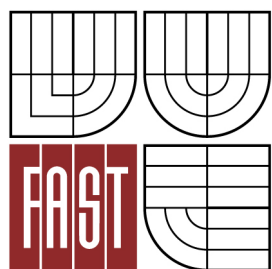




VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

LONDÝNSKÉ OKO
LONDON EYE

DIPLOMOVÁ PRÁCE
DIPLOMA THESIS

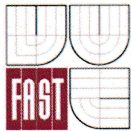
AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Bc. MARTIN HUŠEK

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

Ing. ROSTISLAV ZÍDEK, Ph.D.

BRNO 2015



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ FAKULTA STAVEBNÍ

Studijní program N3607 Stavební inženýrství
Typ studijního programu Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia
Studijní obor 3607T009 Konstrukce a dopravní stavby
Pracoviště Ústav stavební mechaniky

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Diplomant Bc. Martin Hušek


Název Londýnské oko

Vedoucí diplomové práce Ing. Rostislav Zídek, Ph.D.

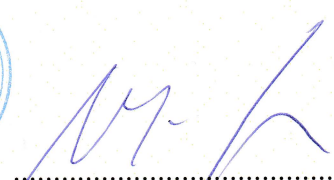
Datum zadání diplomové práce 31. 3. 2014

Datum odevzdání diplomové práce 16. 1. 2015

V Brně dne 31. 3. 2014


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




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

Podklady a literatura

- [1] ČSN EN 1990: Zásady navrhování konstrukcí.
- [2] ČSN EN 1991-1-1-1 Zatížení konstrukcí – Část 1-1: Obecná zatížení – Objemové tíhy, vlastní tíha a užitná zatížení pozemních staveb.
- [3] ČSN EN 1991-1-1-3 Zatížení konstrukcí – Část 1-3: Obecná zatížení – Zatížení sněhem.
- [4] ČSN EN 1991-1-1-4 Zatížení konstrukcí – Část 1-4: Obecná zatížení – Zatížení větrem.
- [5] ČSN EN 1993-1-1 Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby.

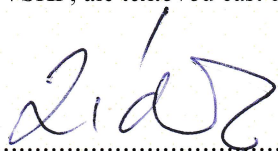
Zásady pro vypracování (zadání, cíle práce, požadované výstupy)

Statická analýza ocelové konstrukce londýnského kola. Stanovení zatížení, tvorba výpočtového modelu a jeho analýza pomocí vhodného softwaru. Posouzení rozhodujících průřezů. Návrh vybraných spojů.

Struktura bakalářské/diplomové práce

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

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



.....
Ing. Rostislav Zídek, Ph.D.
Vedoucí diplomové práce

ABSTRAKT

Předmětem diplomové práce je provedení statické analýzy konstrukce Londýnského oka. V prvních kapitolách se práce zabývá přehledem realizovaných konstrukcí typu Ferrisova kola. Hlavní část práce spočívá v analyzování samotné konstrukce Londýnského oka. Konkrétně jsou popsány analýzy odezvy, analýzy citlivosti, analýzy mezních stavů únosnosti a použitelnosti, analýzy napjatosti, analýzy únavového namáhání a analýzy životnosti. Práce mimo statických analýz popisuje i návrh dynamických pohlcovačů kmitání. V závěrečných kapitolách jsou zhodnocovány výsledky jednotlivých analýz.

KLÍČOVÁ SLOVA

Ferrisovo kolo, Londýnské oko, předpětí, velké deformace, parametrizace, optimalizace, korelační křivky, citlivostní analýza, statická analýza, dynamické pohlcovače kmitání, von Misesovo napětí, životnost, únavové namáhání, faktor bezpečnosti

ABSTRACT

Performance of static analysis of the London Eye structure is the subject of this diploma thesis. First chapters of the thesis analyses overview of realized structures of the Ferris wheel. The main part of the thesis analyses the London Eye structure itself. Specifically are described response analyses, sensitivity analyses, analyses of ultimate limit state and serviceability, stress analyses, analyses of fatigue stress and lifetime analyses. The thesis describes among static analysis also a design of dynamic vibration absorbers. The results of each analysis are evaluated in the final chapters.

KEYWORDS

Ferris wheel, London Eye, prestress, large deflection, parameterization, optimization, correlation curve, sensitivity analysis, static analysis, dynamic vibration absorbers, von Mises stress, life, fatigue loading, safety factor

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE VŠKP

Bc. Martin Hušek *Londýnské oko*. Brno, 2015. 158 s., 0 s. příl. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky. Vedoucí práce Ing. Rostislav Zídek, Ph.D.

PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 16.1.2015

.....
podpis autora
Bc. Martin Hušek

PODĚKOVÁNÍ

Tímto bych chtěl poděkovat panu Ing. Rostislavu Zídkovi, Ph.D. za odborné vedení práce, jeho ochotu a cenné rady. Dále pak celému ústavu stavební mechaniky, protože díky působení jeho vyučujících mohla tato práce vzniknout. Děkuji také své rodině za podporu a trpělivost.

1. OBSAH

1. OBSAH	1
2. FERRIS WHEEL	5
2.1. RUSKÉ KOLO?	5
2.2. HISTORIE	7
2.2.1. GEORGE WASHINGTON GALE FERRIS, JR.	8
2.3. PRVNÍ I DRUHÁ GENERACE	11
2.4. VARIACE ²	16
2.5. PATENTY	20
2.6. POHON	26
3. MOTIVACE A CÍLE PRÁCE	31
3.1. MOTIVACE	31
3.2. CÍLE PRÁCE	32
3.3. PŘEDPOKLÁDANÝ PŘÍNOS	32
4. LONDON EYE	35
4.1. PROPORCE	38
4.2. CITLIVOST RÁMU	45
5. KONEČNOPRVKOVÝ MODEL	65
5.1. HŘÍDEL	65
5.2. OSA	67
5.3. PODPĚRY	68
5.4. NOSNÉ PILÍŘE	70
5.5. KABINY	72
5.6. TLUMIČE	73
5.7. VODÍCÍ PÁS	77
5.8. MATERIÁLOVÉ CHARAKTERISTIKY	77
5.9. PODEPŘENÍ MODELU	79
5.10. OSTATNÍ VAZBY A ZÁVISLOSTI	80
6. ZATÍŽENÍ	83
6.1. PŘEDPĚTÍ	83
6.2. VLASTNÍ TÍHA A OSTATNÍ STÁLÉ ZATÍŽENÍ	86
6.2.1. DYNAMICKÁ PODPORA	86
6.3. NAHODILÁ ZATÍŽENÍ	92
6.4. ZATÍŽENÍ SNĚHEM	93
6.5. ZATÍŽENÍ VĚTREM	94
6.6. OSTATNÍ ZATÍŽENÍ A KOMBINACE	95

7. VÝSLEDKY STATICKÉ ANALÝZY	97
7.1. GLOBÁLNÍ MODEL	97
7.1.1. MEZNÍ STAV ÚNOSNOSTI.....	98
7.1.2. MEZNÍ STAV POUŽITELNOSTI.....	107
7.2. ANALÝZA HRÍDELE	111
7.2.1. CYKlickÉ NAMÁHÁNÍ	115
7.2.2. VLASTNÍ TÍHA KONSTRUKCE	117
7.2.3. KOMBINACE ZATÍŽENÍ I	119
7.2.4. KOMBINACE ZATÍŽENÍ II.....	121
7.2.5. KOMBINACE ZATÍŽENÍ III	124
7.2.6. SHRNUtÍ ANALÝZY	127
7.3. ANALÝZA SPOJENÍ LANA S KONSTRUKCÍ RÁMU	127
7.3.1. VÝSLEDKY EXTRÉMNÍ KOMBINACE.....	131
7.3.2. SHRNUtÍ ANALÝZY	135
8. SHRNUtÍ.....	137
8.1. DOSAŽENÉ CÍLE	138
9. DODATEK.....	141
9.1. UVEDENÍ KOLA DO POHYBU	141
9.2. BUZENÍ SILOU	144
10. SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ.....	149
11. SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ	151
12. SEZNAM OBRÁZKŮ.....	152
13. SEZNAM GRAFŮ	156
14. SEZNAM TABULEK	157

This page intentionally left blank.

2. FERRIS WHEEL

Než budou uvedeny cíle této práce, bude napsáno několik odstavců pro seznámení s problematikou a pro nastínění komplexnosti nadcházejících kapitol. V žádném případě zde v *úvodním textu* nebudou vyčerpána veškerá existující témata nebo otázky, které přímo souvisejí s danou prací. Na některé z nich bude poukázáno až v následujícím odborném textu vzhledem k logičtějším začlenění a usnadnění čtení práce jako celku. Sporné otázky a možné nesrovnalosti budou průběžně doplňovány o přímé odkazy na související literaturu, ze které bude možné odvozovat *hlubší závěry*¹.

2.1. RUSKÉ KOLO?

Ruské kolo, obří kolo, pouťové kolo – co je vlastně co a o čem bude řeč. Je ruské kolo jen to, které pochází z Ruska? Pouťové kolo může být viděno pouze na pouti? Obří kolo udává potenciální hranici realizovatelnosti a výstavby? Čeština má v tomto ohledu poněkud nelogický přístup, a proto bude z nadcházejících úvah vypuštěn. Následující terminologie je však uznávána po celém světě, bude tedy vhodné se jí držet.



Obrázek 2.1 Chicago Ferris wheel, Chicago, USA 1893. Zdroj [1]

¹ Případně nové otázky.

Na obrázku 2.1 je fotografie ruského kola na výstavě² v Chicagu v roce 1893, přesahující svou výškou 80 m. Zde, jak lze vycítit, česká terminologie selhává. Proto bude přijato následující.

FERRIS WHEEL (FERRISOVO KOLO)³

Hlavním poznávacím prvkem takového kola je jeho velikost. Jedná se o daleko menší konstrukce oproti následující kategorii. Zde lze hovořit o výškách v řádu desítek metrů. Druhým, prioritně stejně významným určujícím prvkem je jeho cena. Ačkoliv se částky mohou pohybovat v rozmezí několika milionů dolarů, pořád se jedná o levnější kategorii. Dalšími aspekty kategorie jsou:

- Nejčastější umístění konstrukce – zábavní parky, výstavy, poutě
- Demontovatelnost a transport – konstrukce navrhována na častý transport
- Provoz konstrukce – předpokládané sezonní využití
- Typ kabin – otevřené
- Zajištění horizontální polohy kabin – gravitační, vlastní vahou
- Schéma otáčení kola – přerušované pro nástup a výstup pasažérů
- Rychlost otáčení kola – pasažér pociťuje akceleraci



Obrázek 2.2 Magic City, Paris, France 1913. Zdroj [2]

² Pouti, chcete-li.

³ Název bude objasněn v následující kapitole.

OBSERVATION WHEEL (VYHLÍDKOVÉ KOLO)

Hlavní poznávací znaky jsou ty samé jako u Ferrisova kola. Pouze s rozdílem, že výškou se dostávají do ptačí perspektivy. Jedná se v řádech o stovky metrů. Ptačí perspektivě ovšem odpovídá i cena. S lineárním nárůstem výšky roste téměř exponenciálně cena. Zde lze hovořit o řádu stovek milionů dolarů. Dalšími aspekty kategorie jsou:

- Nejčastější umístění konstrukce – panorama města, krasová krajina
- Demontovatelnost a transport – konstrukce zůstává na místě po svou životnost
- Provoz konstrukce – předpokládané celoroční využití
- Typ kabin – uzavřené, klimatizačně kontrolovatelné
- Zajištění horizontální polohy kabin – nejčastěji pomocí elektromotoru
- Schéma otáčení kola – nepřerušované, nástup a výstup za provozu
- Rychlost otáčení kola – pasažér nepocítuje akceleraci



Obrázek 2.3 Singapore Flyer, Singapore, Republic of Singapore 2014. Zdroj [2]

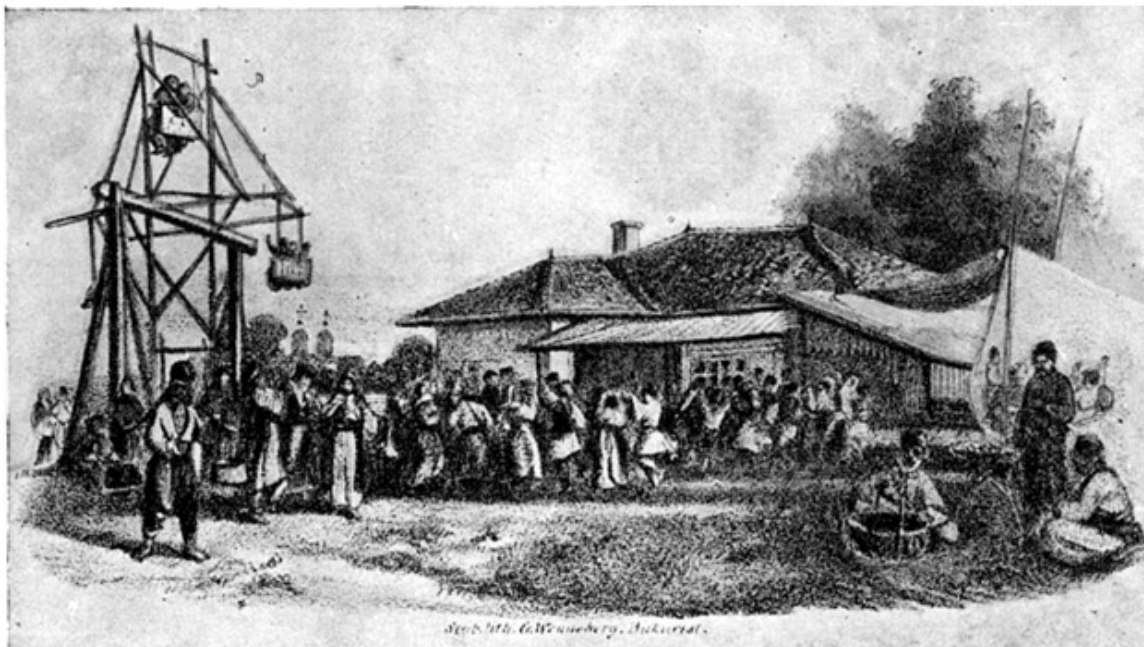
2.2. HISTORIE

Ačkoliv byla po vzoru **George Washingtona Galea Ferrise, Jr.** pojmenována ta z menších kol, úplné počátky jsou však ještě o 200 let zpátky ve střední Asii.

