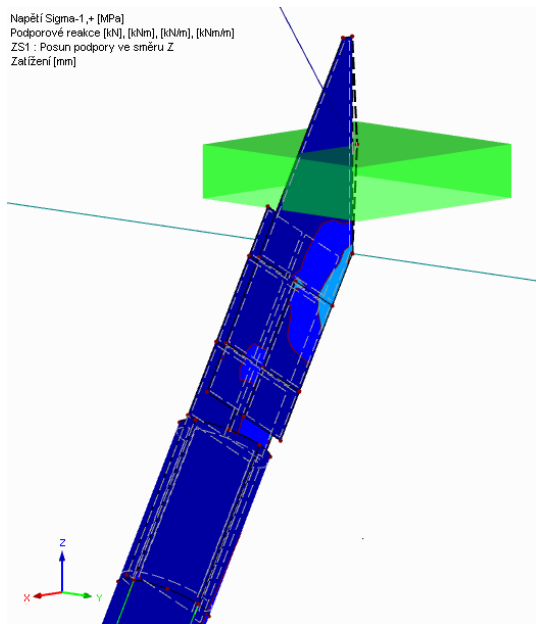
Obr. 88: Detail podrobnějšího modelu stýčnicku 1 vytvořený v programu Dlubal Software



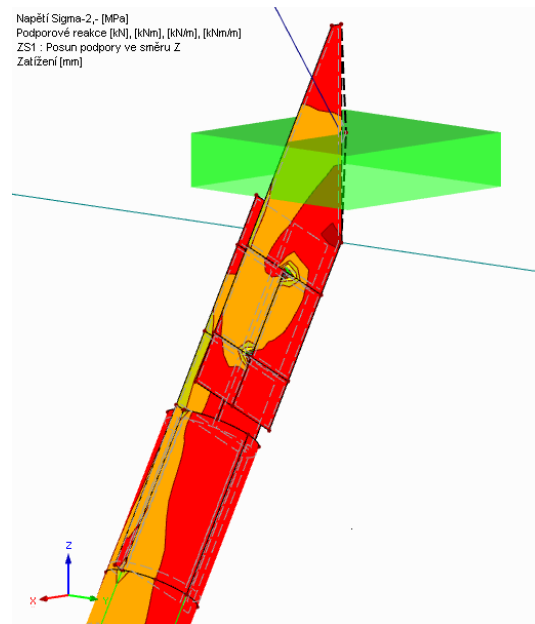
Obr. 89: Deformace a podporové reakce u podrobnějšího modelu styčnicku 1



Obr. 90: Deformace a reakce deskostěnového a prutového modelu RO 76,1x4



Obr. 91: Napětí σ_{1+} styčnick 1

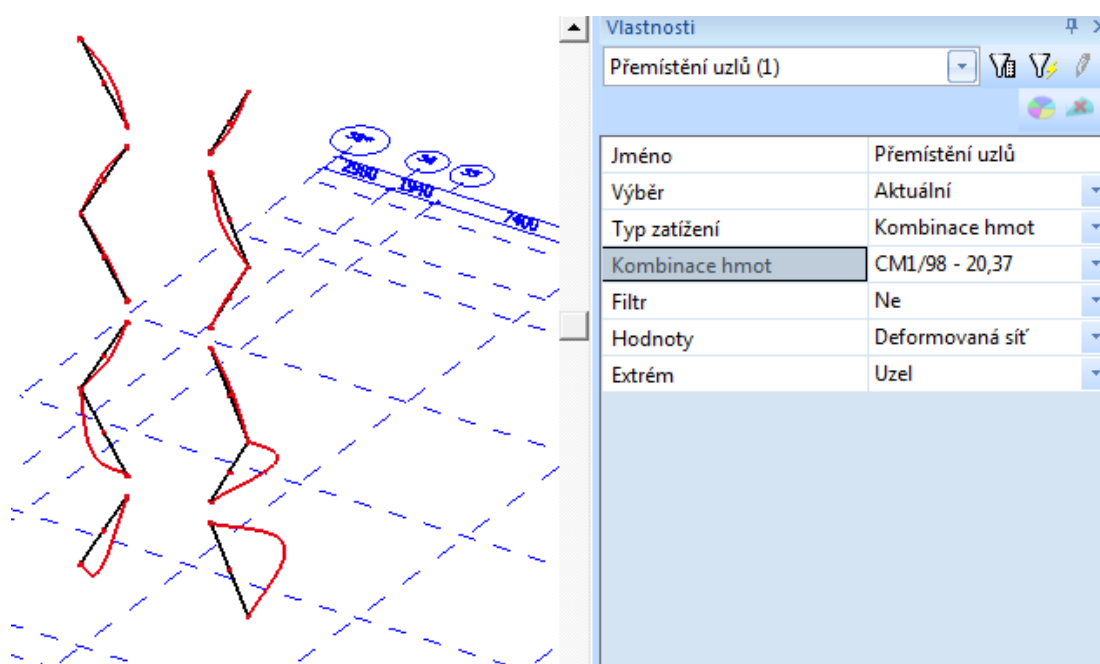


Obr. 92: Napětí σ_{2-} styčnick 2

Po ověření hodnot styčnicku 1 již nebylo nutné vyvážet i styčnick 2 a hodnoty z MKP programů byly uvažovány jako platné.

6. VERIFIKACE GLOBÁLNÍHO VÝPOČETNÍHO MODELU

Po změně tuhosti uložení táhel v globálním modelu z kloubových na polotuhé o tuhosti 0,0938 MNm/rad globální model vykazuje velmi blízké hodnoty frekvence, jaké byly reálně naměřeny na konstrukci. Přesně má pak globální model pásmo vlastních kmitů na frekvenci od 20,05 Hz do 20,46 Hz, v rámci něhož se nachází i hodnota naměřená na skutečné konstrukci 20,3 Hz viz Obr. 93:

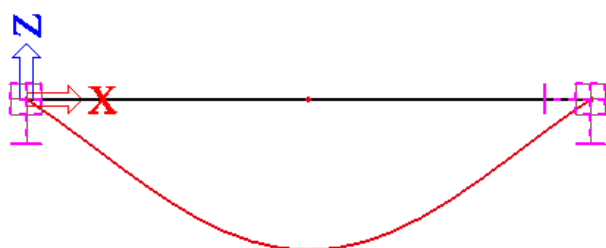


Obr. 93: Pásmo vlastních kmitů pro RO 76,1x4 při tuhosti styčníku 0,0938 MNm/rad

V kapitole 5.2 byly popsány a prozkoumány různé možnosti vlivu změny frekvence. Vliv imperfekce tloušťky stěny se ukázal jako zanedbatelný. Pomocí hodnot získaných strunovou rovnicí (6), že změna tloušťky stěny profilu o 1 mm ovlivní frekvenci pouze o cca 0,185 Hz.

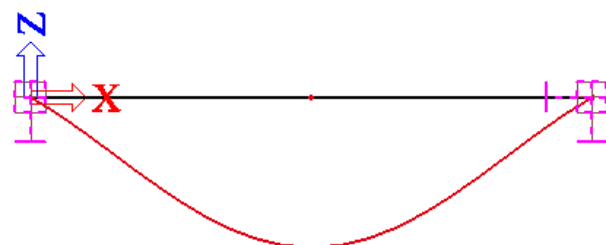
Jinak je tomu však u vlivu efektivní délky prvku, kdy opět pomocí rovnice (6) dostaneme hodnotu frekvence určenou délkou prvku. Teoretická délka uvažovaná do výpočtů je většinou i délkou osovou. To však není zcela přesná úvaha a poměrně výrazně dokáže ovlivnit výslednou frekvenci. Při změně délky prutu o 20 cm byla zjištěna změna frekvence o 3,4 Hz. Ve zmíněném případě byla příslušná délka (3,197 m), která odpovídala naměřené frekvenci 20,3 Hz je výrazně menší než původně uvažovaná teoretická délka prvku v modelu (3,752 m). Volná délka struny se tedy značně zmenšila (o 0,555 m), a proto vychází výsledná hodnota frekvence o tolik vyšší. To nasvědčuje faktu, že upnutí, které bylo uvažováno jako kloubové, ve skutečnosti pravděpodobně kloubu neodpovídalo.

Skutečnost nepřesně definované tuhosti styčnicku je poměrně častá chyba. Existuje množství výpočetních programů, které pracují na různých principech a výsledky z nich jsou pro totožný styčnick také různé. To se potvrdilo i v tomto případě, kdy se hodnoty tuhosti lišily v rámci stovek kNm/rad. Pro totožný styčnick vymodelovaný v programu Idea StatiCa získáme principem CBFEM – konečně prvkové metody založené na bázi komponent hodnotu tuhosti 0,153 MNm/rad, přičemž v programu Scia Engineer pracující na principu metody konečných prvků hodnotu tuhosti 1,678 MNm/rad. Ani jedna z vypočtených hodnot tuhostí není shodná hodnota tuhosti odpovídající naměřené frekvenci, a to 0,0938 MNm/rad viz Obr. 94:, Obr. 95: a Obr. 96:.



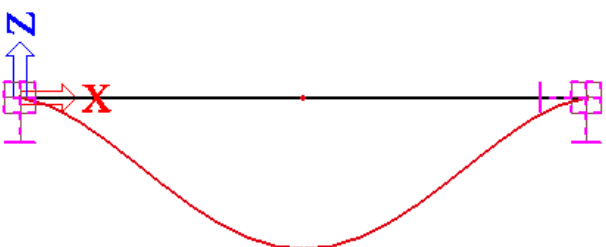
Jméno	Přemístění uzlů
Výběr	Vše
Typ zatížení	Kombinace hmot
Kombinace hmot	CM1/1 - 20,30
Filtr	Ne
Hodnoty	Deformovaná síť
Extrém	Uzel

Obr. 94: Tuhost podpory 0,0938 MNm/rad odpovídající naměřené frekvenci 20,3 Hz



Jméno	Přemístění uzlů
Výběr	Vše
Typ zatížení	Kombinace hmot
Kombinace hmot	CM1/1 - 22,21
Filtr	Ne
Hodnoty	Deformovaná síť
Extrém	Uzel

Obr. 95: Tuhosti podpory získané programem Idea StatiCa 0,153 MNm/rad odpovídá frekvence 22,21 Hz



Jméno	Přemístění uzlů
Výběr	Vše
Typ zatížení	Kombinace hmot
Kombinace hmot	CM1/1 - 31,00
Filtr	Ne
Hodnoty	Deformovaná síť
Extrém	Uzel

Obr. 96: Tuhosti podpory získané programem Scia Engineer 1,678 MNm/rad odpovídá frekvence 31,00 Hz

Tudíž pokud shrneme poznatky ze všech prověřovaných variant vlivu změny frekvence v této práci, můžeme prohlásit, že nejpřesnější byla v tomto případě varianta efektivní délky prutu, kdy lze konstatovat, že délka 3,197 m odpovídající reálně naměřené frekvenci (20,3 Hz) je velmi podobná vzdálenosti vnějších šroubů na prutu, která je 3,160 m. Vycházejíc z této varianty se jeví jako nejefektivnější využití varianty vzdálenosti šroubů jako efektivní délky a strunové rovnice (6), které lze aplikovat v praxi následujícím způsobem:

- Změření vzdálenosti vnějších šroubů připojovaného prvku (Obr. 60:)
- Tato vzdálenost se dosadí do strunové rovnice (6)
- Získá se tak frekvence vlastního ohybového kmitání
- Vytvoří se jednoduchý 2D kmitací model (např. v programu Scia Engineer Obr. 94:)
- Díky znalosti frekvence vlastního ohybového kmitání z rovnice (6) lze zjistit příslušnou tuhost podpor

7. ZÁVĚR

Technologické plošiny jsou nezbytnými podpůrnými konstrukcemi nejen v energetice ale průmyslu obecně. Využívají se především jako nosné konstrukce pro různá zařízení provozu a vždy je třeba jejich dispozici přizpůsobit technologickým požadavkům. Jednou z nich jsou i chladicí systémy, které jsou nezbytné pro zajištění správného chodu ať už drobných technologických provozů nebo velkých chemiček, lihovarů, rafinérií, hutí či elektráren. Chlazení může být zajištěno buď mokrým či suchým systémem, kde každý z nich má své výhody a nevýhody. Avšak vzhledem k současné klimatické situaci ve světě, oteplování planety a globálnímu riziku nedostatku vody je snaha o zavádění variant a přístupů šetrnějších k životnímu prostředí. Suché systémy chlazení bez potřeby využití vodního zdroje jsou v takovém případě velmi perspektivním řešením budoucnosti.