17. století Bulharsko, *Kola potěšení*, jak se jim dříve říkalo. Kola dosahující výšky pouze několika málo metrů, nejčastěji tvořená z dřevěných profilů nesoucí proutěné židle po svém

obvodu. To celé poháněné klikou – silou několika mužů. Vzhledem k principu protizávaží byla neobsazená místa zatěžkávána pytli s pískem. Akcelerace byla značná, jak dokládá úryvek z deníku Pietra Della Vallea, římského cestovatele 17. století:

„...byl jsem potěšen, jakou rychlostí se přeháním nahoru a dolů. Kolo se ale otáčelo tak rychle, že Řek, který seděl vedle mne, to už déle nemohl snést a vykřikl: „Soni! Soni!““⁴ ...“



Obrázek 2.4 Spirii Hill, Bucharest, Romania 1857. Zdroj [2]

Podobných kol jako na obrázku 2.4 bylo možné po světě nalézt spoustu. Dalšími zeměmi provozujícími tento artefakt byly Indie, Rumunsko, Turecko, Anglie, ale i Rusko⁵. V následující kapitole bude již představena technicky vyspělejší konstrukce, která se pro svou nadčasovost postarala o závody ve stavbách kol po celém světě.

2.2.1. GEORGE WASHINGTON GALE FERRIS, JR.

Chicago na americkém Středozápadě. V srdci této moderní metropole se nachází vzpomínka na dávno zašlé časy – replika technologického zázraku, která před sto lety zanesla Chicago do map. [3]

V roce 1893 hostí Chicago prestižní světovou výstavu⁶. Architekti k té příležitosti staví obří napodobeninu města s domy v neoklasicistním stylu, vyrobenými z omítnutého dřeva. Jenže výstava by také měla být oslavou americké vynalézavosti. Chce to něco velkého – technický zázrak, aby návštěvníci pochopili, že Amerika je opravdovou průmyslovou velmocí. Organizátoři zamítnou několik projektů napodobenin pařížské Eiffelovy věže. Vyzývají konstruktéry, aby přišli s něčím úplně novým. [3]

⁴ Pozn. autora: V překladu „Dost! Dost!“.

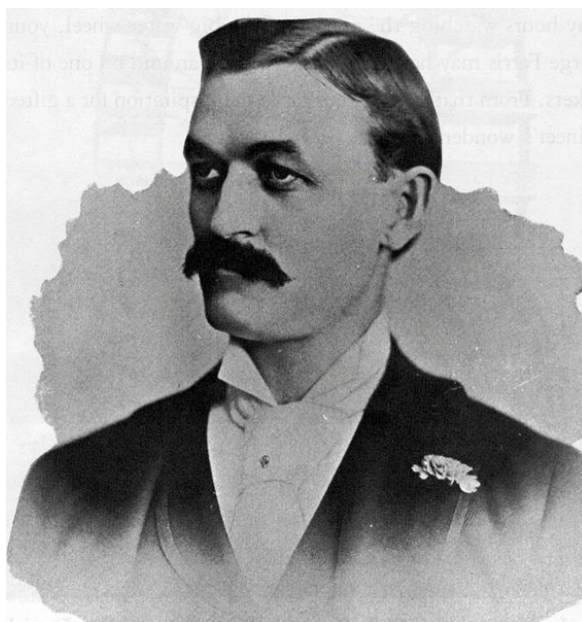
⁵ Do Evropy se původní konstrukce kola dostala zejména přes Rusko. Lze usuzovat, že právě proto se v některých zemích stále používá označení *ruské kolo*.

⁶ Světová výstava na počest přistání Kryštofa Kolumba v Americe o 400 let dříve byla oficiálně známa jako Kolumbova expozice. [4]

V tu dobu je George Washington Gale Ferris, Jr. úspěšným konstruktérem v Pensylvánii. Ferris je známý návrhy rekordně velkých mostů, ale pro světovou výstavu chce navrhnout něco naprosto unikátního – osmdesátimetrové otáčecí kolo, které by vynášelo cestující vysoko do vzduchu. Chce ho vyrobit ze zcela nového konstrukčního materiálu – oceli. Je to velmi ambiciózní projekt. [3]

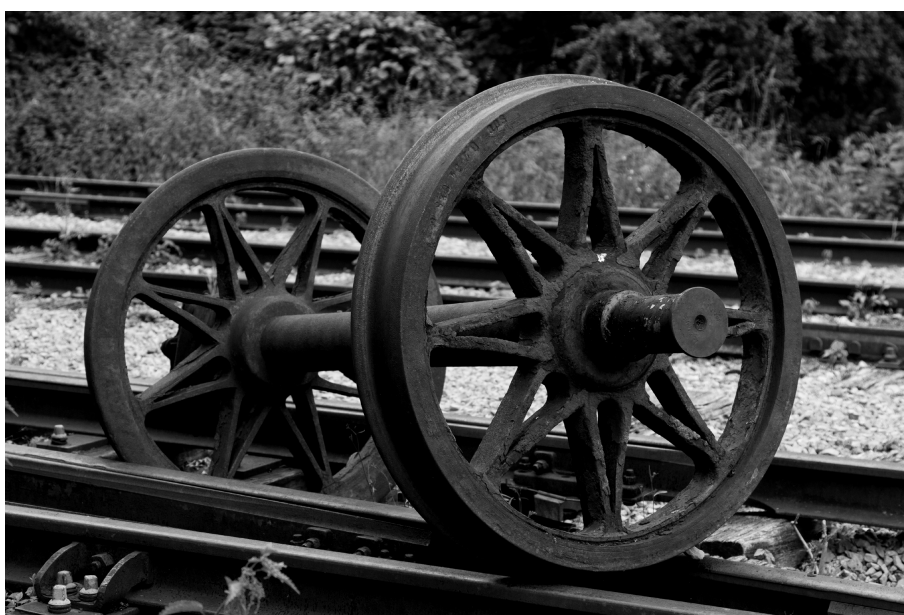
*„Všichni zpočátku mysleli, že se zbláznil.
Nevěřili, že lze takové kolo postavit. Byl pro ně podivínem a dali mu přezdívku
muž s koly v hlavě.“*

[Richard Weingardt, historik]



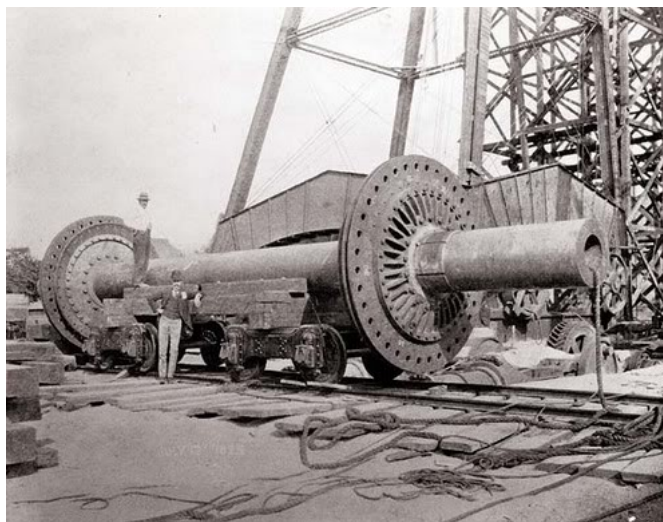
Obrázek 2.5 George Washington Gale Ferris, Jr. Zdroj [2]

Lidé měli dobrý důvod o Ferrisovi pochybovat. Ocelová kola nebyla novinkou, již se používala například u vlaků. Jenže tato kola, aby se nezhroutila, musí mít silné a tlusté ocelové paprsky, kvůli čemuž ovšem byla velmi těžká. [3]



Obrázek 2.6 Detail masivních výztužných paprsků železničního dvojkolí. Zdroj: flickr.com

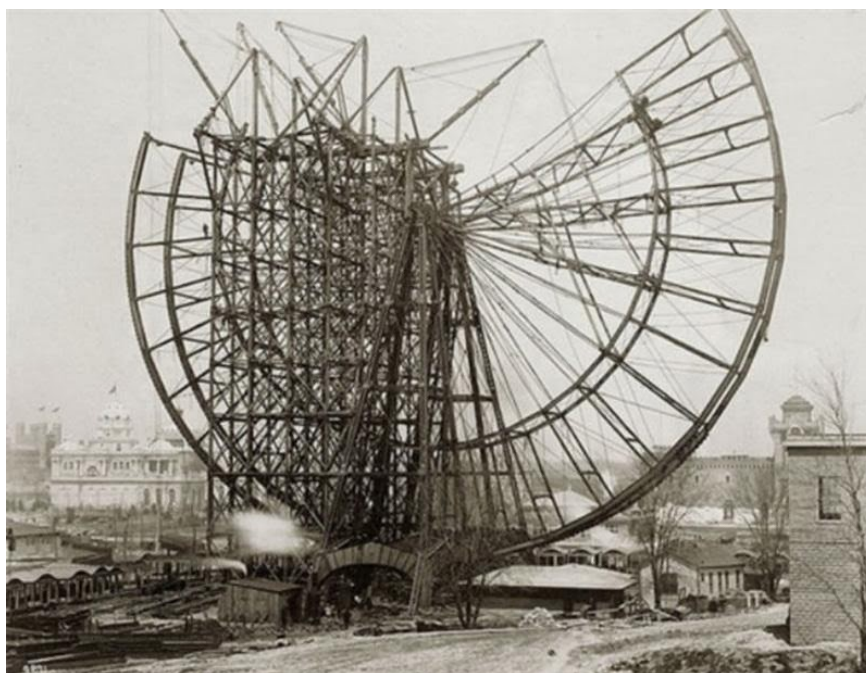
Kdyby Ferris navrhl své kolo stejným způsobem, osa by váhu kola neudržela. Musel najít způsob, jak zkonstruovat kolo lehčí. Řešení našel v nové formě přepravy v bicyklu. Bicykl má odlehčená kola s paprsky ze spletených ocelových drátů, říká se jim zapletená kola. [3]



Obrázek 2.7 Osa Chicaga Ferrisova kola na Kolumbově expozice v Chicagu 1893. Zdroj [1]

Ferris navrhl obří cyklistické kolo, viz obrázek 2.1. Rám tvoří mříž z ocelových prutů. Mříž je připevněna ke středu kola ocelovými lany⁷, jen šest centimetrů silnými. Ferris díky použití tenkých lan mohl vytvořit zapletené kolo výrazně lehčí, než bylo kolo tradiční. [3]

Ferris staví dolní polovinu kola, kterou lana dokáží snadno udržet. Kdyby ale stavěl dál, lana by se pod vahou horní poloviny ohnula. Dokud není kruh dokončen, hrozí zhroutilí celé stavby. Ferris k podepření horní poloviny postaví obří lešení, z něj pak dělníci vkládají vzpěry mezi střed kola a jeho okraj, viz obrázek 2.8. Vzpěry dočasně drží váhu rámu, dokud se nesestaví celé kolo. [3]



Obrázek 2.8 Stavba prvního Ferrisova kola, Chicago 1893. Zdroj [1]

⁷ Pozn. autora: S největší pravděpodobností se jednalo o aktivovanou (předepnutou) lana. Jejich počátky použití se v ocelových konstrukcích tradují již od roku 1851.

Jak bylo nastíněno v kapitole 2.1 v odstavci zhodnocujícím vhodnou terminologií problematiky, ty z menších kol nesou označení Ferrisova kola. Ferrisovo první kolo, postavené v Chicagu roce 1893, pak nese oficiální název Chicago Ferris.

Ačkoliv se nejedná o první stavbu tohoto typu, Ferris stanovil měřítko pro následující století. Vzhledem k použité technologii celé konstrukce může být hovořeno o tzv. **druhé generaci** kol.

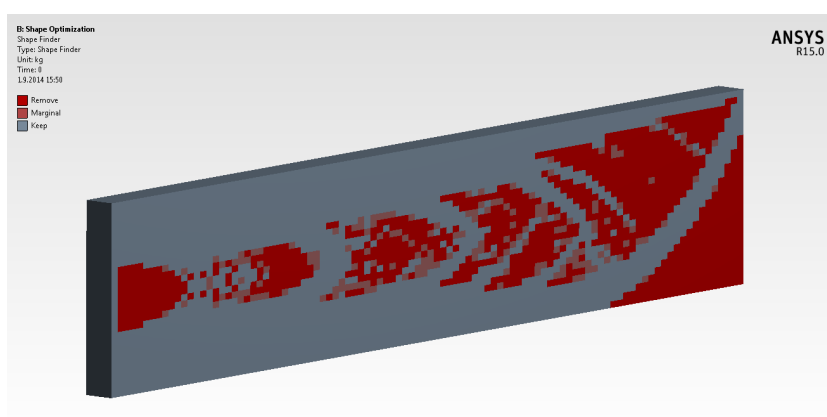
2.3. PRVNÍ I DRUHÁ GENERACE

Ferris použil velice komplexní přístup při návrhu svého prvního kola. Sofistikované lanové zkombinované s příhradovým systémem. Nijak si neuvědomoval, že právě touto myšlenkou začne novou kapitolu stavitelství kol.

PRVNÍ GENERACE

Kola na obrázku 2.2 a na obrázku 2.4 jsou nazývána (jak bylo vysvětleno v kapitole 2.1) Ferrisova kola. Mimo jiné je patrné, jaký konstrukční systém je použit. Zjednodušeně řečeno se jedná o **příhradový systém**⁸. S největší pravděpodobností může být předpokládáno, že celý systém byl navrhován principem vzpěra – táhlo. Totiž pro co nejmenší hmotnost celé konstrukce jsou preferovány konstrukční prvky s převládajícím jedním rozměrem – pruty. Vzhledem k jejich velké délce je namístě očekávat vznik vzpěru tlačných prutů⁹. Celý systém lze samozřejmě navrhnout postkritickou analýzou, ovšem s výhodou i jako primárně tažený systém se zanedbáním vybočených prutů.

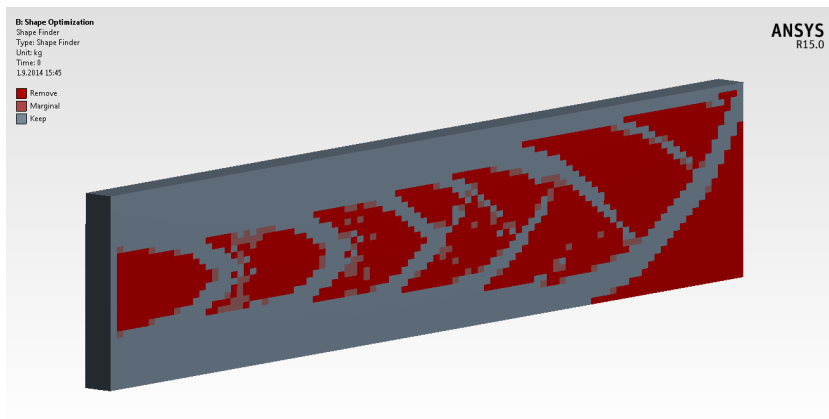
První generace tedy jednoznačně působí jako příhradová konstrukce. Při jejím návrhu se musí stanovit co nejefektivnější tvar příhradoviny. Nejedná se totiž o nic jiného než o zefektivnění rozložení hmoty, jinými slovy – o aproximaci plného tvaru systémem vzpěr a táhel. Celý odstavec mohou graficky shrnout obrázky 2.9, 2.10 a 2.11. Jedná se vždy o konzolu vlevo vetknutou, vpravo zatíženou silou, působící na horní část konce konzoly. Šedá část konzoly představuje hmotu, která je potřebná k minimalizaci deformace od zadané síly – vytváří *nosnou strukturu*. Červená část konzoly pak hmotu, kterou je možné odebrat, aniž by se razantně zvýšila deformace od zadané síly – *balastní hmota*.



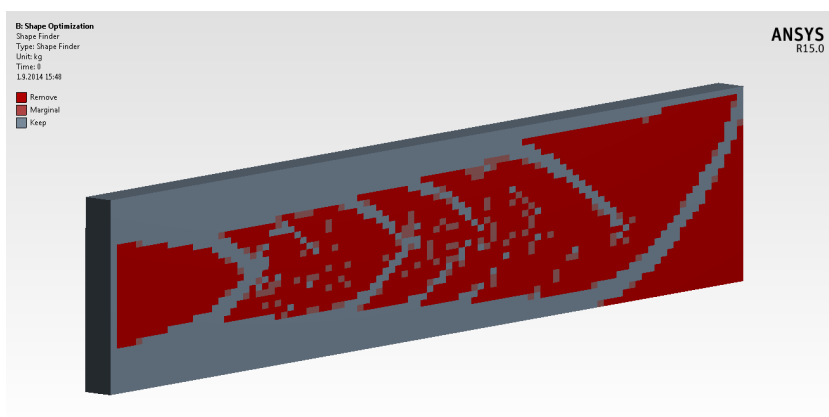
Obrázek 2.9 Vylehčení konzoly o 30 % (původní hmotnosti) nepotřebného materiálu. [ANSYS 15.0.7]

⁸ Není myšlen příhradový systém v celkovém pojetí všech zásad. Myšlen je systém prutů, spojených ve styčnicích klouby, namáhán silami převážně ve styčnicích. Ovšem nemůže se vyloučit lokální ohyb prutů, ať už v důsledku vlastní hmotnosti, mimo-styčnicového zatížení, či vlivem setrvačných sil.

⁹ Bifurkaci rovnováhy.



Obrázek 2.10 Vylehčení konzoly o 40 % (původní hmotnosti) nepotřebného materiálu. [ANSYS 15.0.7]



Obrázek 2.11 Vylehčení konzoly o 50 % (původní hmotnosti) nepotřebného materiálu. [ANSYS 15.0.7]

Výše uvedené obrázky nepředkládají nic jiného než samotný fakt, jak lze aproximovat plnou hmotu příhradovou konstrukcí. Samotný zástupce **první generace** Ferrisových kol je na obrázku 2.12.



Obrázek 2.12 Melbourne Star, Melbourne Docklands, Australia 2013. Zdroj [2]

DRUHÁ GENERACE

Lidé si o Ferrisovi možná mysleli, že je šílený, ovšem v den představení kola Chicago Ferris všem dokázal opak. Kola druhé generace se stala fenoménem 20. století. V předchozích kapitolách mohla být viděna na *obrázcích 2.1 a 2.3*. Ačkoliv to není pravidlem, dnes se prakticky vždy jedná o druhou generaci konstrukčního řešení u *vyhlídkových kol*, které svou výškou lámou rekordy. Je to ovšem pochopitelné. I kdyby se podařilo sebelépe realizovat příhradovou konstrukci¹⁰ vysokého kola, jednotlivé nosné prvky by se stávaly velice masivní. Nejen že by se vytratila lehkost a elegance takové konstrukce, ale hmotnost a tedy i spotřebované množství materiálu by dosahovalo závratných výšek. Cena by se stávala neúnosnou a nedokázala by vyvážit těch několik přínosů, které vyhlídková kola mají.

Jak Ferris realizoval své kolo, bylo popsáno v *kapitole 2.2.1*, jeho výsledek pak na *obrázku 2.1*. Druhá generace kol může být charakterizována jako **rám s výpletem z ocelových lan**. Ačkoliv se Ferris inspiroval kolem bicyklu, musel rovněž využít poznatků ze začínajícího odvětví stavitelství – předepnutých konstrukcí.

Použití nelineárních prvků¹¹ v konstrukci je vždy velice pracné – jak výpočetně, tak s ohledem na realizaci a výstavbu samotnou¹². Pominou-li se problémy, způsobené předepnutím lan typu kmitání, konstrukční detail či únava, zůstává hlavní proměnná, která udává chování celé konstrukce – **tuhost rámu**. Je zřejmé, že Ferrisova konstrukce spočívá z vcelku masivního rámu. Je to z toho důvodu, aby mohla být lana dostatečně předepnuta a rám působil jako tuhý celek. Dostatečným předepnutím lan lze získat nejen lepší kontrolu¹³ nad bočními impulzy zatížení či kontrolu nad kolem jako takovým, když je v pohybu, ale také snížit deformaci od vlastní tíhy, pokud se kolo zastaví.

Pokud nebude rám dostatečně tuhý, vlivem předepnutí se zdeformuje. Pokud se zdeformuje rám, z lan se bude vytrácet předepnutí. Pokud se z lan vytratí předepnutí, bude následovat kolaps celé konstrukce.



Obrázek 2.13 High Roller, Las Vegas, Nevada 2014. Zdroj [2]

¹⁰ A tedy realizovat myšlenku kol první generace.

¹¹ Zde je konkrétně myšleno použití lan. Ty mohou být označena jako fyzikálně nelineární vzhledem k tomu, že zdrojem nelinearity jsou konstitutivní vztahy (fyzikální rovnice).

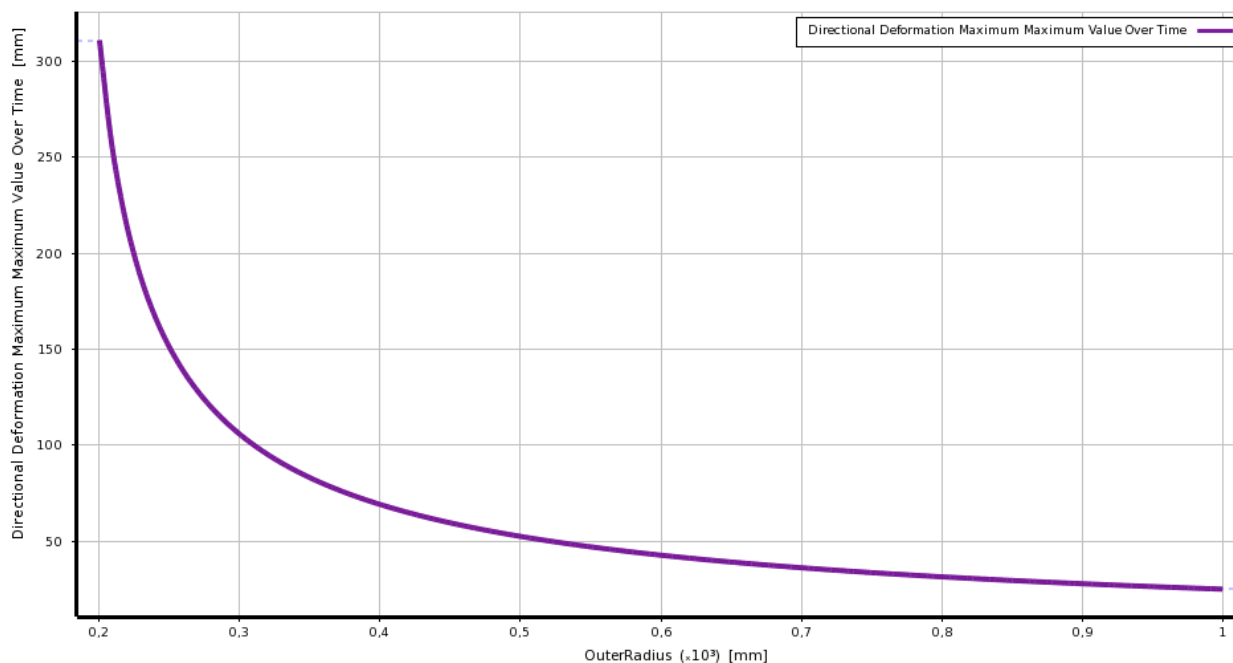
¹² Zejména pak výpočet montážních stavů a stádií.