V práci byl popsán návrh řady technologických plošin pro suchý chladicí systém vzduchem chlazených kondenzátorů (ACC) pro různé výkony provozu. Konstrukce technologické plošiny byla navržena tak aby zajišťovala dostatečnou únosnost, prostorovou tuhost a stabilitu a zároveň funkčnost ACC. Požadavky na konstrukci modulu byly definovány nejen rozměrem a hmotností každého jednoho modulu ACC, ale také prostředím, v němž je konstrukce realizována – klimatická zatížení a seismicita.

Pro optimální návrh ocelové konstrukce byly uvažovány varianty, lišící se rozmístěním vodorovného ztužení. Základním rozdílem v uspořádání ztužidel je jejich koncentrace do jednoho modulu se sousedními moduly bez ztužení, a naopak rozmístění ztužidel po celé ploše konstrukce – do více modulů. Na základě požadavků konstrukce plošiny definovaných zejména umístěním, okolními podmínkami a provozem ACC byly navrženy primární zatěžovací stavy. Zde bylo tedy zahrnuto působení větru, sněhu, seismicity a zatížení od konstrukce ACC. Dále musely být do návrhu zavedeny další zatěžovací stavy, jako je zatížení od přetlaku, který vzniká nasáváním vzduchu ventilátorem. Dynamické zatížení vyvolané otáčením ventilátoru je uvažováno jako rotující excentrická hmota a dle specifikací dodavatele, zahrnuto ve výpočtu axiální a radiální silou. Uvažován zde byl i mimořádný zatěžovací stav vzniklý možnou destrukcí lopatky ventilátoru nebo zatížení sestavou pohonu na manipulační lávku.

V návrhu konstrukce plošiny uvažovala ocel S235, profily využívané na sloupy a ztužidla byly především HEA (u řady A) a HEB (u řady B) a na méně namáhané prvky IPE. Statické schéma konstrukce je řešeno převážně kloubovými či polotuhými spoji a prostorová tuhost je zajištěna příhradovými ztužidly. Souhrn všech optimálně navržených dispozic pro jednotlivé výkony s různými variantami je uveden v Příloze 1 a 2. Výhodou

ocelové konstrukce je rozhodně hmotnost, z cenového hlediska je ale stále několikanásobně těžší betonová konstrukce výhodnější viz článek [105].

V druhé části práce byla popsána analýza skutečné poruchy zaznamenané na již existující ocelové technologické plošině vzduchem chlazených kondenzátorů na Elektrárně Pregolskaja v Kaliningradu. V rámci diagnostiky poruchy na konstrukci plošiny bylo zjištěno, že zde došlo k případu, kdy harmonické aerodynamické buzení, způsobené vlivem aerodynamických sil proudícího vzduchu z ventilátoru a změny vlastní rezonance táhel způsobené napětím konstrukce, docházelo k rozkmitání některých táhel a jejich následné destrukci. Výraznější působení aerodynamických sil na konstrukci oproti konstrukčnímu předpokladu bylo zapříčiněno především uspořádáním prvků v difuzoru ventilátoru a vzájemného působení ventilátorů umístěných paralelně a kolmo na sebe. Při detailním rozboru naměřených dat popsaných ve zprávě Měření na chladicí věži Elektrárna Pregolskaja TEC [99] bylo zjištěno, že se frekvence vlastní rezonance táhel, vlivem napětí v konstrukci a změn vzájemného působení konstrukčních prvků, může posunout až do oblasti lopatkové frekvence. Aerodynamické síly proudícího vzduchu pak způsobily rozkmitání táhla a jeho následnou lomovou destrukci. K lomu pak došlo v místech ovlivněných svařováním, kde je zvýšená pravděpodobnost pro nízko cyklové únavové jevy.

V práci byl zkoumán vliv nejpravděpodobnějších možností změny napětí v konstrukci a vzájemného působení konstrukčních prvků na změnu frekvence. Byl zde ověřen vliv imperfekce profilu v podobě nerovnoměrné tloušťky stěny profilu táhla, vliv efektivní délky prvku, a nakonec tuhosti uložení. Přičemž lze konstatovat, že vliv rozdílné tloušťky stěny prvku je zanedbatelný, změna efektivní délky prvku se poměrně značně projeví na velikosti frekvence ($-20 \text{ cm} = +3,4 \text{ Hz}$) a se změnou efektivní délky prvku blíže souvisí tuhost uložení prvku. Problematika tuhosti styčnicku je velkým tématem, při návrhu jsou obvykle uvažovány styčníky buď jako kloubové nebo tuhé. V praxi je však většina styčnicků polotuhá a určení přesné hodnoty tuhosti je odvislé od použité metody výpočtu. Problémem je, že se výsledky různých výpočetních metod poměrně značně liší. V práci, ani jedna z hodnot tuhosti získaných výpočetními programy neodpovídala naměřené frekvenci a nejbližší hodnota tuhosti naměřené frekvence byla dosažena postupem popsaným v kapitole 6 při využití strunové rovnice a efektivní délky prvků odpovídající cca vzdálenosti vnějších šroubů připojovaného prvku. Tento postup však není zcela optimálním a efektivním řešením pro velké konstrukce nebo konstrukce se značným počtem unikátních styčnicků. Z výsledků práce lze tedy konstatovat, že predikce dynamického chování subtilních konstrukcí, které jsou vystaveny harmonickému buzení, je velmi obtížná až téměř nemožná.

8. SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1:	Globálně instalovaný výkon suchého chlazení (MW) v letech 1992-2007 [5].....	3
Obr. 2:	Chladicí věže s přirozeným tahem a) protiproudé b) příčněproudé	10
Obr. 3:	Podtlakový horizontální vzduchový výměník.....	11
Obr. 4:	Vzduchem chlazený kondenzátor (ACC).....	11
Obr. 5:	Schéma přímého chlazení ACC využívaného v energetice.....	12
Obr. 6:	Schéma kondenzátoru chlazeného vzduchem [1].....	13
Obr. 7:	Horizontální uspořádání kondenzátorů [23].....	14
Obr. 8:	Vertikální uspořádání kondenzátorů [23].....	14
Obr. 9:	Základní modul vzduchem chlazeného kondenzátoru včetně technologické plošiny	15
Obr. 10:	Závětrná stěna ACC.....	16
Obr. 11:	M- Φ diagram, vyjadřující tuhost spoje	21
Obr. 12:	Příklady pracovních diagramů styčnicků pro různě tuhá připojení nosníku ke sloupu	22
Obr. 13:	Deformační schopnost spoje.....	23
Obr. 14:	Pracovní diagramy	25
Obr. 15:	Návrhový pracovní diagram styčnicku [38]	26
Obr. 16:	Únavová křivka napětí.....	30
Obr. 17:	Zatřídění styčnicků dle tuhosti.....	31
Obr. 18:	M- φ znázorněné pomocí tříparametrického modelu [33]	34
Obr. 19:	Možnost rozložení styčnicku pomocí metody komponent[33]	35
Obr. 20:	Příklad prutových prvků používaných programem Ansys.....	37
Obr. 21:	Příklad plošných prvků používaných programem Ansys	37
Obr. 22:	Příklad prostorových prvků používaných programem Ansys	37
Obr. 23:	Schéma - pohled osa X	41
Obr. 24:	Schéma - pohled osa Y	42
Obr. 25:	Schéma - pohled osa Z.....	42
Obr. 26:	Schéma – Axonometrie	43
Obr. 27:	Hmotnost konstrukcí dispozic A jednotek	44
Obr. 28:	Porovnání ztužidel u jednotky A s dispozicí 5x2	45
Obr. 29:	Dispozice 5x2 A jednotky se ztužidly HEA220, HEA180 a HEA160	45
Obr. 30:	Porovnání ztužidel u jednotky A s dispozicí 4x3	46
Obr. 31:	Dispozice 4x3 A jednotky se ztužidly HEA220, HEA180 a HEA160	46
Obr. 32:	Ventilátory chladicího zařízení elektrárny Pregolskaja TEC v Kaliningradu.....	49

Obr. 33:	Umístění a směry měření vibrací	50
Obr. 34:	Umístění tenzometrů na konstrukci	50
Obr. 35:	Značení ventilátorů	51
Obr. 36:	Umístění snímače vibrací na lopatce	52
Obr. 37:	Ventilátor 2-2-2 - FFT analýza zrychlení vibrací v rozmezí 1-50Hz – X, Y, Z, T, v rovině 1.....	54
Obr. 38:	Ventilátor 1-8-3 - FFT analýza zrychlení vibrací v rozmezí 1-50Hz – X, Y, Z, T, v rovině 1.....	54
Obr. 39:	Ventilátor 2-21-3 - FFT analýza zrychlení vibrací v rozmezí 1-50Hz – X, Y, Z, T, v rovině 1.....	55
Obr. 40:	FFT analýza relativního prodloužení konstrukce (μ strain) v rozmezí 1-50Hz – T1, T2, T3, T4.....	55
Obr. 41:	Umístění snímačů na táhlech	57
Obr. 42:	Vlastní kmity – pravé dolní táhlo, snímač vibrací 1.....	57
Obr. 43:	Vlastní kmity – pravé dolní táhlo, snímač vibrací 2.....	57
Obr. 44:	Vlastní kmity – levé dolní táhlo, snímač vibrací 3	58
Obr. 45:	Vlastní kmity – levé dolní táhlo, snímač vibrací 4	58
Obr. 46:	Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu - pravé dolní táhlo.....	58
Obr. 47:	Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu – levé dolní táhlo	59
Obr. 48:	FFT zrychlení vibrací za chodu - pravé dolní táhlo.....	59
Obr. 49:	FFT zrychlení vibrací za chodu - pravé dolní táhlo.....	59
Obr. 50:	Navrhovaná úprava umístění táhel	60
Obr. 51:	Vlastní kmity – pravé dolní táhlo po naplnění pískem, snímač vibrací 1	60
Obr. 52:	Vlastní kmity – pravé dolní táhlo po naplnění pískem, snímač vibrací 2	61
Obr. 53:	Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu - pravé dolní táhlo po úpravě.....	61
Obr. 54:	Efektivní hodnota rychlosti vibrací za chodu – levé dolní táhlo (bez úpravy)	61
Obr. 55:	Frekvence profilu RO 76,1x4 při oboustranně kloubovém uložení.....	64
Obr. 56:	Frekvence profilu RO 76,1x4 při oboustranném vetknutí.....	64
Obr. 57:	Pásmo vlastních kmitů pro RO 76,1x4.....	66
Obr. 58:	Pásmo vlastních kmitů pro RO 76,1x4,5	67
Obr. 59:	Pásmo vlastních kmitů pro RO 101,6x2,6.....	67
Obr. 60:	Diskutovaný prvek táhla RO 76,1x4 vyjmutý z výkresové dokumentace	68
Obr. 61:	Frekvence při tuhosti podpor 0,0938 MNm/rad v programu Scia Engineer.....	69
Obr. 62:	Styčnick 1	70
Obr. 63:	Styčnick 2	70
Obr. 64:	Geometrie připojovacího plechu styčnicku 1	71