¹³ Stabilizující účinek.

Klasický zástupce kol **druhé generace** je na *obrázku 2.13*. Aby bylo shrnuto několik předchozích odstavců, bude následovat krátká analýza chování právě vyhlídkového kola High Roller v Las Vegas, uvedeného výše na obrázku.

Analýza předpokládá pouze spolupůsobení lan a rámu, který je tvořen dutým kruhovým profilem – prozatím bez konkrétního rozměru. Průměr profilu lan, k rámu kloubově připojených, byl uvažován konstantních 80 mm. Rovněž počáteční předpětí bylo konstantních 2500 kN. Geometrie, která je kopií cyklistického kola, uvažována bez vnitřní osy, byla prostě uchycena na koncích lan od sebe vzdálených 10 m. Zatížení bylo aplikováno pouze počáteční předpětí a gravitační zrychlení, které do výpočtu vstupovalo postupně.¹⁴ Tloušťka profilu rámu byla vždy stejná 40 mm. Vnější poloměr profilu rámu byl parametrický, postupně v rozmezí 200 ~ 1000 mm. Samotné nastavení výpočtu zde nebude popsáno, protože jako takové bude detailně rozebráno v dalších kapitolách. Na tomto místě bude pouze poukázáno na to, co bylo výše řečeno v souvislosti s tuhostí rámu.

V prvním případě byl sledován horizontální posun bodu rámu, který byl v horizontální rovině osy kola.¹⁵ Tuhost rámu se cyklicky měnila s rostoucím poloměrem rámu.



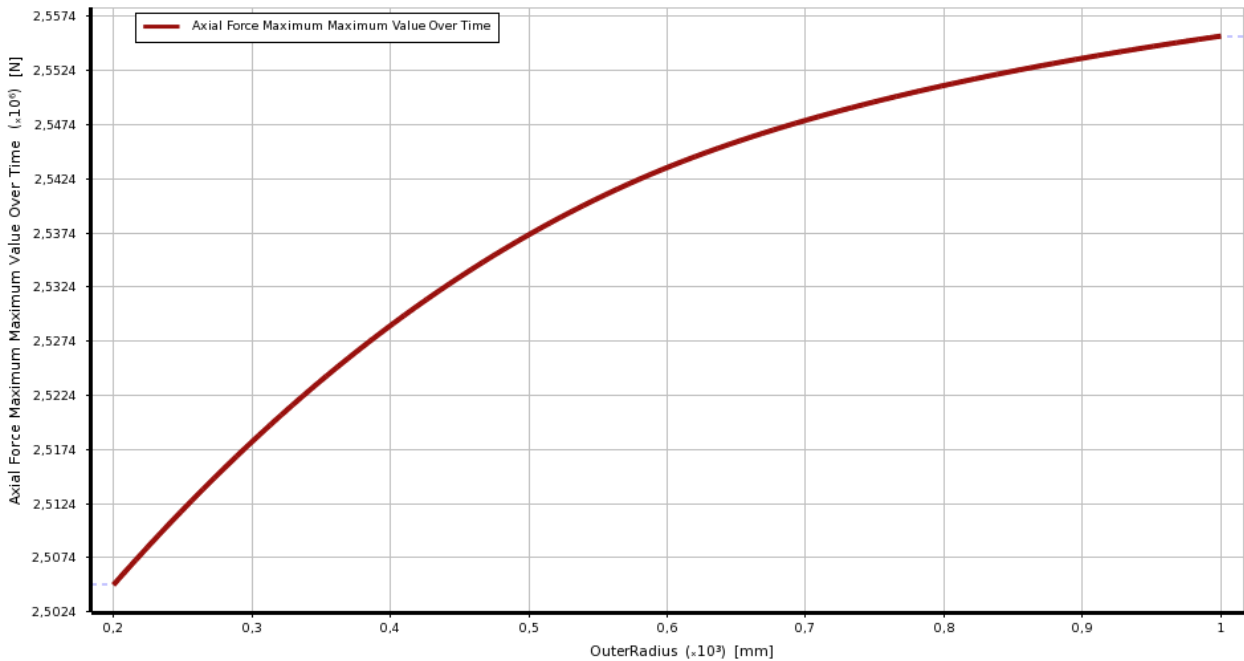
Graf 2.1 Vliv tuhosti rámu na jeho horizontální deformaci. [ANSYS 15.0.7 Response curve]

Na vodorovné ose je nanášen poloměr profilu rámu, na ose svislé pak horizontální deformace v konečném stavu. Výpočet nekompromisně podložil důležitost tuhosti rámu jako takové. Vzhledem k tomu, že nebyl brán v potaz žádný další hodnotící ukazatel jako např. celková hmotnost konstrukce, z analýzy vyplývá použití největšího profilu jako nejvhodnější. Lze usuzovat, že optimální profil bude zvolen ten ve střední části spektra, jelikož křivka má exponenciální charakter.

V druhém případě byla sledována velikost konečné síly v lanu, které bylo před aplikací gravitačního zrychlení horizontální. Teoreticky by se mělo jednat o křivku inverzní ke křivce z *grafu 2.1*. Jelikož se z flexibilního rámu bude postupně stávat rám tuhý, velikost konečného předpětí by měla postupně být stejně velká jako u předepnutého lana, které je pevně uchyceno na obou koncích a zatíženo vlastní vahou.

¹⁴ Gravitační zrychlení bylo aplikováno až po celkovém nanesení předpětí lan.

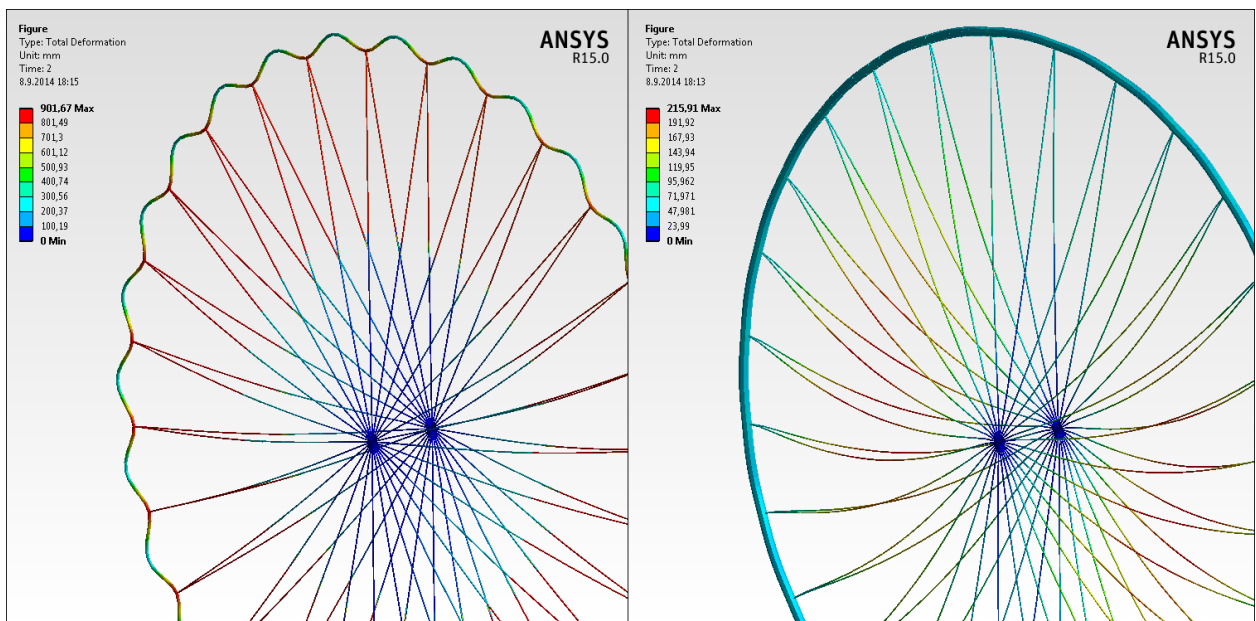
¹⁵ Na analogickém číselníku hodin by se jednalo o 9. hodinu.



Graf 2.2 Vliv tuhosti rámu na konečné předpětí v lanech. [ANSYS 15.0.7 Response curve]

Na vodorovné ose je nanášen poloměr profilu rámu, na ose svislé pak osová síla v lanu v konečném stavu. Výpočet opět podložil důležitost tuhosti rámu, ovšem vzhledem k velice malým rozdílům konečné síly v lanech (cca 100 kN) hraje tato analýza spíše sekundární roli. Jak bylo řečeno, tato ukázka pouze doplňuje text, neklade si za cíl optimalizaci Ferrisových kol. Problematika optimalizace takového nelineárního systému hledá kritéria jiná a jinde.

Na obrázku 2.14 je uvedeno pro srovnání chování konstrukce v případě, kdy rám měl svou tuhost nejmenší a naopak největší. Vykreslena je obecná deformace v konečném stavu, ovšem 30x zvětšena. Výpočty byly provedeny metodou konečných prvků v programu ANSYS.



Obrázek 2.14 Konečná deformace parametrické studie kola High Roller v Las Vegas. [ANSYS 15.0.7]

2.4. VARIACE²

Od doby prvního Ferrisova kola to jsou již dekády, a jestliže někdo žasl nad prvním ocelovým monstrem, následující průřez alternativ a ekvivalentů nabídne ještě větší dávku entuziasmu. Byli vybráni pouze zástupci své kategorie, o kterých může být zároveň hovořeno jako o prvních svého druhu.

HUBLESS FERRIS WHEEL (*BEZOSÉ FERRISOVO KOLO*)

Bezosé neboli bezcentrové Ferrisovo kolo je doopravdy takové, jak název uvádí. Jedná se o Ferrisovo kolo bez jeho osy a lan. Vypadá jako pneumatika z cyklistického kola. Bezosé Ferrisovo kolo může být provozováno dvěma způsoby:

1. Jako typické Ferrisovo kolo. Myšleno v tom smyslu, že kabiny jsou na vnější hraně rámu kola připojeny pevně. Jak se kolo otáčí, kabiny se otáčí také.
2. Kolo je stacionární, tedy se netočí a slouží spíše jako vodící dráha pro kabiny, které pojíždějí kolo. Celý systém připomíná horskou dráhu s rozdílem akcelerace.

Vzhledem k náročné realizaci bezosé varianty Ferrisova kola výše zmíněnou formou 1 se upřednostňuje varianta 2. Důvodů pro druhou formu systému je několik. V první řadě se jedná o známý systém horských drah, který bývá bezproblémový a poskytuje jistou přitažlivost. V druhé řadě je možné realizovat velice neobvyklé tvary vodící dráhy, popřípadě je mezi sebou kombinovat. Například dráha elipsová, polygonová či pyramidní. Oproti klasickému Ferrisovu kolu jsou kabiny lehčí a je k nim snazší přístup v případě potřeby. Jako zástupce této řady Ferrisových kol, realizovaný výše zmíněnou druhou formou, je na *obrázku 2.15 Kolo štěstí* v Číně se svou výškou 89 metrů.



Obrázek 2.15 *Turn of Fortune, Bauhinia Park, China 2009. Zdroj [4]*

UNIKÁTNÍ MÍSTO

V předchozím textu bylo zmíněno, kde nejčastěji mohou být k vidění vyhlídková či Ferrisova kola. Ovšem to nemusí být nutně pravidlem. Jsou známá kola, která stojí uvnitř nákupních promenád, na střechách mrakodrapů či ve vodě, ale asi nejoriginálnější je *Oko Tianjin* v Číně. Jedná se o jediné vyhlídkové kolo, které je vystavěno přímo na mostě. Jeho trojúhelníkové podpory se rozkročují přes řeku Hai a celé kolo jakoby přímo sedělo na vozovce mostu Yongle. Se svou výškou 120 m se řadí do pětice nejvyšších na celém světě.



Obrázek 2.16 Tianjin Eye, Tianjin, China 2008. Zdroj [4]

UZAVŘENÉ KOLO

Za necelých 90 milionů dolarů bylo v Turkmenistánu postaveno největší uzavřené Ferrisovo kolo na světě. Použito bylo výhradně bílé oceli, velkých skleněných tabulí a leštěného bílého mramoru. Se svou výškou 57 metrů se sice neřadí mezi nejvyšší, ale celkové provedení je impozantní.



Obrázek 2.17 Enclosed Ferris Wheel, Ashgabat, Turkmenistan 2011. Zdroj [4]

VÝSTŘEDNÍ KOLO

I přes nesporný fakt, že Ferrisovo kolo je atrakcí samo o sobě, dočkalo se v roce 1920 modifikace, díky které si otevřelo cestu do většiny zábavních parků. Koho by nebavila klidná vyhlídková cesta podél obruče Ferrisova kola, může zavítat na Coney Island v srdci New Yorku. Na *obrázku 2.18* je fotografie tzv. *Wonder wheel* neboli kola, které je svým způsobem divem. Samotná hlavní nosná konstrukce je propředená spleť kolejnic a vodičích prvků. Uvnitř kola je totiž horská dráha a tak, jak se kolo otáčí, kabina se s pasažéry po kolejnicích posouvá.



Obrázek 2.18 Wonder Wheel, New York City, USA 1920. Zdroj [4]

DOUBLE FERRIS WHEEL (DVOJITÉ FERRISOVO KOLO)

S požadavkem na větší kapacitu Ferrisova kola vznikl hybrid, který měl jednak vyřešit problém kapacity a zároveň udělat Ferrisovo kolo atraktivnějším. Poprvé jej v roce 1968 zkonstruovala švýcarská firma Intamin. Hlavní středové kolo bylo nahrazeno ramenem, které neslo dvě menší kola. Pasažéři se pak otáčeli ve dvou kruzích. V hlavním kruhu díky otáčivému ramenu a v druhém menším díky samotnému menšímu kolu. Na *obrázku 2.19* je dvojitě Ferrisovo kolo, kterému byl z technických nedostatků ukončen provoz v roce 1980.



Obrázek 2.19 Double Ferris Wheel, Buena Vista, USA 1968. Zdroj [4]

TRIPLE FERRIS WHEEL (TROJITÉ FERRISOVO KOLO)

Trojité Ferrisovo kolo připomíná svého předchůdce jen velice zdánlivě. Myšlenka poskytnout lidem nezapomenutelný výhled byla zachována, ovšem realizace má tvarem ke kolu velmi daleko. Hlavní součástí konstrukce je trojitě rameno, které ovšem svou osu již nemá horizontálně. Je to z toho důvodu, aby se při konkrétním natočení tohoto ramena jeho vzdálená část blížila k povrchu. Díky tomu je pak realizovatelný nový nástup a výstup pasažérů. Na každém konci trojitěho ramena je pak v menším měřítku Ferrisovo kolo. To ovšem již není svislé. Na celém světě byla pouze dvě trojitá Ferrisova kola, opět postavená švýcarskou firmou Intamin. Na obrázku 2.20 je fotografie kola *Sky Whirl* z města Santa Clara v den jeho otevření.



Obrázek 2.20 *Sky Whirl*, Santa Clara, USA 1976. Zdroj [4]

ROLLER COASTER LIFT (VÝTAH HORSKÉ DRÁHY)

Horská dráha využívá kinetické energie, ovšem nejdřív ji musí získat. Využití Ferrisova kola jako výtahu je jistě originální nápad, bohužel stavba horské dráhy je už tak finančně na mezi únosnosti a přístavba Ferrisova kola ji ještě prodraží. Aby vozík s pasažéry dosáhl potřebné výšky, lze jistě využít navijáku.



Obrázek 2.21 *Roller Coaster Lift*, Myrtle Beach, USA 2008. Zdroj [4]

SÍLA POHONU

Poslední z představených unikátních kol se nachází v Indii. Jedná se o jediné kolo svého druhu, které při svém provozu produkuje nulové emise. Výpadky elektrického proudu jsou v Indii velice běžnou záležitostí kvůli jejich nestabilní energetické struktuře, pasažéry při projížďce ovšem tyto výpadky nijak neomezí. V principu jde o systém nevyváženého kola. Tuto odchylku deviačního momentu ovšem způsobuje sám provozovatel kola. Na *obrázku 2.22* je zachycena silueta majitele parku, který hodlá skočit na okraj rámu, aby svou vahou vyvolal potřebnou výchylku těžiště rámu od osy.



Obrázek 2.22 Human Powered Ferris Wheel, India 2014. Zdroj: flickr.com, úprava: Martin Hušek

2.5. PATENTY

Již od roku 1875 se začínají na americkém patentním úřadu objevovat první nákresy budoucího Ferrisova kola. Ačkoliv sám Ferris nikdy žádný patent ohledně svého kola nepodal, jeho kolegové ano. Ať už šlo o modifikaci vzhledu, nebo o pouhý díl v celém stroji, lze těmto nápadům vděčit za velice sofistikovaná zařízení, která jsou k vidění dnes.

Na následujících řádcích budou představeny patenty kol, které ačkoliv nikdy nebyly zkonstruovány, stojí jistě za zmínku. Postupně budou probrány tyto:

ČÍSLO PATENTU	DATUM PODÁNÍ	POPIS PATENTU	VYNÁLEZCE
US832965 A	12. červen 1905	Pojízdné Ferrisovo kolo.	Samuel Gottlieb
US881095 A	15. říjen 1907	Nekruhové Ferrisovo kolo.	Elton F. Chubbuck
US1418999 A	23. říjen 1919	Spinální Ferrisovo kolo.	Charles W. Wilson
US1555488 A	22. září 1923	Zvratné Ferrisovo kolo.	Irwin J. Siebert
US2864614 A	7. únor 1957	Hodinkové Ferrisovo kolo.	Michel Rene Castille

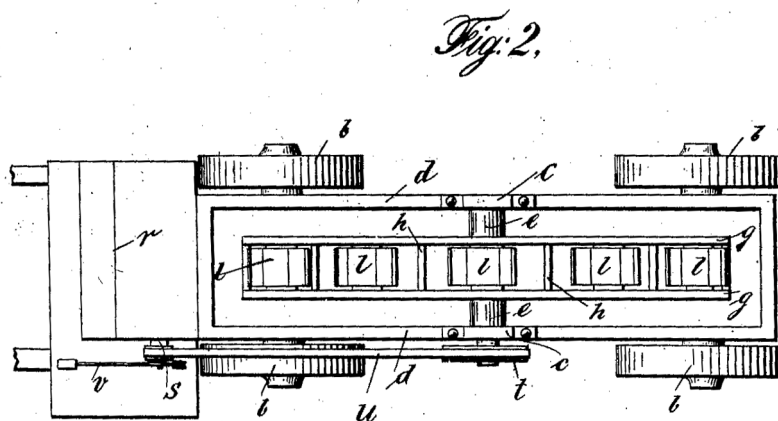
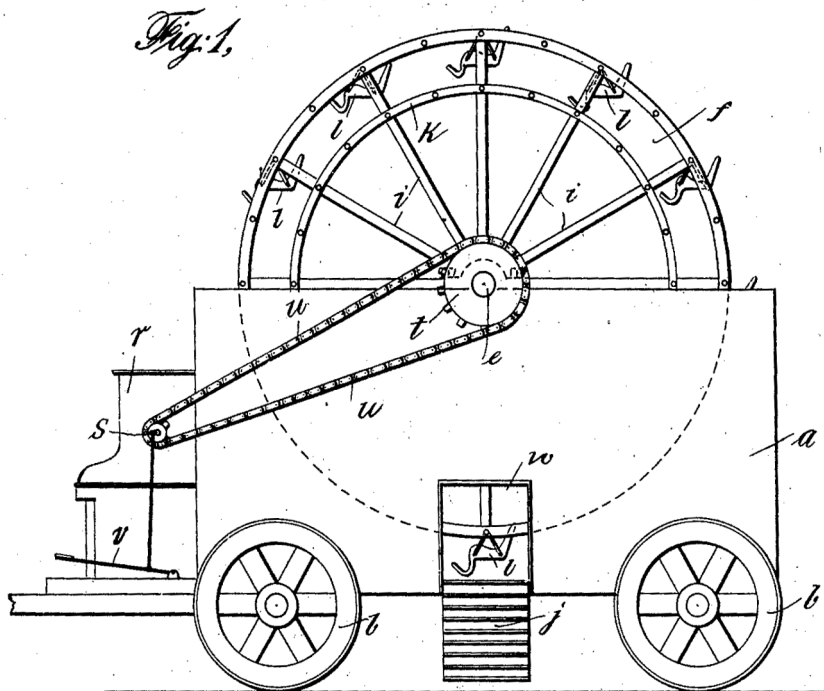
POJÍZDNÉ FERRISOVO KOLO

Nelze říci přesně, zda autor chtěl provozovat běh kola za jízdy či po zastavení, ve svém projektu pouze zmiňuje, že se jedná o menší variantu Ferrisova kola určenou pro děti. Zkombinování převodů automobilu a hnací hřídele kola je ovšem skvělá myšlenka. Bohužel při tomto provedení půjde spíše o zážitek z akcelerace nežli o výhled samotný.

No. 832,965.

PATENTED OCT. 9, 1906.

S. GOTTLIEB.
AMUSEMENT DEVICE.
APPLICATION FILED JUNE 12, 1905.



Witnesses
Max P. A. Doring
Max S. Prehmann

Inventor
Samuel Gottlieb
By his Attorney, Max S. Ordman

Obrázek 2.23 Patent číslo US832965 A. Zdroj [5]

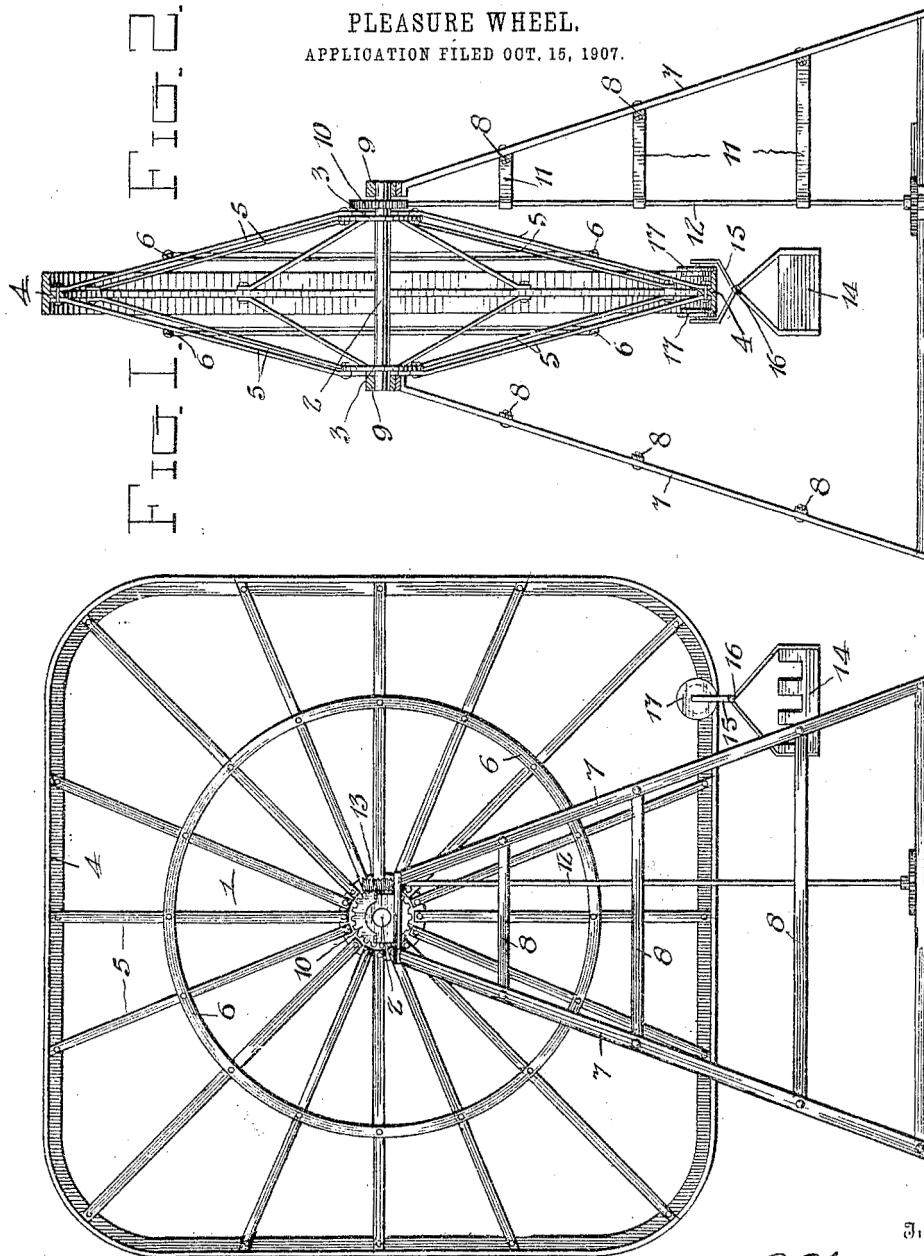
NEKRHOVÉ FERRISOVO KOLO

Myšlenka, ačkoliv to z popisu autora není jasné, pravděpodobně spočívala ve volném pohybu kabiny s pasažéry po dráze čtvercového tvaru. Nejedná se tedy o Ferrisovo kolo v tom pravém slova smyslu, neboť nejvyššího bodu kola kabina nedosáhne. Autor však sám uvádí, že se jedná o *kolo potěšení*, které pouze způsobí příjemné pocity.