Obr. 65:	Geometrie připojovacího plechu styčnicku 2.....	71
Obr. 66:	Model styčnicku 1 vytvořený v programu Idea StatiCa	72
Obr. 67:	Model styčnicku 2 vytvořený v programu Idea StatiCa	73
Obr. 68:	Schéma a detail prvotního skořepinového modelu styčnicku 1 v programu Scia Engineer.....	74
Obr. 69:	Reakce M_y a R_z získané jednotkovým natočením tuhé podpory.....	75
Obr. 70:	Reakce M_y a R_z získané jednotkovým posunem kloubové podpory.....	76
Obr. 71:	Reakce způsobené jednotkovým natočením tuhé podpory styčnicku 1 získané po zjemnění sítě 2D konečných prvků	77
Obr. 72:	Reakce způsobené jednotkovým posunem kloubové podpory styčnicku 1 získané po zjemnění sítě 2D konečných prvků.....	77
Obr. 73:	Schéma a upravený detail styčnicku 1 vytvořený v programu Scia Engineer	79
Obr. 74:	Porovnání průběhů deformace při změně podpory.....	79
Obr. 75:	Vykreslení napětí na styčnicku 1 při zatížení jednotkovým posunem kloubové podpory.....	80
Obr. 76:	Maximální tahové napětí na styčnicku 1	81
Obr. 77:	Maximální tlakové napětí na styčnicku 1	81
Obr. 78:	Reakce kloubové podpory styčnicku 1 na jednotkový posun	83
Obr. 79:	Schéma a detail skořepinového modelu styčnicku 2 v programu Scia Engineer	85
Obr. 80:	Deformace styčnicku 2 při jednotkovém posunu podpory	86
Obr. 81:	Vykreslení napětí na styčnicku 1 při zatížení jednotkovým posunem kloubové podpory.....	87
Obr. 82:	Maximální tahové napětí na styčnicku 2	87
Obr. 83:	Maximální tlakové napětí na styčnicku 2.....	88
Obr. 84:	Reakce kloubové podpory styčnicku 2 na jednotkový posun	89
Obr. 85:	Detail modelu styčnicku 1 vytvořený v programu Dlubal Software.....	90
Obr. 86:	Deformace a reakce podpory na jednotkový posun styčnicku 1 v programu Dlubal	91
Obr. 87:	Reakce podpory na jednotkový posun styčnicku 1 v programu Scia Engineer	92
Obr. 88:	Detail podrobnějšího modelu styčnicku 1 vytvořený v programu Dlubal Software	93
Obr. 89:	Deformace a podporové reakce u podrobnějšího modelu styčnicku 1	94
Obr. 90:	Deformace a reakce deskostěnového a prutového modelu RO 76,1x4	94
Obr. 91:	Napětí σ_{1+} styčnick 1	95
Obr. 92:	Napětí σ_{2-} styčnick 2	95
Obr. 93:	Pásma vlastních kmitů pro RO 76,1x4 při tuhosti styčnicku 0,0938 MNm/rad.....	97

Obr. 94:	Tuhost podpor 0,0938 MNm/rad odpovídající naměřené frekvenci 20,3 Hz.....	98
Obr. 95:	Tuhosti podpor získané programem Idea StatiCa 0,153 MNm/rad odpovídá frekvence 22,21 Hz.....	98
Obr. 96:	Tuhosti podpor získané programem Scia Engineer 1,678 MNm/rad odpovídá frekvence 31,00 Hz.....	98

9. SEZNAM TABULEK

Tab. 1:	Přehled namodelovaných dispozic s různými variantami.....	43
Tab. 2:	Přehled ztužidel u jednotky A s dispozicí 5x2	45
Tab. 3:	Přehled ztužidel u jednotky A s dispozicí 4x3	46
Tab. 4:	Přehled hodnot frekvencí pro různé tloušťky stěny prvku.....	65
Tab. 5:	Přehled hodnot frekvencí pro různé teoretické délky prvku	68

10. LITERATURA

- [1] Macháček J, Studnička J. Ocelové konstrukce 20. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2002. 309 s. ISBN 80-01-02529-2.
- [2] UNFCCC 2018 The Paris Agreement. pp <https://unfccc.int/process-and-meetings/the-paris-agreement/the-paris-agreement>
- [3] K-CEP 2019 Kigali Cooling Efficiency Program. p <https://www.cleancoolingcollaborative.org/>
- [4] Cengel Y A, Boles M A and Kanoğlu M 2011 *Thermodynamics: an engineering approach* vol 5: McGraw-hill New York)
- [5] William W 2008 Air-cooled condensers eliminate plant water use. pp <https://www.powermag.com/air-cooled-condensers-eliminate-plant-water-use/?pagenum=1>
- [6] Kroger D G 2004 Air-Cooled Heat Exchangers and Cooling Towers: Thermal-Flow Performance Evaluation and Design (Vols. 1–2) *Pennwell Corp., Tulsa, OK*
- [7] Eskom 2016 Dry cooling technology. p <http://www.eskom.co.za/news/Pages/Feb4X.aspx>
- [8] WEF 2019 The Global Risks Report.
- [9] (EPRI) E P R I 2002 California Energy Commission: Comparison of Alternate Cooling Technologies for California Power Plants Economic, Environmental and Other Tradeoffs. (California
- [10] Ahmed H R 2020 Development of a process modelling methodology and condition monitoring platform for air-cooled condensers. In: *Department of Mechanical Engineering: University of Cape Town*) p 137
- [11] Berg W and Berg J 1980 Flow patterns for isothermal condensation in one-pass air-cooled heat exchangers *Heat Transfer Engineering* 1 21-31
- [12] Kraus A D, Aziz A and Welty J 2002 *Extended surface heat transfer*. John Wiley & Sons)
- [13] Air Cooled Condenser MASH Design, Publication 26.02.2010 [online]. [Cit. 27.9.2017], Dostupné z: <https://us.kelvion.com/us/media/videos-animations/category/animations/movie/air-cooled-condensermash-design/>.
- [14] KLODA, Michal. Vzduchem chlazený kondenzátor. Brno, 2015. Diplomová práce. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství.
- [15] Tramba D 2019 Sucho: Nedostatek vody trápí elektrárny i teplárny [Cit. 10.1.2020], Dostupné z: <https://www.euro.cz/archive/elektrarny-na-suchu-1459702#>. Mladá fronta a. s.)
- [16] BALL, Jackson. Optimizing Heat Exchanger Process and Cost Effectiveness [online]. 2014. [cit. 2015-03-16]. Dostupné z: <http://deltathx.com/uploadsdocs/fintypes.pdf>.
- [17] MOLEK, Tomáš. Chladicí soustavy tepelných elektráren. In: oenergetice.cz [online]. OM Solutions s.r.o., 2015. [2019-01-17]. Dostupné z: <http://oenergetice.cz/elektrarny-cr/chladici-soustavy-tepelných-elektráren/>.
- [18] Šubert O., Čížek J., Nováková L. Model chladicí věž. In: Konference studentské tvůrčí činnosti [online]. Praha, 2008. [2019-01-17]. Dostupné z: <http://stc.fs.cvut.cz/history/2008/sbornik/Papers/S2/Subert Ondrej 12107.pdf>.
- [19] Jon. How Natural Cooling Towers Works [video]. In: 3D-KNOWLEDGE.COM [online]. Patreon,2017. [2019-01-17]. Záznam dostupný z: <https://www.youtube.com/watch?v=YIDH1FGWWKA>.
- [20] Direct Air-Cooled Condensers |GEA Energy Technology [online]. 2013. [cit. 2015-02-16]. Dostupné z: http://www.geaenergytechnology.com/opencms/opencms/gas/en/product/Direct_AirCooled_Condensers.html.

-
- [21] ELLMER, Marc. How to improve air cooler vacuum steam condensers performance in the field [online]. 2012 [cit. 2015-04-25]. Dostupné z: <http://www.elflow.nl/wp-content/uploads/2013/04/papers/Powergen.Europe.2012.pdf>.
- [22] Bergman T L, Incropera F P, DeWitt D P and Lavine A S 2011 *Fundamentals of heat and mass transfer*: John Wiley & Sons)
- [23] Chen L, Yang L, Du X and Yang Y 2016 A novel layout of air-cooled condensers to improve thermo-flow performances *Applied Energy* **165** 244-59
- [24] Moore J, Grimes R, O'Donovan A and Walsh E 2014 Design and testing of a novel air-cooled condenser for concentrated solar power plants *Energy Procedia* **49** 1439-49
- [25] O'Donovan A, Grimes R and Moore J 2014 The influence of the steam-side characteristics of a modular air-cooled condenser on CSP plant performance *Energy Procedia* **49** 1450-9
- [26] O'Donovan A and Grimes R 2014 A theoretical and experimental investigation into the thermodynamic performance of a 50 MW power plant with a novel modular air-cooled condenser *Applied Thermal Engineering* **71** 119-29
- [27] ŠTEFEK, Libor, Pavel Michalík. Modelování ocelové konstrukce elektrárny na konkrétním případu - Värtaverket Stockholm. KONSTRUKCE, 2016, ISSN 1803-8433.
- [28] BALŠÍNEK, Oldřich. Technologické ocelové konstrukce pro spalovnu v Brně. KONSTRUKCE, 2010, ISSN 1803-8433.
- [29] Studnička J, Ocelové konstrukce 10. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2002, 271 s. ISBN 80-01-02625-6.
- [30] Rotter T VOLBA MATERIÁLU PŘI NÁVRHU OCELOVÉ KONSTRUKCE *NAVRHOVÁNÍ OCELOVÝCH AD ŘEVĚNÝCH KONSTRUKCÍ 7*
- [31] Bogun I 2016 Analysis of the steel structures connections in Finland and in Russia
- [32] Foley C M and Vinnakota S 1995 Toward design office moment-rotation curves for end-plate beam-to-column connections *Journal of Constructional Steel Research* **35** 217-53
- [33] Lojík O. Vliv tuhosti styčnicků na chování prostorových prutových konstrukcí. Praha 2004. Disertační práce. ČVUT v Praze, Katedra ocelových konstrukcí.
- [34] Salmon G, Johnson J E and Malhas F A 1996 *Steel Structures: Design and Behavior, 4th Edition. Editorial Harper Collins*
- [35] Englekirk R E 1994 *Steel structures: Controlling behavior through design*
- [36] Chen S-J, Yeh C and Chu J 1996 Ductile steel beam-to-column connections for seismic resistance *Journal of Structural Engineering* **122** 1292-9
- [37] Bjorhovde R, Colson A and Brozzetti J 1990 Classification system for beam-to-column connections *Journal of Structural Engineering* **116** 3059-76
- [38] ČSN EN 1993-1-8. Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-8: Navrhování styčnicků. Praha: ČNI, 2006. Třídící znak 73 1401.
- [39] Jurčíková A, Pařenica P and Rosmanit M 2015 Numerické modelování a laboratorní zkoušky šroubovaných montážních spojů s čelní deskou
- [40] Jurčíková A 2016 Styčnický ocelových konstrukcí-doporučení pro numerické modelování a stanovení únosnosti vybraných typů styčnicků
- [41] Gioncu V and Petcu D 1997 Available rotation capacity of wide-flange beams and beam-columns Part 1. Theoretical approaches *Journal of Constructional Steel Research* **43** 161-217
- [42] Gioncu V and Petcu D 1997 Available rotation capacity of wide-flange beams and beam-columns Part 2. Experimental and numerical tests *Journal of Constructional Steel Research* **43** 219-44
- [43] Moore D B 2003 *Design of structural connections to Eurocode 3-Frequently asked questions*: Building Research Establishment)
- [44] Jaspart J, Pietrapertosa C, Weynand K, Busse E, Klinkhammer R and Grimault J 2005 Development of a Full Consistent Design Approach for Bolted and Welded Joints in Building Frames and Trusses between Steel Members Made of Hollow and/or Open

Sections-Application of the Component Method *Application of the component method. Draft final report 1*

- [45] de LIMA L R, Vellasco P d S, de Andrade S A, da Silva J G, NEVES L d C and Bittencourt M C 2008 Structural response of K and T tubular joints under static loading. In: *Proceedings of the International Workshop on Connections in Steel Structures*, pp 1-10
- [46] Massimo L, Gianvittorio R, Aldina S and da Silva Luis S 2014 Experimental analysis and mechanical modeling of T-stubs with four bolts per row *Journal of Constructional Steel Research* **101** 158-74
- [47] Abdalla K M and Chen W-F 1995 Expanded database of semi-rigid steel connections *Computers & Structures* **56** 553-64
- [48] Steenhuis M, Gresnigt N and Weynand K 1994 Pre-design of semi-rigid joints in steel frames. In: *Proceedings of the Second State of the Art Workshop on Semi-Rigid Behaviour of Civil Engineering Structural Connections*, pp 131-40
- [49] Bose B and Hughes A 1995 VERIFYING THE PERFORMANCE OF STANDARD DUCTILE CONNECTIONS FOR SEMI-CONTINUOUS STEEL FRAMES *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings* **110** 441-57
- [50] ČSN EN 1991-1-1. Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-1: Obecná zatížení - Objemové tíhy, vlastní tíha, užité zatížení pozemních staveb. Praha: ČNI, 2004. Třídící znak 73 0035.
- [51] Kuhlmann U and Kühnemund F 2000 *The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures*. Springer) pp 363-72
- [52] Krejsova J, Dolezelova M, Pernicova R, Svora P and Vimmrova A 2018 The influence of different aggregates on the behavior and properties of gypsum mortars *Cement & Concrete Composites* **92** 188-97
- [53] Davison J B, Kirby P A and Nethercot D A 1987 Rotational stiffness characteristics of steel beam-to-column connections *Journal of Constructional Steel Research* **8** 17-54
- [54] Lukey A and Adams P F 1969 Rotation capacity of beams under moment gradient *Journal of the Structural Division*
- [55] Li T, Choo B and Nethercot D 1995 Determination of rotation capacity requirements for steel and composite beams *Journal of constructional steel research* **32** 303-32
- [56] Lauschmann, H. Mezní stavy I - Únava materiálu. Praha: Nakladatelství ČVUT, 2007. 71 s. ISBN 978-80-01-03671-6.
- [57] MAREK, P. Jak přispět k omezení havárií ocelových konstrukcí? KONSTRUKCE Media [online]. 2009, č. 4 [cit. 2010-5-24]. Dostupné z: <http://www.konstrukce.cz>. ISSN 1803-8433.
- [58] Popov E P and Bertero V V 1973 Cyclic loading of steel beams and connections *Journal of the Structural Division* **99**
- [59] Lee Y-L, Pan J, Hathaway R and Barkey M 2005 *Fatigue testing and analysis: theory and practice* vol 13: Butterworth-Heinemann)
- [60] Krupp U 2007 *Fatigue crack propagation in metals and alloys: microstructural aspects and modelling concepts*. John Wiley & Sons)
- [61] Broek D 2012 *Elementary engineering fracture mechanics*. Springer Science & Business Media)
- [62] ZAPLETAL J and VĚCHET S 2011 Nízkocyklové a vysokocyklové únavové vlastnosti ADI Brno: *Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství*
- [63] KLOSEK, Lukáš. Lomová houževnatost kovových materiálů a její zkoušení. Brno, 2011. Bakalářská práce. VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství.
- [64] VUT [online]. Lomová mechanika - Kersher. Dostupné z: https://www.fce.vutbr.cz/STM/kersner_z/CH54/Lomova_mechanika_Kersner.pdf.
- [65] ČVUT [online]. Pevnost a životnost. Milan Růžička, Josef Jurenka, Zbyněk Hrubý. Dostupné z: http://mechanika.fs.cvut.cz/content/files/PZ/PZ_Jur01_web2012.pdf.

-
- [66] SOLIDWORKS 2019 [online], Dassault Systèmes dostupné, [18.12.2018] z: http://help.solidworks.com/2011/czech/SolidWorks/cworks/LegacyHelp/Simulation/AnalysisBackground/FatigueAnalysis/S-N_Curve.htm.
- [67] Design of structural connections to Eurocode 3 - frequently asked questions [online]. Editor D. Moore, František Wald. Prague: Czech Technical University, 2003, 140 s. ISBN 80-01-02838-0. Dostupné z: http://people.fsv.cvut.cz/www/wald/CESTRUCO/aa_Textbook.htm.
- [68] Zoetemeijer P 1974 A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections *HERON*, 20 (1), 1974
- [69] Da Silva L S 2008 Towards a consistent design approach for steel joints under generalized loading *Journal of Constructional Steel Research* 64 1059-75
- [70] Christopher J and Bjorhovde R 1998 Response characteristics of frames with semi-rigid connections *Journal of Constructional Steel Research* 1 253-4
- [71] Wald F, Kwasniewski L, Gödrich L and Kurejková M 2014 Validation and verification procedures for connection design in steel structures *Proceedings Steel, Space and Composite Structures, in printing, Prague*
- [72] Zoetemeijer P 1990 *Summary of the research on bolted beam-to-column connections*: TU Delft, Faculteit der Civiele Techniek)
- [73] Beg D, Zupančič E and Vayas I 2004 On the rotation capacity of moment connections *Journal of Constructional Steel Research* 60 601-20
- [74] Ahmed B and Nethercot D 1997 Prediction of initial stiffness and available rotation capacity of major axis composite flush endplate connections *Journal of Constructional Steel Research* 41 31-60
- [75] Chen W-F, Goto Y and Liew J R 1996 *Stability design of semi-rigid frames* vol 1: John Wiley & Sons)
- [76] Jones S, Kirby P and Nethercot D 1980 Effect of semi-rigid connections on steel column strength *Journal of Constructional Steel Research* 1 38-46
- [77] Chen W and Lui E 1985 Columns with end restraint and bending in load and resistance design factor *Engineering Journal* 22 105-32
- [78] Loureiro A, Gutiérrez R, Reinosa J and Moreno A 2010 Axial stiffness prediction of non-preloaded T-stubs: An analytical frame approach *Journal of Constructional Steel Research* 66 1516-22
- [79] Reinosa J, Loureiro A, Gutierrez R and Lopez M 2015 Analytical frame approach for the rotational stiffness prediction of beam-to-column angle connections *Journal of Constructional Steel Research* 106 67-76
- [80] Kanvinde A, Grilli D and Zareian F 2011 Rotational stiffness of exposed column base connections: Experiments and analytical models *Journal of structural engineering* 138 549-60
- [81] Šabatka L, Wald F, Kabeláč J, Gödrich L and Navrátil J 2014 Component based finite element model of structural connections. In: *Proceedings of the 12th International Conference on Steel, Space & Composite Structures*, pp 28-30
- [82] Odrobiňák J a VIČAN, J. Zavádzenie metódy komponentov pre polotuhý prípoj ocel'-drevo *Sborník prednášek: Vedecká konferencia s medzinárodnou účasťou*" *Drevostavby* 87-92
- [83] Wald F and Sokol Z Navrhování styčnicků. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1999. 144 pp. ISBN 80-01-02073-8)
- [84] Bursi O S and Jaspart J-P 1997 Benchmarks for finite element modelling of bolted steel connections *Journal of Constructional Steel Research* 43 17-42
- [85] SERVÍT, R. a kol. Teorie pružnosti a plasticity, I. díl, Praha: ČVUT v Praze, 1977.
- [86] SERVÍT, R. a kol. Teorie pružnosti a plasticity II, Praha: SNTL/ALFA, 1984. ISBN 978-80-7318-440-7.
- [87] Rektorys K 1988 *Přehled užití matematiky: Dl. 1., 2:* SNTL)
-

-
- [88] Bursi O S and Jaspart J-P 1997 Calibration of a finite element model for isolated bolted end-plate steel connections *Journal of Constructional Steel Research* **44** 225-62
- [89] Sherbourne A N and Bahaari M R 1997 Finite element prediction of end plate bolted connection behavior. I: Parametric study *Journal of Structural Engineering* **123** 157-64
- [90] Maggi Y, Gonçalves R, Leon R and Ribeiro L 2005 Parametric analysis of steel bolted end plate connections using finite element modeling *Journal of Constructional Steel Research* **61** 689-708
- [91] Bittnar Z and Šejnoha J 1992 *Numerické metody mechaniky 1: ČVUT*)
- [92] Bitnar Z and Šejnoha J 1992 *Numerické metody mechaniky 2 CVUT, Praha*
- [93] Braess D 2007 *Finite elements: Theory, fast solvers, and applications in solid mechanics*: Cambridge University Press)
- [94] Livesley R K 2013 *Matrix Methods of Structural Analysis: Pergamon International Library of Science, Technology, Engineering and Social Studies*: Elsevier)
- [95] Majid K I 2014 *Non-linear structures: matrix methods of analysis and design by computers*: Butterworth-Heinemann)
- [96] 2007 ČSN EN 1991-1-4. Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-4: Obecná zatížení - Zatížení větrem. p 127
- [97] 2005 ČSN EN 1991-1-3. Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-3: Obecná zatížení - Zatížení sněhem. p 52
- [98] 2006 ČSN EN 1998-1. Eurokód 8: Navrhování konstrukcí odolných proti zemětřesení - Část 1: Obecná pravidla, seizmická zatížení a pravidla pro pozemní stavby. p 170
- [99] Aura a.s. k, Milevsko 399 01 2019 Závěrečná zpráva - Měření na chladicí věži Elekreárna Pregolskaja TEC. p 26
- [100] 2014 ČSN ISO 14694 Průmyslové ventilátory - Specifikace kvality vyvážení a úrovně vibrací. p 44
- [101] 2011 Č 1990 Ventilátory. Maximálně přípustné hodnoty mechanického kmitání. p 12
- [102] 2020 ČSN 73 0032. Navrhování stavebních konstrukcí zatížených dynamickými účinky strojů. Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví) p 36
- [103] 2020 ČSN ISO 2041 Vibrace, rázy a monitorování stavu. p 55
- [104] Baťa M, Plachý V and Trávníček F 1987 *Dynamika stavebních konstrukcí*: Státní nakladatelství technické literatury)
- [105] Říhová Z and Kočová M 2019 Technological Structures for Air Cooled Condensers *European Journal of Engineering and Technology Research* **4** 93-8

11. PŘÍLOHY

Příloha 1. Rozpis prvků jednotlivých schémat dispozic jednotek A.

celkový počet jednotek	Charakteristika jednotky	počet jednotek v řadě	počet řad	Průvlaky		Sloupce		Lávka		Ztužidla		Závětná stěna		Celková váha konstrukce*	Hmotnost / 1 jednotka [t/počet]
				délka [m]	profil	výška [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil		
1	A	1	1	10,5	IPE140	5,87	4x HEA200	3,6	IPE140	56,2	HEA200	30,9	IPE120	7,207 kg	7,207
				61,2	IPE240			16,6	IPE360			26,0	HEA120		
2	A	2	1	20,9	IPE140	6,99	6x HEA240	9,6	IPE140	63,9	HEA200	46,3	IPE120	12,455 kg	6,228
				107,0	IPE240			33,2	IPE360			39,0	HEA120		
3	A	3	1	31,3	IPE140	7,56	8x HEA240	12,0	IPE140	101,9	HEA220	61,7	IPE120	19,570 kg	6,523
				152,7	IPE240			46,2	IPE360			52,0	HEA120		
4	A	2	2	49,0	IPE140	9,48	9x HEA260	19,2	IPE140	99,4	HEA160	64,2	IPE120	25,972 kg	6,493
				185,6	IPE240			61,6	IPE360			52,0	HEA120		
6	A	3	2	73,5	IPE140	10,84	12x HEA260	28,8	IPE140	107,9	HEA180	79,6	IPE120	38,702 kg	6,450
				390,1	IPE240			92,4	IPE360			65,0	HEA120		
8	A	4	2	98,0	IPE140	11,76	15x HEA280	38,4	IPE140	113,9	HEA240	95,0	IPE120	54,764 kg	6,846
				513,6	IPE240			123,2	IPE360			78,0	HEA120		
9	A	3	3	115,6	IPE140	12,60	16x HEA280	43,2	IPE140	119,5	HEA180	97,5	IPE120	56,932 kg	6,326
				370,6	IPE240			138,6	IPE360			78,0	HEA120		
10	A	5	2	122,5	IPE140	13,42	18x HEA300	48,0	IPE140	125,1	HEA220	110,4	IPE120	72,168 kg	7,217
				428,2	IPE240			154,0	IPE360			91,0	HEA120		
12	A	4	3	154,2	IPE140	15,05	20x HEA280	57,6	IPE140	272,9	HEA220	112,9	IPE120	86,128 kg	7,177
				503,3	IPE240			184,8	IPE360			91,0	HEA120		
				251,5	IPE220										
				123,2	IPE360										