No. 881,095.

PATENTED MAR. 3, 1908.

E. F. CHUBBUCK.
PLEASURE WHEEL.
APPLICATION FILED OCT. 15, 1907.



Witnesses

J. Milton Jester.
Myron S. Clear

Inventor

Eaton F. Chubbuck,

By

O. L. Parker

Attorney

Obrázek 2.24 Patent číslo US881095 A. Zdroj [6]

SPINÁLNÍ FERRISOVO KOLO

Zde je naopak záměr skvěle rozpoznatelný. Jak se kolo otáčí, tak se formou převodů otáčí i osa s pasažéry. Tento koncept nebyl nikdy realizován, pravděpodobně vzhledem k tomu, že v půli cesty je pasažér hlavou dolů. Ovšem pětibodové bezpečnostní pásy jsou evidovány již od roku 1903.

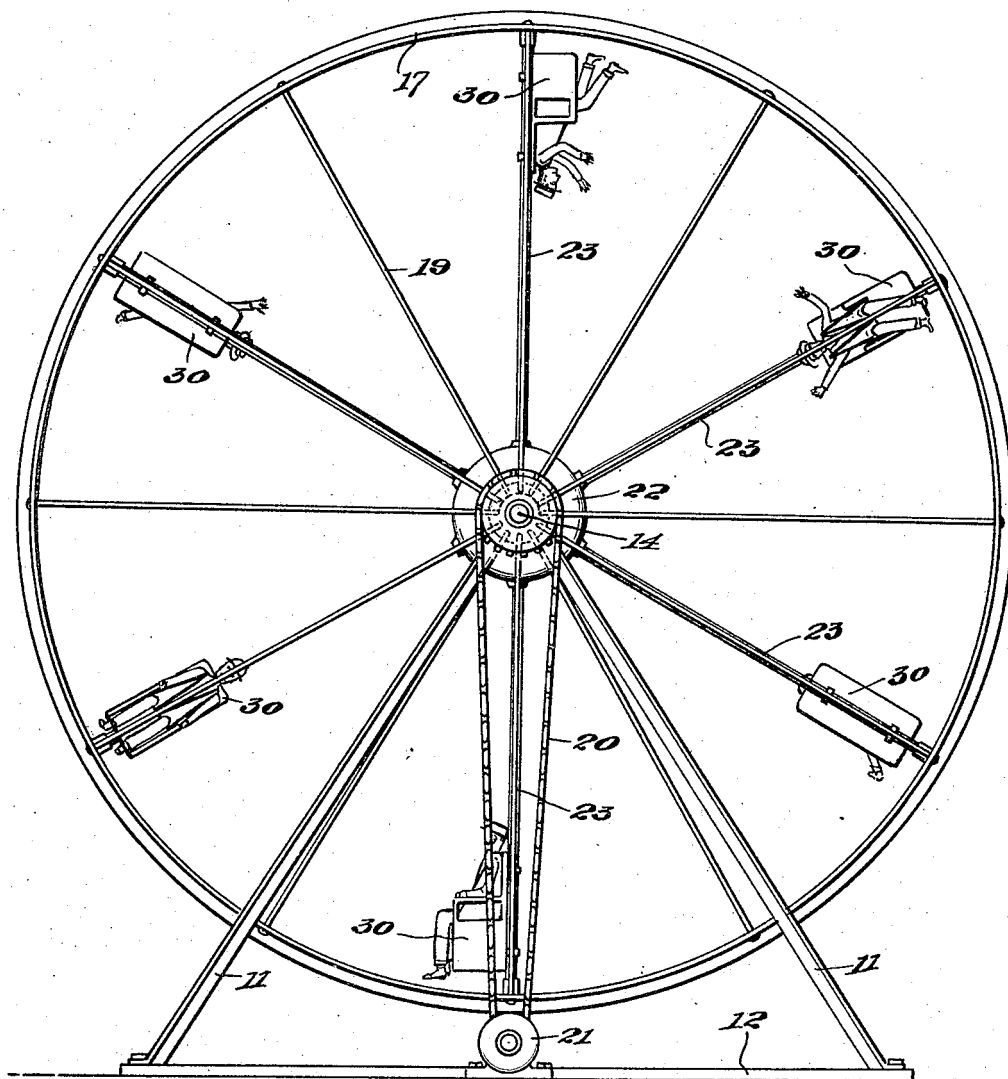
C. W. WILSON.
AMUSEMENT DEVICE.
APPLICATION FILED OCT. 23, 1919.

1,418,999.

Patented June 6, 1922.

3 SHEETS—SHEET 1.

Fig. 1.



Charles W. Wilson
Inventor

384
Leicester and Allison
his Attorneys

Obrázek 2.25 Patent číslo US1418999 A. Zdroj [7]

ZVRATNÉ FERRISOVO KOLO

Autor chtěl představit kolo, které nabízí vyhlídku i formu adrenalinové zábavy. Kabiny jsou totiž na rameni, které je k hlavní nosné konstrukci uchyceno formou ozubu. Ovšem ten je nosný pouze do své vertikální polohy. Při dosažení tohoto natočení kabina svou vlastní vahou přepadne přes osu ramena, a pasažéři tak zažívají volný pád.

Sept. 29, 1925.

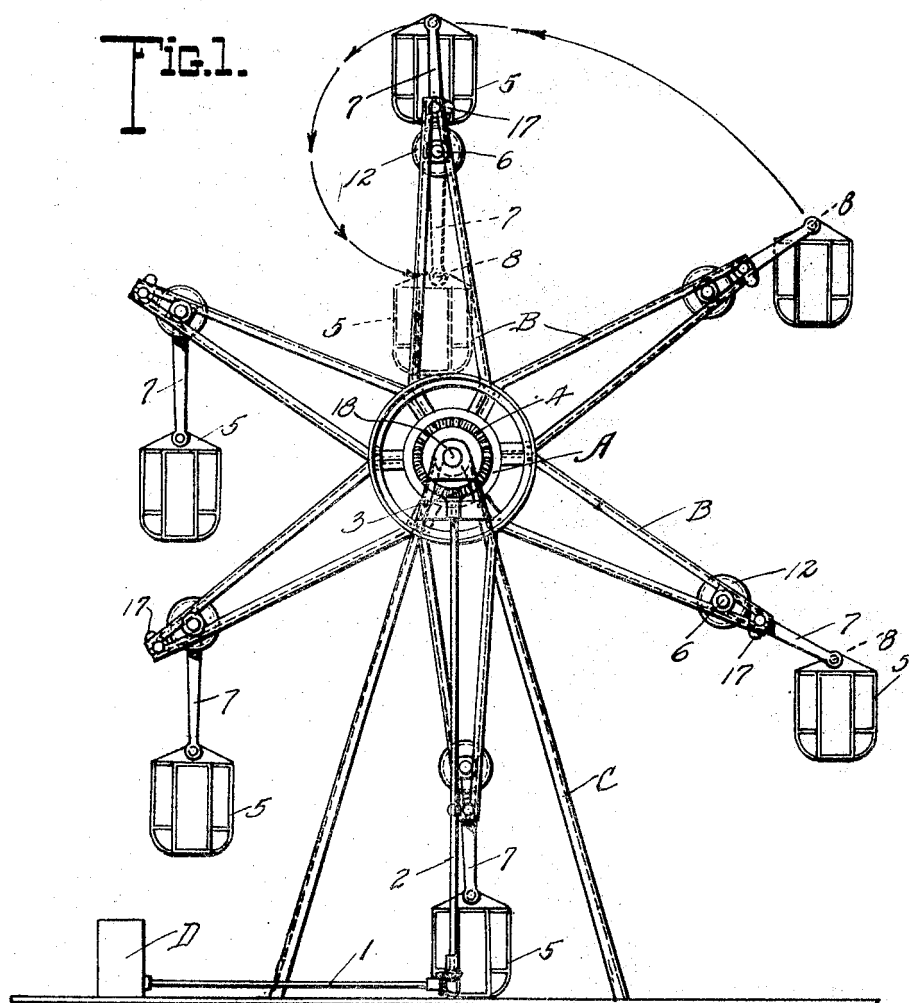
1,555,488

I. J. SIEBERT

FERRIS WHEEL

Filed Sept. 22, 1923

2 Sheets-Sheet 1



Inventor
I. J. Siebert

Witness:
C. Hagan

Roll, Ratt, Hill
Attorney

Obrázek 2.26 Patent číslo US1555488 A. Zdroj [8]

HODINKOVÉ FERRISOVO KOLO

Vzhledem k velké komplexnosti celého stroje nebyl autorův nápad nikdy realizován. Velké množství převodních kol mělo poskytnout nejen otočení kolem hlavní hřídele, ale také kolem pasažerovy vlastní osy a zároveň kolem osy podružného kola, a to ve smyslu takovém, aby každý pasažér byl právě v protipohybu.