* bez spojovacího materiálu a plechu závětné stěny

Schéma jednotlivých dispozic A jednotek

Schéma dispozice 1x1

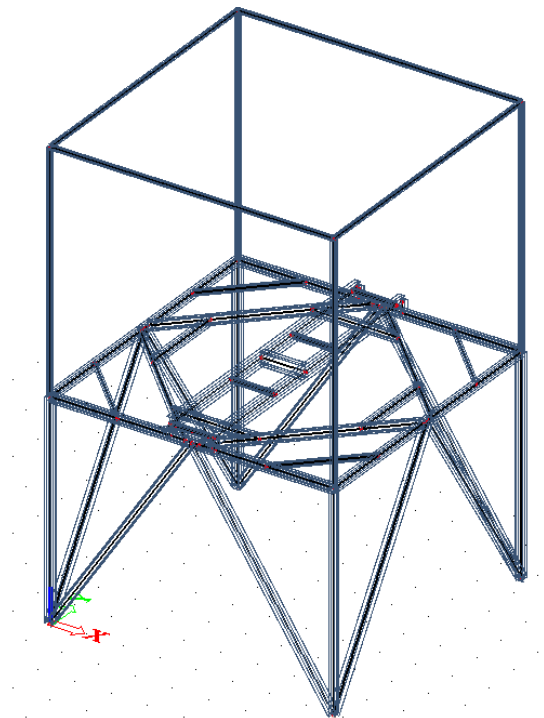


Schéma dispozice 2x1

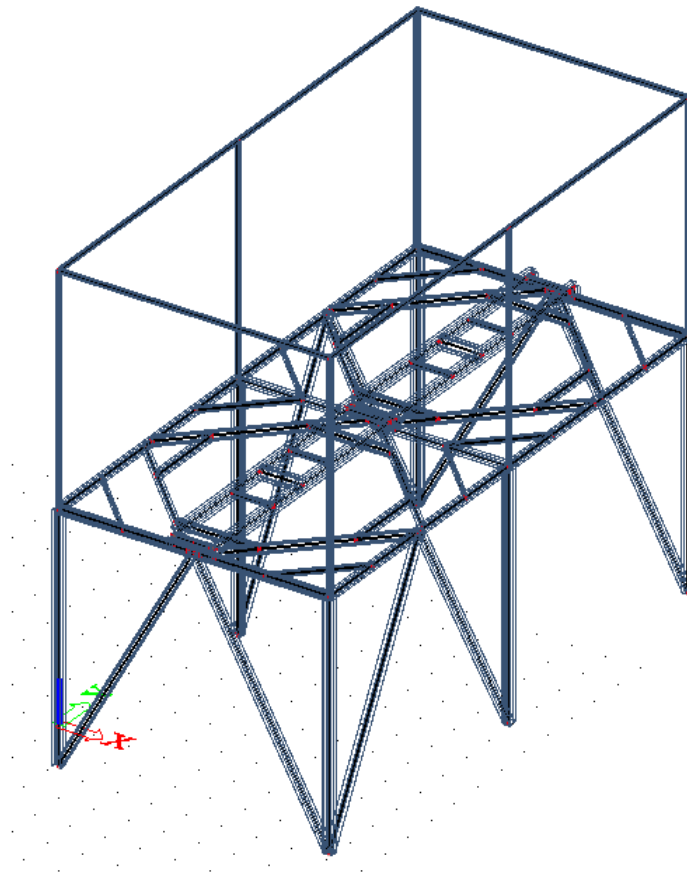


Schéma dispozice 3x1

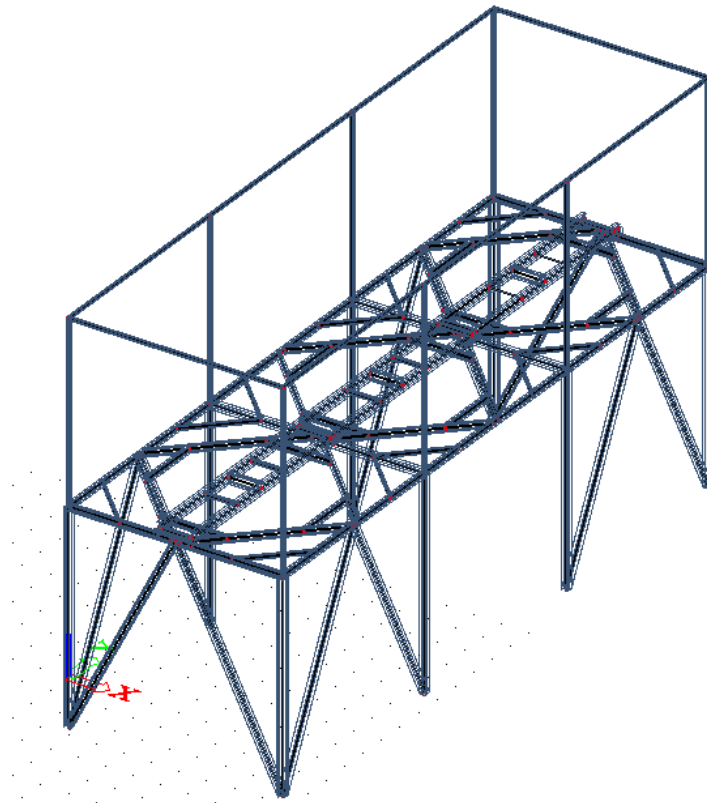


Schéma dispozice 2x2

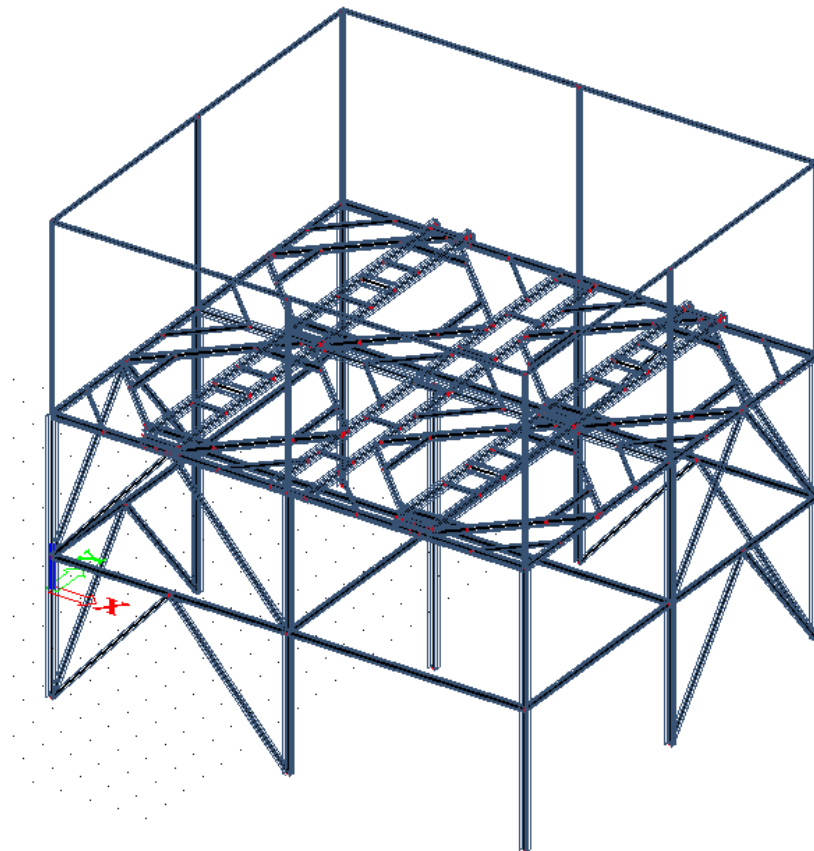


Schéma dispozice 2x3

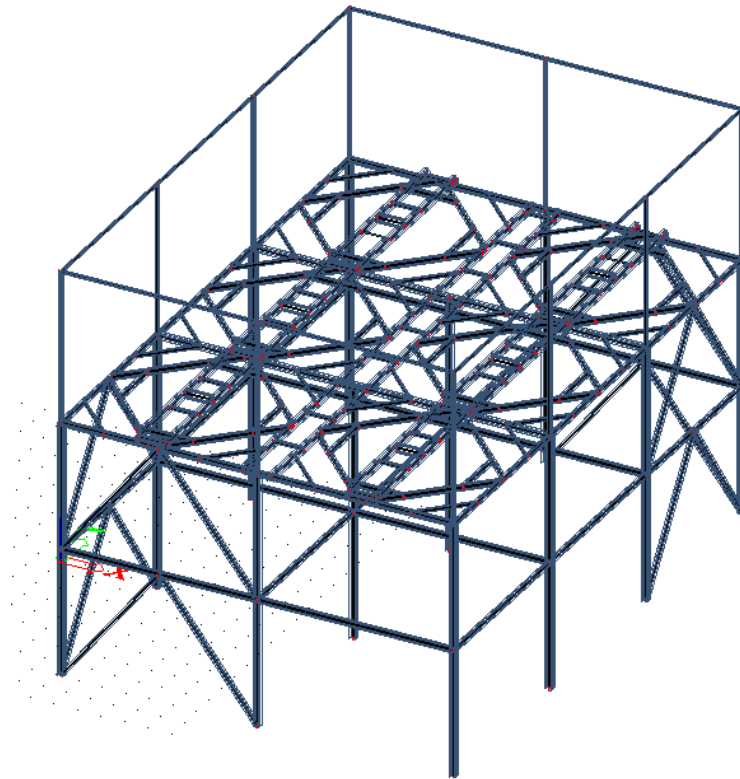


Schéma dispozice 2x3

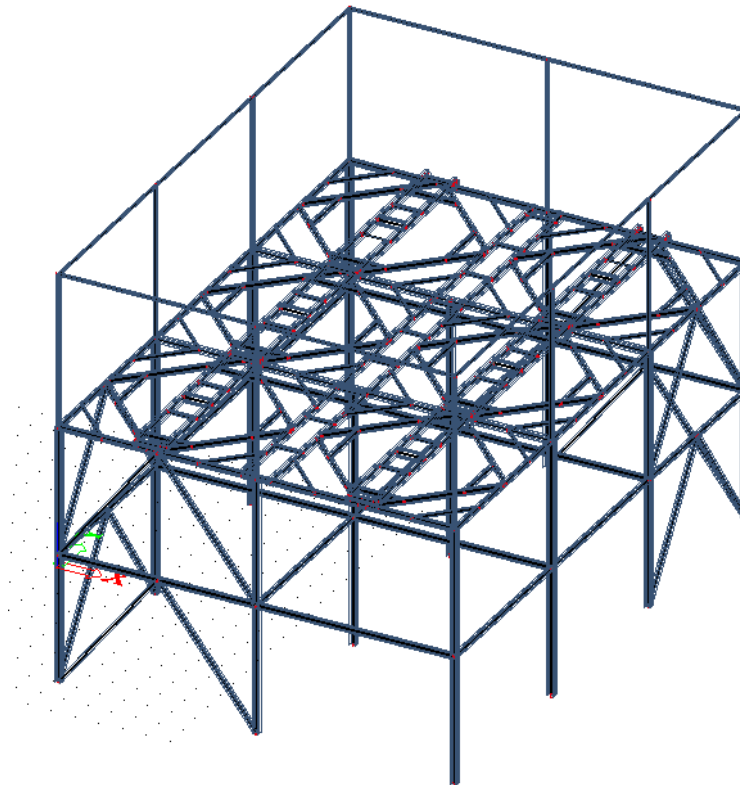


Schéma dispozice 2x4

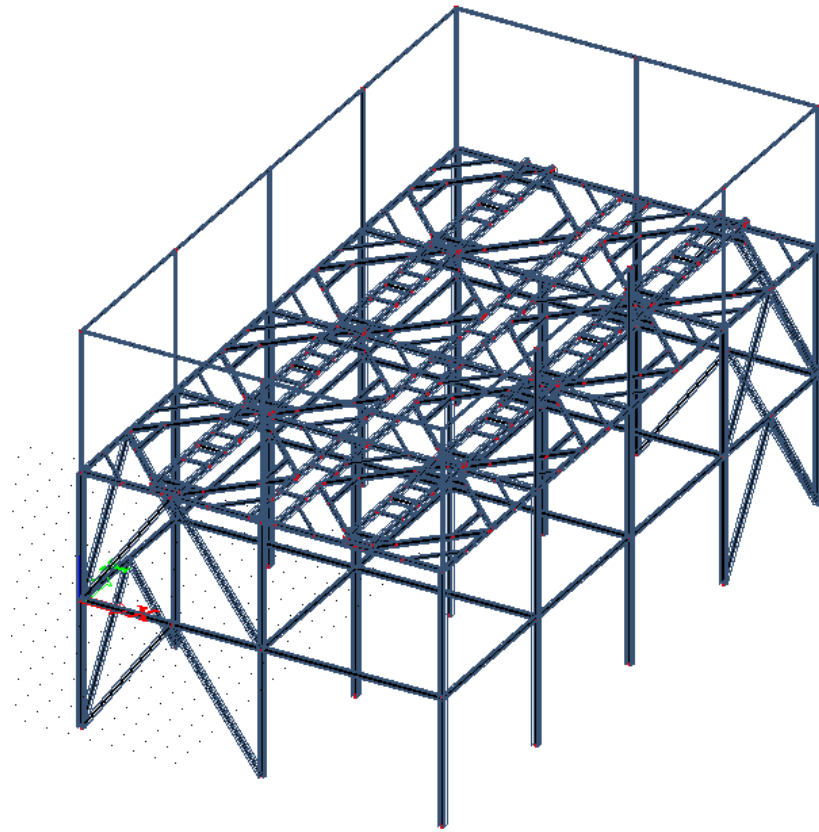


Schéma dispozice 2x1

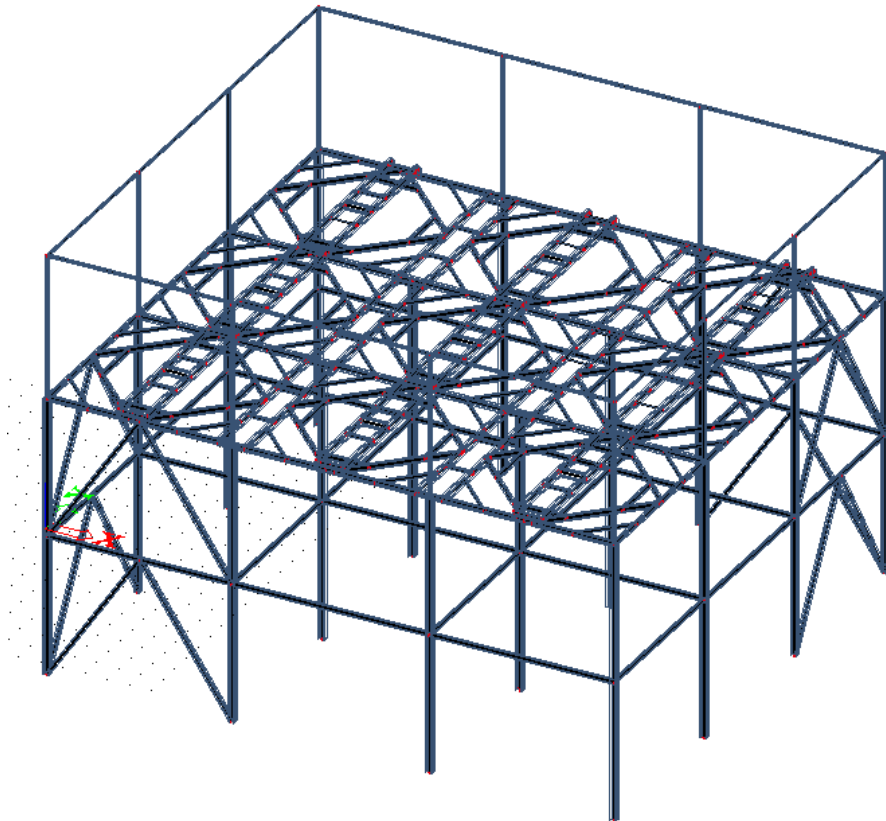


Schéma dispozice 2x5

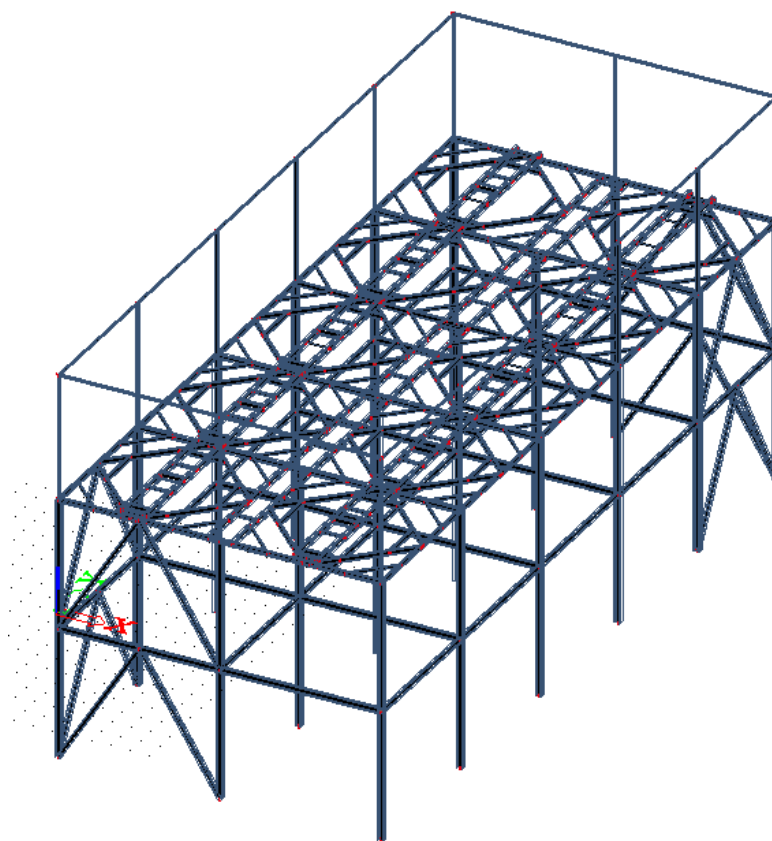
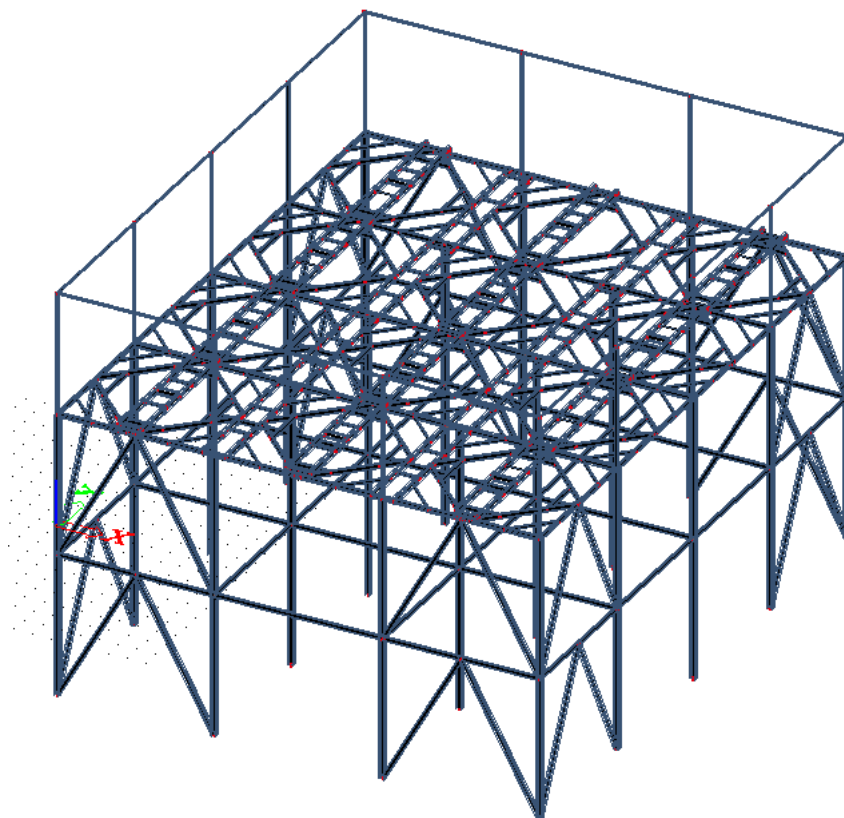


Schéma dispozice 3xa



Příloha 2. Rozpis prvků jednotlivých schémat dispozic jednotek B.

celkový počet jednotek	jednotka	Charakteristika jednotky		Průvlaky		Sloupy		Lávka		Ztuzidla		Závětná stěna		Celková váha konstrukce*	Hmotnost / 1 jednotka [t/počet]	
		počet jednotek v radě	počet řad	délka [m]	profil	výška [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil			
6	B	3	2	63,9	IPE240	16,32	12x HEB320	36,0	IPE140	361,6	HEB220	116,8	HEB140	146,230 kg	24,37	
				3,6	IPE300			136,8	HEB280			102,0	HEB180			
				248,817	HEB240											
				165,2	HEB340											
				199,4	HEB500											
				199,4	IPE300											
8	B	4	2	85,2	IPE240	17,63	15x HEB340	48,0	IPE140	507,0	HEB240	139,6	HEB140	212,596 kg	26,575	
				4,8	IPE300			182,4	HEB280			122,4	HEB180			
				331,756	HEB240											
				91,2	HEB340											
				212,2	HEB500											
				257,8	HEB240											
9	B	3	3	95,8	IPE240	18,985	16x HEB400	55,2	IPE140	429,3	HEB240	142,2	HEB140	242,221 kg	26,913	
				7,2	IPE300			205,2	HEB280			122,4	HEB180			
				373,226	HEB240											
				352,8	HEB500											
				284,4	IPE300											