Dec. 16, 1958

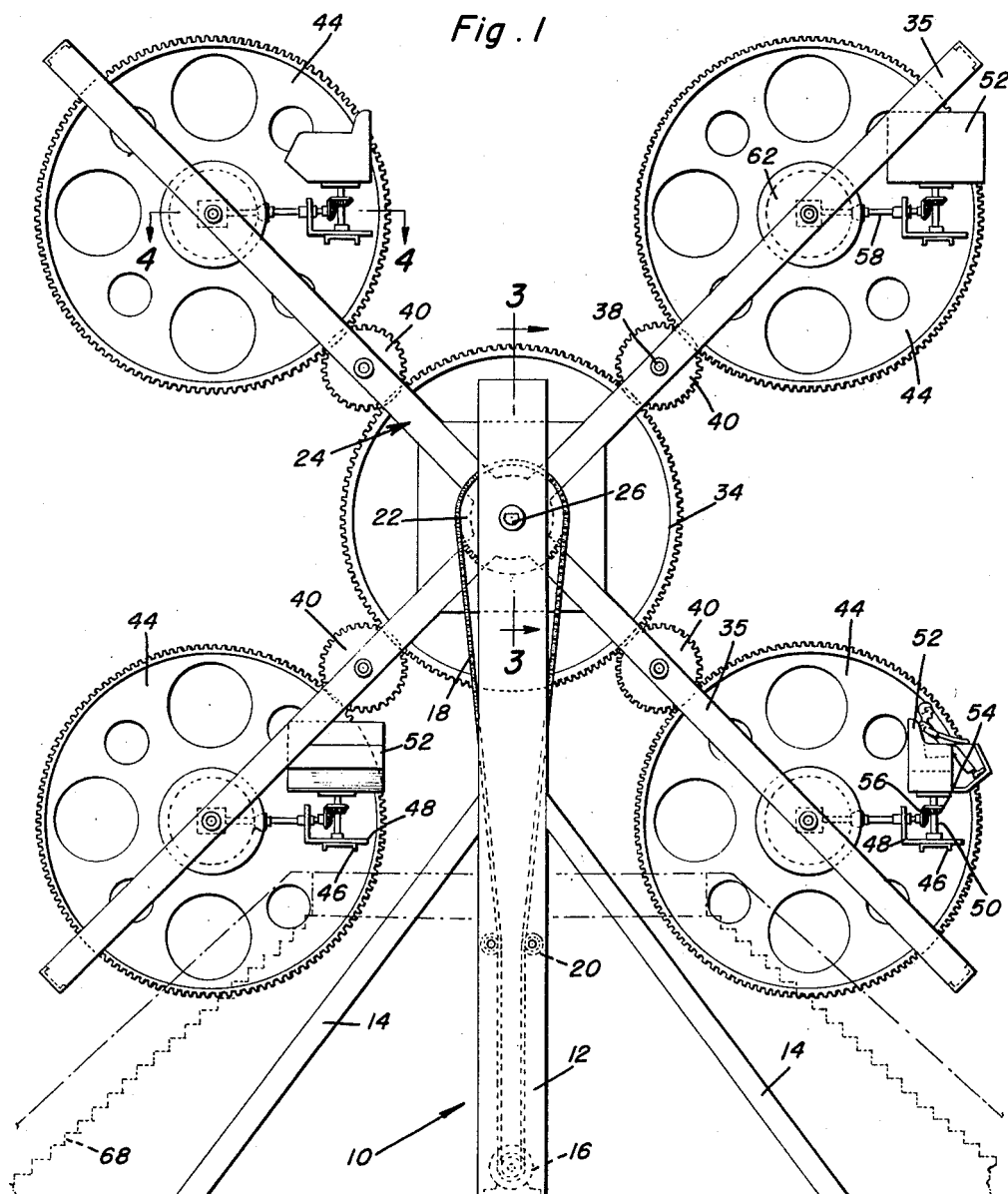
M. R. CASTILLE

2,864,614

FERRIS WHEEL TYPE AMUSEMENT RIDE

Filed Feb. 7, 1957

2 Sheets-Sheet 1



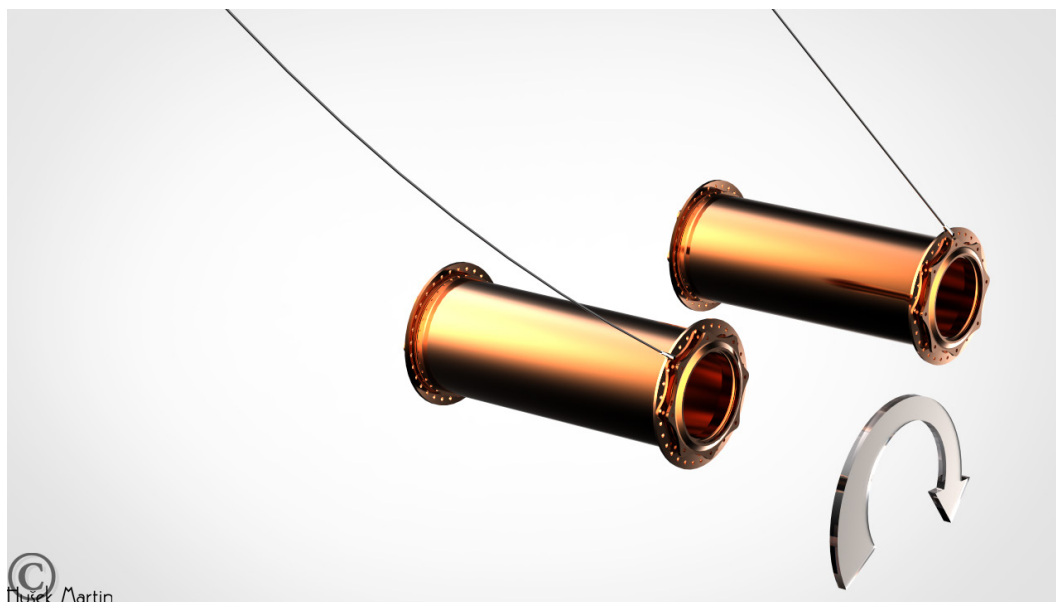
INVENTOR.

BY *James A. O'Brien*
and Harvey R. Jacobson
Attorneys

Obrázek 2.27 Patent číslo US2864614 A. Zdroj [9]

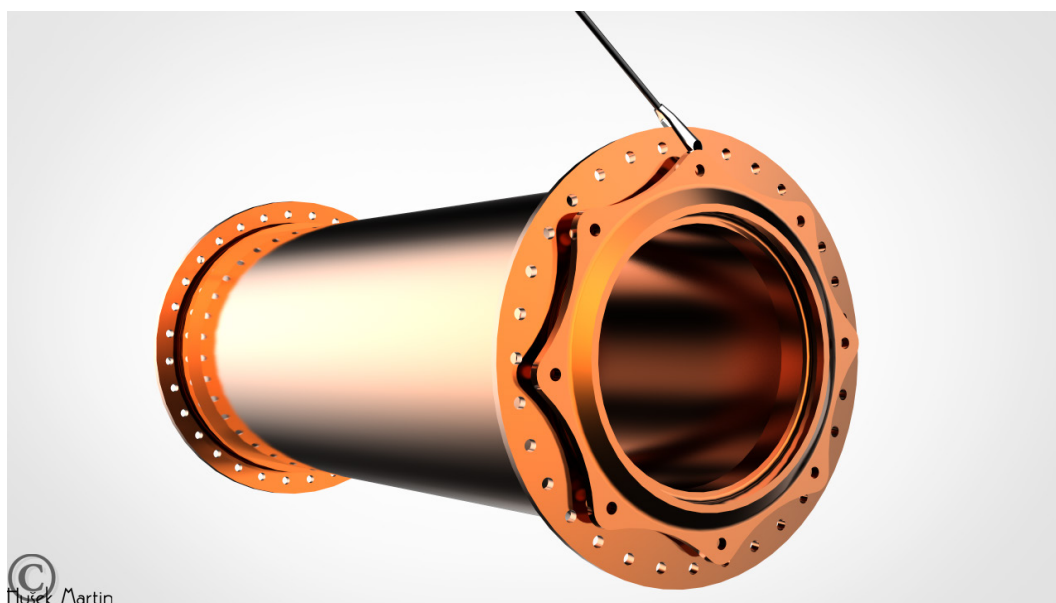
2.6. POHON

Následující přehled jen ve stručnosti shrne dosavadní možnosti samotného pohonu kol. Nebude zde popsán princip elektromotoru či setrvačnicku, ale mechanismus roztočení kola a uchování ho v pohybu. Ferris ve svém mistrovském díle použil elektromotor, který byl umístěn v ose kola – to mělo ovšem jednu velkou nevýhodu. Aby se kolo dostalo do pohybu, musela se nejdříve napnout ocelová lana, která byla na osu připojena. Tento problém je vizualizován na *obrázku 2.28*.



Obrázek 2.28 Prověšené lano vlevo, napnuté lano po pootočení osy ve směru šipky vpravo.

Ačkoliv byla lana předepruta, horní skupina lan byla vždy napnutá o něco méně. Navíc, není fyzikálně ani technicky možné, aby skupina lan, která se svou počáteční geometrií blíží horizontální poloze, byla neprověšena. Této problematice bude věnována také část odborného textu, na tomto místě bude pouze upozorněno na skutečnost, která nastává v momentě pootočení. *Obrázek 2.29* je detailem a zároveň čelnějším pohledem *obrázku 2.28*. Patrná vznikající tečnost lana k ose kola je nedílnou součástí roztočení rámu kola, který vlivem setrvačných sil tomuto pohybu vzdoruje. Při prudkém zastavení by efekt byl obdobný, avšak zrcadlový.

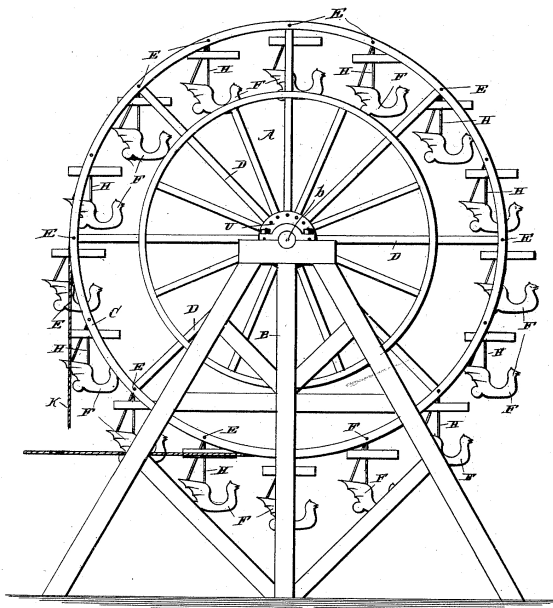


Obrázek 2.29 Vznikající tečnost nedostatečně předeprutých lan vlivem pootočení osy kola.

ROK 1893

Principiálně se jedná o lano, které je ovinuto okolo vnější hrany rámu kola. Nejčastěji prochází v uzavřené pomocné konstrukci. Lano je napnuté a ze spodní části kola odchází do strojovny, kde bylo pomocí parních motorů uvedeno do pohybu. Aby lano bylo napnuté, jsou před a za parním soukolím umístěna závaží. Vzhledem k tomu, že lano tvořilo smyčku, jedno otočení kola se přibližně rovnalo jednomu provinutí lana skrze pohonný motor.

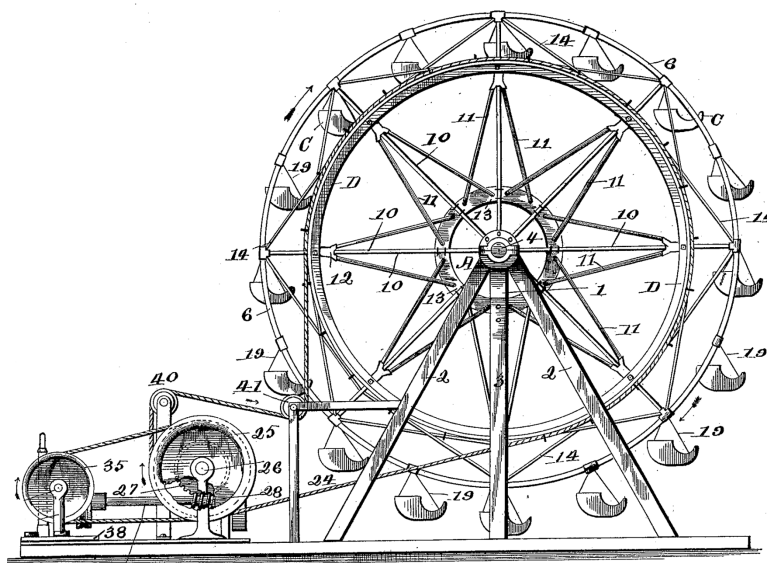
V případě stavby Great wheel, kterou realizoval inženýr Walter Basset v Anglii v roce 1895, bylo použito řetězů namísto lan a balastní hmoty 5 tun.



Obrázek 2.30 Patent číslo US489238 A. Zdroj [10]

ROK 1894

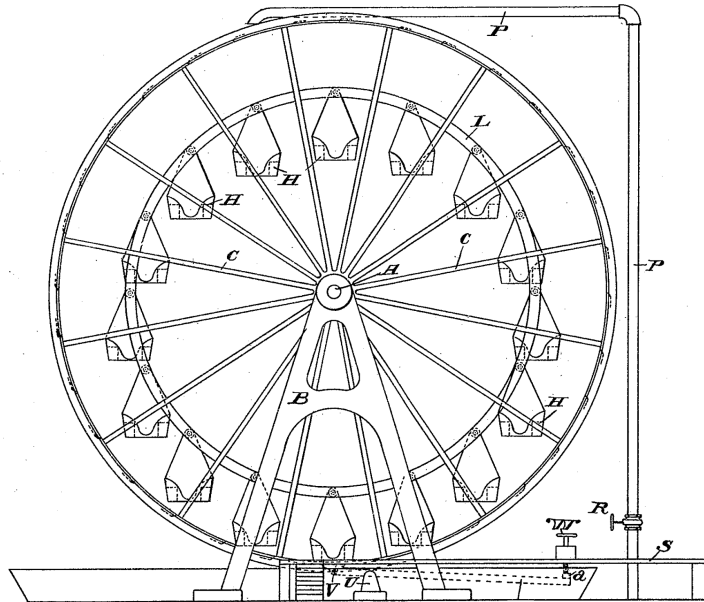
Princip podobný jako na obrázku 2.30 s rozdílem, že lano (řetěz) jdoucí po obvodě rámu se postupně blíží středu kola – ose. Výhodou byla výrazně menší spotřeba lana, ovšem systém se efektivně může uplatnit pouze u kol první generace.



Obrázek 2.31 Patent číslo US512429 A. Zdroj [11]

ROK 1904

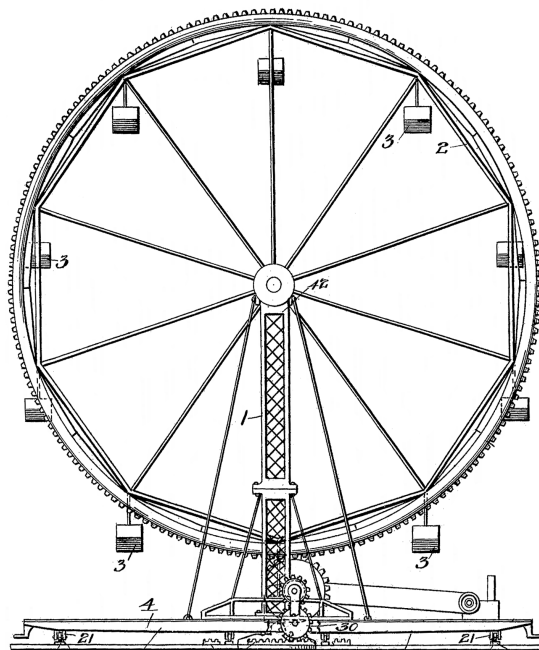
Průkopnickou myšlenkou mělo být využití systému mlynářského kola – tedy přimět kolo k pohybu litím vody do připravených nádrží umístěných po celém jeho obvodu. Bohužel se ukázalo, že nejde jednak o nejčistší variantu pohonu vzhledem k tvorbě plísni a nadměrné korozi, ale konstrukce je také energeticky náročná na provoz. Systém vodního kola proto nebyl nikdy realizován.