Schéma jednotlivých dispozic B jednotek

Schéma dispozice 2x3

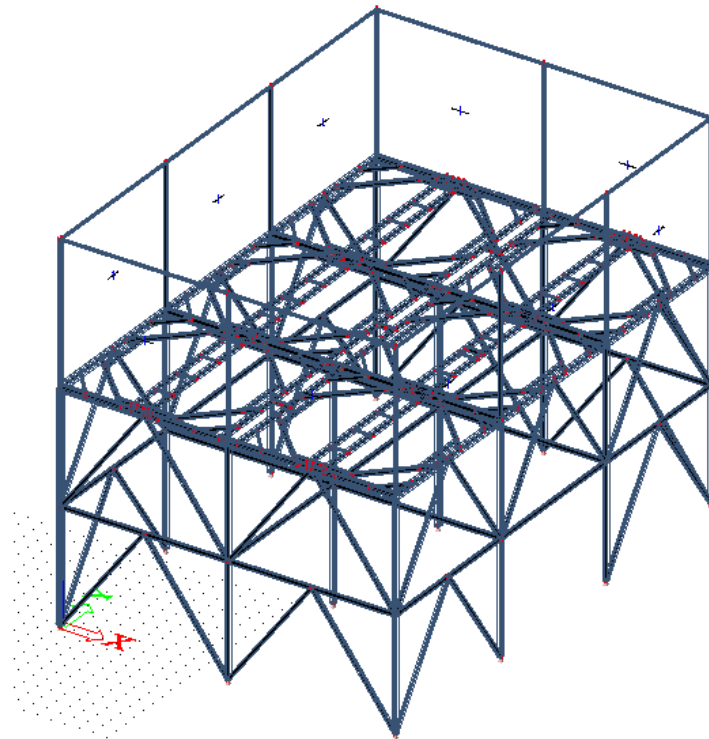


Schéma dispozice 2x4

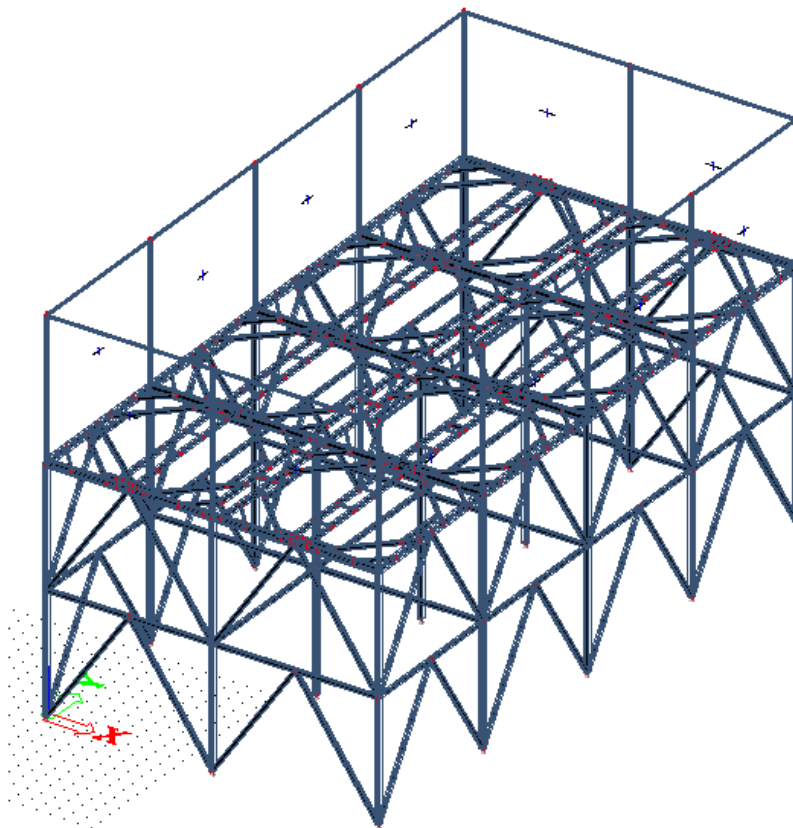
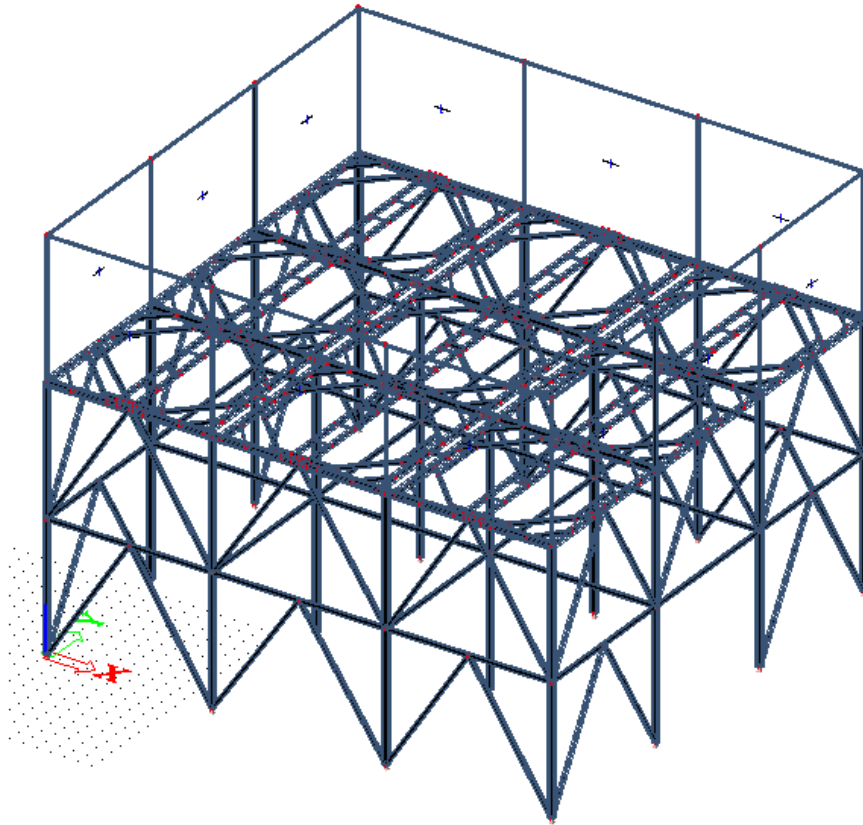


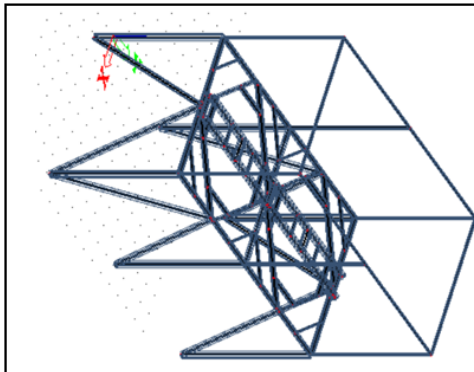
Schéma dispozice 3x3



Příloha 3. Výpis prvků a kombinací pro zvýšenou seismicitu a vítr.

Charakteristika jednotky				Průvlaky		Sloupy		Lávka		Ztužidla		Závětrná stěna		Celková váha konstrukce *	Hmotnost / 1 jednotka [t/počet]	Zatížení kombinace
celkový počet jednotek	jednotka	počet jednotek v řadě	řadě	délka [m]	profil	výška [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil			
2	A	2	1	20,9	IPE140	6,99	6x HEA240	9,6	IPE140	63,9	HEA200	46,3	IPE120	12,455 kg	6,228	vítr $v_{b,0} = 22,5$ m/s seismičita 0,05g
				107,0	IPE240	7,8	HEA240	33,2	IPE360	39,0	HEA120	39,0	HEA120	15,302 kg	7,651	vítr $v_{b,0} = 50$ m/s seismičita 0,05g
				20,9	IPE140	6,99	6x HEA300	9,6	IPE140	63,9	HEA260	46,3	IPE120	15,302 kg	7,651	vítr $v_{b,0} = 50$ m/s seismičita 0,1g
				107,0	IPE240	7,8	HEA240	33,2	IPE360	39,0	HEA120	39,0	HEA120	12,455 kg	6,228	vítr $v_{b,0} = 22,5$ m/s seismičita 0,1g
				20,9	IPE140	6,99	6x HEA240	9,6	IPE140	63,9	HEA200	46,3	IPE120	15,302 kg	7,651	vítr $v_{b,0} = 50$ m/s seismičita 0,1g
				107,0	IPE240	7,8	HEA240	33,2	IPE360	39,0	HEA120	39,0	HEA120	12,455 kg	6,228	vítr $v_{b,0} = 22,5$ m/s seismičita 0,1g
				20,9	IPE140	6,99	6x HEA300	9,6	IPE140	63,9	HEA260	46,3	IPE120	15,302 kg	7,651	vítr $v_{b,0} = 50$ m/s seismičita 0,1g
				107,0	IPE240	7,8	HEA240	33,2	IPE360	39,0	HEA120	39,0	HEA120	12,455 kg	6,228	vítr $v_{b,0} = 22,5$ m/s seismičita 0,1g
				20,9	IPE140	6,99	6x HEA260	9,6	IPE140	63,9	HEA220	46,3	IPE120	13,390 kg	6,695	vítr $v_{b,0} = 22,5$ m/s seismičita 0,5g
				107,0	IPE240	7,8	HEA240	33,2	IPE360	39,0	HEA120	39,0	HEA120	13,390 kg	6,695	vítr $v_{b,0} = 22,5$ m/s seismičita 0,5g
20,9	IPE140	6,99	6x HEA320	9,6	IPE140	63,9	HEA280	46,3	IPE120	16,191 kg	8,096	vítr $v_{b,0} = 50$ m/s seismičita 0,5g				
107,0	IPE240	7,8	HEA240	33,2	IPE360	39,0	HEA120	39,0	HEA120	16,191 kg	8,096	vítr $v_{b,0} = 50$ m/s seismičita 0,5g				

* bez spojovacího materiálu a plechu závětrné stěny



Charakteristika jednotky				Průvlakly		Sloupce		Lávka		Ztužidla		Závětná stěna		Celková váha konstrukce *	Hmotnost / 1 jednotka [t/počet]	Zatížení kombinace					
celkový počet jednotek	počet jednotka	počet jednotek v radě	počet řad	délka [m]	profil	výška [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil	délka [m]	profil								
10	A	5	2	122,5	IPE140	13,42	18XHEA280	48,0	IPE140	188,4	HEA200	110,4	IPE120	70,830 kg	7,083	vítr $V_{b,0} = 22,5$ m/s seismická 0,05g					
				428,2	IPE240		154,0		IPE360		91,0		HEA120								
				50,1	HEA240																
				215,7	HEA200																
				77,0	IPE360																
				122,5	IPE140		18XHEA340		48,0		IPE140		HEA300				110,4	IPE120	90,497 kg	9,050	vítr $V_{b,0} = 50$ m/s seismická 0,05g
				428,2	IPE240		154,0		IPE360		91,0		HEA120								
				50,1	HEA240																
				215,7	HEA240																
				77,0	IPE360																
				122,5	IPE140		18XHEA280		48,0		IPE140		HEA220				110,4	IPE120	74,160 kg	7,416	vítr $V_{b,0} = 22,5$ m/s seismická 0,1g
				428,2	IPE240		154,0		IPE360		91,0		HEA120								
50,1	HEA240																				
215,7	HEA220																				
77,0	IPE360																				
122,5	IPE140	18XHEA360	48,0	IPE140	HEA320	110,4	IPE120	93,830 kg	9,383	vítr $V_{b,0} = 50$ m/s seismická 0,1g											
428,2	IPE240	154,0	IPE360	91,0	HEA120																
50,1	HEA240																				
215,7	HEA240																				
77,0	IPE360																				
122,5	IPE140	18XHEA300	48,0	IPE140	HEA280	110,4	IPE120	84,134 kg	8,413	vítr $V_{b,0} = 22,5$ m/s seismická 0,5g											
428,2	IPE240	154,0	IPE360	91,0	HEA120																
50,1	HEA240																				
215,7	HEA240																				
77,0	IPE360																				
122,5	IPE140	18XHEA360	48,0	IPE140	HEA320	110,4	IPE120	95,403 kg	9,540	vítr $V_{b,0} = 50$ m/s seismická 0,5g											
428,2	IPE240	154,0	IPE360	91,0	HEA120																
50,1	HEA240																				
215,7	HEA260																				
77,0	IPE360																				

* bez spojovacího materiálu a plechu závětné stěny

Příloha 4. Protokol výpočtu a posouzení tuhosti styčnicku 1 vygenerované programem Idea StatiCa.

Projekt: Disertační práce
 Číslo projektu: Styčnick 1
 Autor: Markéta Nguyen



Materiál

Ocel S 355

Položka projektu CON4

Návrh

Název CON4
 Popis
 Výpočet Tuhost

Nosníky a sloupy

Název	Průřez	β - Směr [°]	γ - Sklon [°]	α - Pootočení [°]	Odsazení ex [mm]	Odsazení ey [mm]	Odsazení ez [mm]	Sily v
C	3 - HEA200	0,0	-90,0	0,0	0	0	0	Uzel
B	4 - CHS76.1/4.0	0,0	-60,0	0,0	0	0	0	Uzel



Průřezy

Název	Materiál
3 - HEA200	S 355
4 - CHS76.1/4.0	S 355

Projekt: Disertační práce
 Číslo projektu: Styčnick 1
 Autor: Markéta Nguyen



Šrouby

Název	Sestava šroubů	Průměr [mm]	fu [MPa]	Plocha [mm ²]
M20 8.8	M20 8.8	20	800,0	314

Účinky zatížení

Název	Prvek	N [kN]	Vy [kN]	Vz [kN]	Mx [kNm]	My [kNm]	Mz [kNm]
tuhost směr Z	B	0,0	0,0	0,0	0,0	10,0	0,0
tuhost směr Y	B	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	10,0

Posudek

Rotační tuhost

Název	Komp.	Zatížení	Mj,Rd [kNm]	Sj,ini [kNm/rad]	Φc [mrad]	L [m]	Sj,R [kNm/rad]	Sj,P [kNm/rad]	Tř.
B	My	tuhost směr Z	3,0	153,1	70,8	3,75	264,8	16,5	Polotuhý
	Mz	tuhost směr Y	0,4	1,8	666,8	3,75	264,8	16,5	Kloubový

Tečná rotační tuhost

Název	Komp.	Zatížení	M [kNm]	Sjs [kNm/rad]	Φ [mrad]
B	My	tuhost směr Z	10,0	0,0	18421,6
	Mz	tuhost směr Y	10,0	0,0	539,0

Vysvětlení symbolů

Mj,Rd	Chybová únosnost
Sj,ini	Počáteční rotační tuhost
Sj,s	Tečná rotační tuhost
Φ	Rotační deformace
Φc	Rotační únosnost
Sj,R	Mezní hodnota - tuhý styčnick
Sj,P	Mezní hodnota - kloubový styčnick

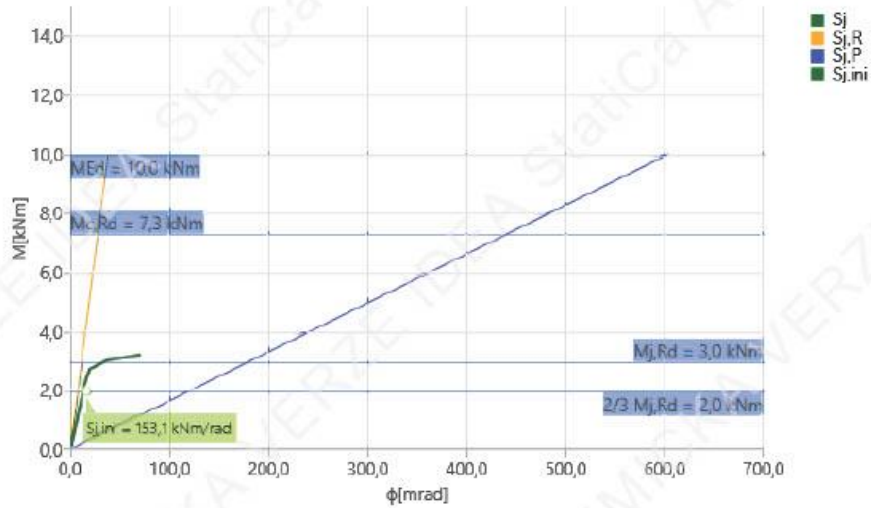


Diagram tuhosti $M_y - \phi_y$, tuhost směr Z

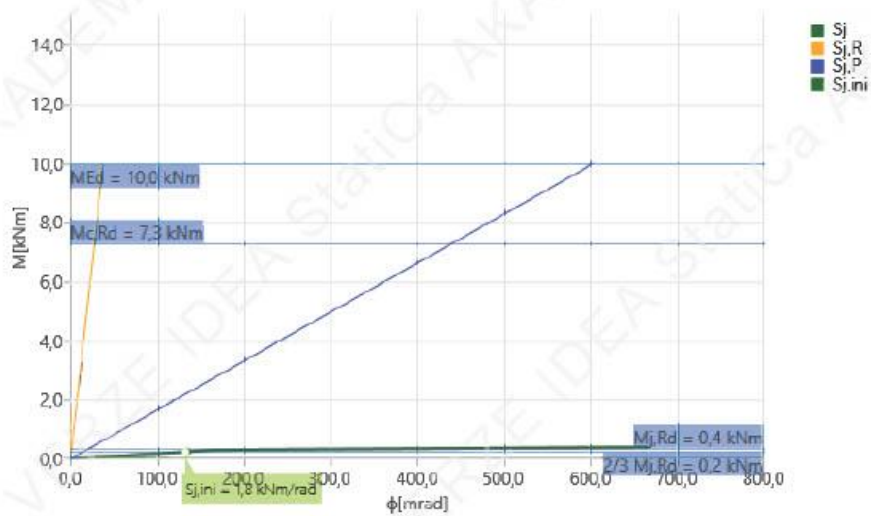


Diagram tuhosti $M_z - \phi_z$, tuhost směr Y

Nastavení normy

Položka	Hodnota	Jednotka	Odkaz
YMO	1,00	-	EN 1993-1-1: 6.1

Projekt: Disertační práce
Číslo projektu: Styčník 1
Autor: Markéta Nguyen



Položka	Hodnota	Jednotka	Odkaz
YM1	1,00	-	EN 1993-1-1: 6.1
YM2	1,25	-	EN 1993-1-1: 6.1
YM3	1,25	-	EN 1993-1-8: 2.2
YC	1,50	-	EN 1992-1-1: 2.4.2.4
Yinst	1,20	-	EN 1992-4: Table 4.1
Součinitel styčníku β_j	0,67	-	EN 1993-1-8: 6.2.5
Účinná plocha - vliv velikosti sítě	0,10	-	
Součinitel tření - beton	0,25	-	EN 1993-1-8
Součinitel tření pro třecí spoje	0,30	-	EN 1993-1-8 tab 3.7
Mezní plastické přetvoření	0,05	-	EN 1993-1-5
Vyhodnocení napětí svarů	Plastická redistribuce		
Konstrukční zásady	Ne		
Vzdálenost mezi šrouby [d]	2,20	-	EN 1993-1-8: tab 3.3
Vzdálenost mezi šrouby a hranou [d]	1,20	-	EN 1993-1-8: tab 3.3
Únosnost vytržení betonu	Oba		EN 1992-4: 7.2.1.4 and 7.2.2.5
Použití vypočtené α_b v posudku otláčení.	Ano		EN 1993-1-8: tab 3.4
Potrhaný beton	Ano		EN 1992-4
Kontrola lokální deformace	Ne		CIDECT DG 1, 3 - 1.1
Limita lokální deformace	0,03	-	CIDECT DG 1, 3 - 1.1
Geometrická nelinearita (GMNA)	Ano		Umožnit velké deformace pro duté profily
Vyztužený systém	Ano		EN 1993-1-8: 5.2.2.5

Příloha 5. Protokol výpočtu a posouzení tuhosti styčnicku 2 vygenerované programem Idea StatiCa.

Projekt: Disertační práce
Číslo projektu: Styčnick 2
Autor: Markéta Nguyen



Materiál

Ocel S 355

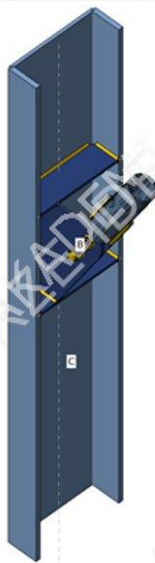
Položka projektu CON4

Návrh

Název CON4
Popis
Výpočet Tuhost

Nosníky a sloupy

Název	Průřez	β - Směr [°]	γ - Sklon [°]	α - Pootočení [°]	Odsazení ex [mm]	Odsazení ey [mm]	Odsazení ez [mm]	Sily v
C	3 - UPE300	90,0	-90,0	0,0	0	0	0	Uzel
B	4 - CHS76.1/4.0	0,0	-60,0	0,0	0	-74	0	Uzel



Průřezy

Název	Materiál
3 - UPE300	S 355
4 - CHS76.1/4.0	S 355

Projekt: Disertační práce
Číslo projektu: Styčnick 2
Autor: Markéta Nguyen



Šrouby

Název	Sestava šroubů	Průměr [mm]	fu [MPa]	Plocha [mm ²]
M20 8.8	M20 8.8	20	800,0	314

Účinky zatížení

Název	Prvek	N [kN]	Vy [kN]	Vz [kN]	Mx [kNm]	My [kNm]	Mz [kNm]
tuhost směr Z	B	0,0	0,0	0,0	0,0	10,0	0,0
tuhost směr Y	B	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	10,0

Posudek

Rotační tuhost

Název	Komp.	Zatížení	Mj,Rd [kNm]	Sj,ini [kNm/rad]	Φc [mrad]	L [m]	Sj,R [kNm/rad]	Sj,P [kNm/rad]	Tř.
B	My	tuhost směr Z	2,7	176,0	42,7	6,00	517,1	10,3	Polotuhý
	Mz	tuhost směr Y	0,4	2,3	496,4	6,00	517,1	10,3	Kloubový

Tečná rotační tuhost

Název	Komp.	Zatížení	M [kNm]	Sjs [kNm/rad]	Φ [mrad]
B	My	tuhost směr Z	10,0	0,0	13780,2
	Mz	tuhost směr Y	10,0	0,0	9690,7

Vysvětlení symbolů

Mj,Rd Ohybová únosnost
Sj,ini Počáteční rotační tuhost
Sj,s Tečná rotační tuhost
Φ Rotační deformace
Φc Rotační únosnost
Sj,R Mezní hodnota - tuhý styčnick
Sj,P Mezní hodnota - kloubový styčnick

Projekt: Disertační práce
 Číslo projektu: Styčnick 2
 Autor: Markéta Nguyen

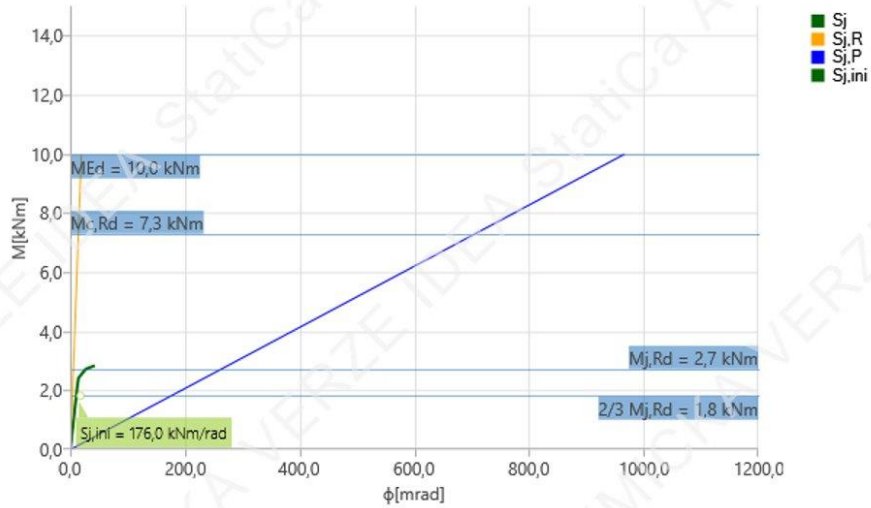


Diagram tuhosti $M_y - \phi_y$, tuhost směr Z

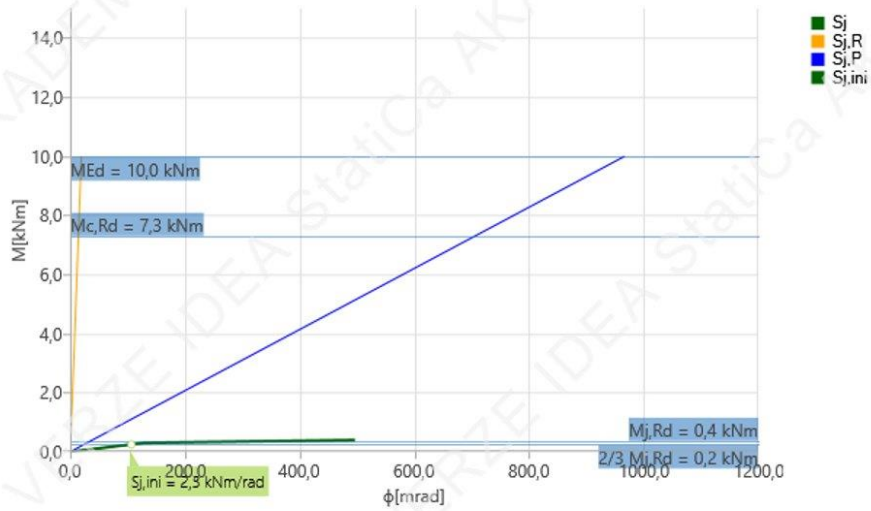


Diagram tuhosti $M_z - \phi_z$, tuhost směr Y

Nastavení normy

Položka	Hodnota	Jednotka	Odkaz
YMO	1,00	-	EN 1993-1-1: 6.1

Projekt: Disertační práce
Číslo projektu: Styčnick 2
Autor: Markéta Nguyen



Položka	Hodnota	Jednotka	Odkaz
YM1	1,00	-	EN 1993-1-1: 6.1
YM2	1,25	-	EN 1993-1-1: 6.1
YM3	1,25	-	EN 1993-1-8: 2.2
YC	1,50	-	EN 1992-1-1: 2.4.2.4
Yinst	1,20	-	EN 1992-4: Table 4.1
Součinitel styčnicku β_j	0,67	-	EN 1993-1-8: 6.2.5
Účinná plocha - vliv velikosti sítě	0,10	-	
Součinitel tření - beton	0,25	-	EN 1993-1-8
Součinitel tření pro třecí spoje	0,30	-	EN 1993-1-8 tab 3.7
Mezní plastické přetvoření	0,05	-	EN 1993-1-5
Vyhodnocení napětí svarů	Plastická redistribuce		
Konstrukční zásady	Ne		
Vzdálenost mezi šrouby [d]	2,20	-	EN 1993-1-8: tab 3.3
Vzdálenost mezi šrouby a hranou [d]	1,20	-	EN 1993-1-8: tab 3.3
Únosnost vytržení betonu	Oba		EN 1992-4: 7.2.1.4 and 7.2.2.5
Použit vypočtené α_b v posudku otláčení.	Ano		EN 1993-1-8: tab 3.4
Potrhaný beton	Ano		EN 1992-4
Kontrola lokální deformace	Ne		CIDECT DG 1, 3 - 1.1
Limita lokální deformace	0,03	-	CIDECT DG 1, 3 - 1.1
Geometrická nelinearita (GMNA)	Ano		Umožnit velké deformace pro duté profily
Vyztužený systém	Ne		EN 1993-1-8: 5.2.2.5