Obrázek 2.32 Patent číslo US774209 A. Zdroj [12]

ROK 1907

Posledním historicky používaným systémem pohonu bylo využití ozubených kol. Po celém obvodu kola byla přivařena ozubená vodící dráha. Ve spodní části konstrukce pak byla uložena menší ozubená kola, která postupně pojížděla rám kola. Realizovaných kol bylo pouze několik.



Obrázek 2.33 Patent číslo US855132 A. Zdroj [13]

This page intentionally left blank.

3. MOTIVACE A CÍLE PRÁCE

Na tomto místě a dále se práce již bude na historii pouze odvolávat, prostor zde bude pro odborný text, který se bude, dle názvu práce samotné, zaměřovat na *Londýnské oko*. V této části bude v následujícím pořadí popsána motivace, cíle práce a předpokládané přínosy či zkušenosti. Cíle práce nebudou chápány jako pevné hranice, naopak jako minimum, kterého by mělo být dosaženo. Předpoklad dosažených přínosů zde bude uveden z toho důvodu, že autor práce tyto zkušenosti buď nemá, popřípadě má, ale v malém rozsahu. Z toho pak bude práce v závěru textu vycházet kvůli možné kvalifikaci a zhodnocení.

3.1. MOTIVACE

To, co v člověku vzbuzuje krásu a úžas, je velice subjektivní věc. Někdo preferuje vysoké stavby, někdo ty nestandardní a jistě se najde ten, kdo shledá úžas u vysokých, nestandardních staveb zároveň. *Londýnské oko*, někdy také *Kolo tisíciletí*, je právě tím klenotem, který skloubil technickou vyspělost civilizace spolu s abstrakcí umělců. Proto bude následující práce věnována tomuto divu, který se tyčí nad Westminsterským palácem.



Obrázek 3.1 London Eye, London, England 2014. Zdroj: flickr.com, úprava: Martin Hušek

3.2. CÍLE PRÁCE

Vzhledem k rozsahu problematiky budou vypsány pouze stěžejní cíle práce. Text bude ovšem doplňován o přidružené cíle, které budou s hlavními vytvářet komplexní celek. Primárně tedy bude práce zaměřena na následující:

- **Tvorba modelu** – Modelů bude vytvářeno několik, v základním pojetí mohou být rozděleny na geometrické a matematické. Geometrické modely poslouží pro vizualizaci, realistické pojetí principu a jako podklad pro modely matematické. Matematické modely budou tvořeny pro potřeby výpočtu – ať už pro výpočty návrhové, či optimalizační. Matematické modely budou nejčastěji představovat sítě konečných prvků, a to liniových, deskových, deskostěnových či prostorových.
- **Tvorba zatížení** – Podle typu matematického modelu bude vytvářeno pro co nejménější vystižení reálného chování silové či deformační zatížení. Podle potřeby i s příslušnými stupni bezpečnosti, dynamickými součiniteli nebo rozptylem hodnot ve stochastickém pojetí. Budou použity platné evropské normy spolu s použitím doporučených národních hodnot. Zatížení bude primárně statické, ovšem v některých případech bude modelován konkrétní dynamický jev.
- **Návrh konstrukce** – Konstrukce bude posouzena na silové a deformační účinky, bude zohledněn první, částečně i druhý mezní stav, v některých případech i účinek dlouhodobého namáhání. Posouzení jednotlivých prvků konstrukce bude podle platných evropských norem.
- **Návrh detailů** – Pokud se nebude jednat o převzaté detaily, které navrhují a garantují samotné firmy, bude návrh detailu podroben komplexnější analýze. Ať už se bude jednat o kontaktní analýzu, namáhání na únavu, či stanovování životnosti detailu, bude se vycházet z omezení platných evropských norem.
- **Optimalizace** – V mnoha případech nebude možné říci, zda použitý konstrukční prvek či detail odpovídá skutečně použitému, a to zejména kvůli přístupu k návrhovým datům. Na tuto skutečnost bude upozorněno a samotný návrh bude doplněn o optimalizaci daného problému i se zdůvodněním jeho použití.
- **Zhodnocení** – V závěrečných kapitolách bude napsáno zhodnocení práce jako celku, dosažených cílů a přínosu.

3.3. PŘEDPOKLÁDANÝ PŘÍNOS

Neexistuje příručka či spis, díky kterému by bylo možné si udělat představu, jak se Ferrisovo kolo dá či nedá navrhnout. Rovněž veřejnosti nebývají přístupné komerční dokumenty, které doprovází konstrukci po celou dobu výstavby. V této práci budou tyto skutečnosti objasněny, vysvětleny a uvedeny do logické souvislosti.

Sám autor předpokládá rozšíření svých vědomostí v oblasti metody konečných prvků, matematických metod – jakožto řešení nelineárních systémů, iteračních a optimalizačních metod apod. V neposlední řadě také lepší osvojení aplikačních systémů **RFEM** a **ANSYS**, ať už ve své implicitní či explicitní formě.

This page intentionally left blank.

4. LONDON EYE

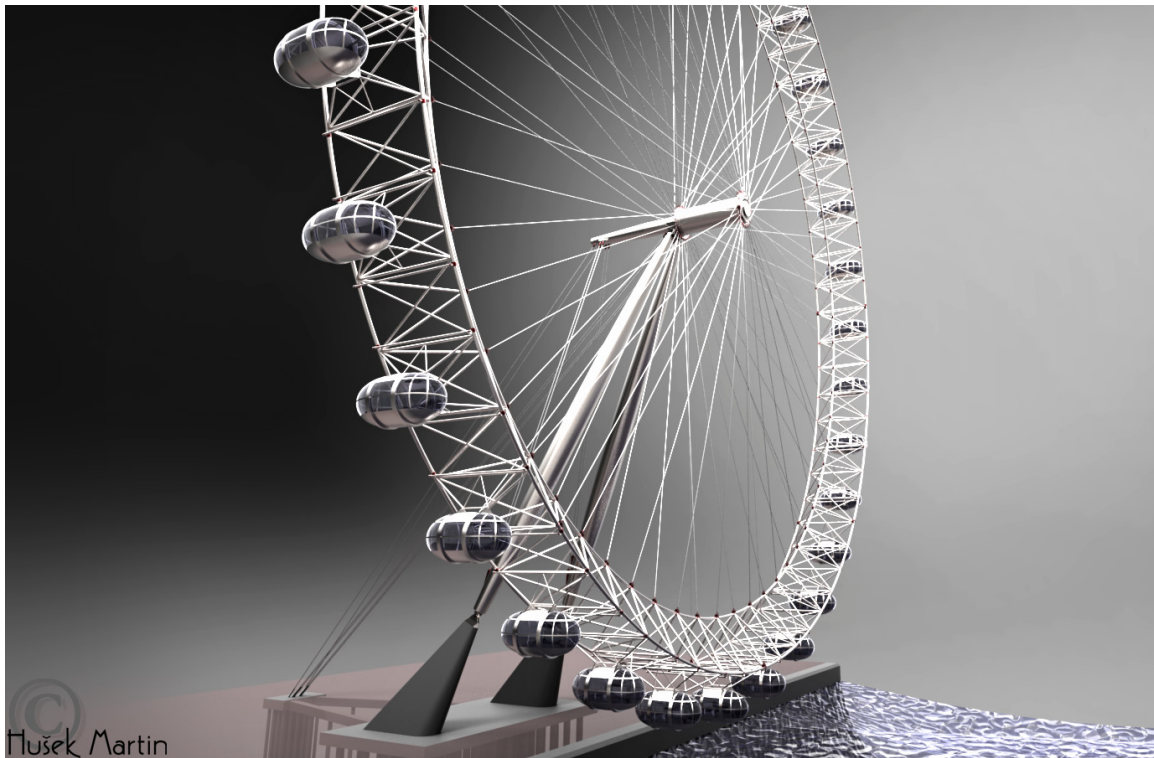
London Eye, Millennium Wheel či *British Airways London Eye*, česky pak **Londýnské oko**. Všechny tyto názvy a další má vyhlídkové kolo na břehu Temže v Londýně. Se svou výškou 135 m se řadí mezi nejvyšší vyhlídková kola v Evropě a je čtvrté nejvyšší na světě. Otevřeno bylo 31. prosince 1999. Celkové náklady byly něco málo přes 70 milionů britských liber. Původně londýnská radnice povolila stavbu na 8 let, ovšem díky velkým ohlasům ze strany návštěvníků platnost povolení prodloužila na neurčito. Londýnské oko ročně přinese do londýnské pokladny 2,5 milionů britských liber a s předpokládanou životností padesáti let tak může přinést až 125 milionů britských liber. Následující přehled řekne něco více o stavbě z konstrukčního hlediska.

- Samotný návrh Londýnského oka trval sedm let a podílelo se na něm více než tisíc specialistů z pěti zemí.
- Rám kola má ve vnějším průměru 120 m, ve vnitřním průměru 108 m a je tvořen trubkovými profily. Ve svém řezu je trojúhelníkový.
- Hřídel je dlouhá 25 m a konzolově vykládá osu kola spolu s rámem a lany. Její tloušťka dosahuje v nejsilnějším místě až 300 mm. Byla svařena z osmi částí.
- Podpěry (tzv. *A-frame*) jsou ve sklonu 65° a jsou rozkročeny 20 m. Jejich stěny dosahují tloušťky 40 mm a délka od kloubu betonových základových pilířů ke kloubu hřídele je 58 m.
- Základová deska přechází v piloty, a to jak tlačené, tak tažené. Hloubka pilot je 33 m. Tlačených pilot je 44, tažených 24.
- Po obvodu kola je 32 kabin, které představují 32 městských částí v Londýně. Všechny jsou klimatizované a v horizontální poloze je udržuje elektromotor. Pohybují se rychlostí $0,26 \text{ ms}^{-1}$ (cca $0,9 \text{ kmh}^{-1}$).
- V rámu kola je celkem 80 předepnutých ocelových lan. 64 lan tvoří středový výplet a 16 lan je tangenciálních k ose kola, viz *obrázek 4.5*. Tloušťka lan je 70 mm a tvoří je 121 drátů v šesti vrstvách.
- Hřídel a podpěry jsou k základům přichyceny 6 kotevními lany, další 4 lana jsou pak mezi hřídeli a podpěrami. Celkem tedy 10 předepnutých ocelových lan tloušťky 110 mm, které jsou tvořeny 303 dráty v deseti vrstvách.
- Hmotnost
 - rám s výpletovými lany 1200 tun
 - kabina 10 tun
 - hřídel a osa 330 tun
 - podpěry 310 tun
 - **celkem 2160 tun**
 - kotevní lano profil 110 mm 19 tun
 - tlačení základ včetně pilot 2200 tun
 - tažení základ včetně pilot 1200 tun
 - osová ložisko 0,2 tun
- Na rámu je umístěno celkem 64 pružinových tlumičů, které jsou situovány v blízkosti kabin. Bez těchto tlumičů by se za normálních povětrnostních podmínek kabiny vychylovaly až o 1,5 m.

- Lana byla speciálně navržena tak, aby jejich případné kmitání bylo minimální. Uvnitř vede svazek paralelních drátů a po obvodu jsou dráty stáčeny a válcovány.
- Kolo je v pohybu díky pojezdu pneumatikových kol umístěných ve spodní části konstrukce. Pohání je motor o výkonu 150 kW. Za rok se Londýnské kolo otočí přibližně 60 000 krát.
- Rám byl montován v horizontální poloze z 16 částí. Větší část rámu byla podepřena pontony plujícími na Temži. Zvedání probíhalo v několika etapách. V první etapě byl rám zvednut do sklonu 35°, zafixován a proběhla redukce předpětí v lanech. V druhé etapě bylo kolo dovedeno do svislé polohy a podpěry do sklonu 65°. Zvedání probíhalo rychlostí 2° za hodinu. Na vztyčení a zafixování Londýnského oka bylo potřeba přibližně 40 hodin, samotné zvedání trvalo 32 hodin.
- Zavěšení všech kabin trvalo osm dní. Kapacita jedné je 25 lidí. Pokud je kolo v provozu, pojme až 800 pasažérů.
- Výroba komponent

– hřídel, závěsy a klouby konstrukce	– Česká republika ¹
– rám kola a podpěry	– Nizozemí
– kabiny	– Francie
– zakřivené sklo kabin a ocelová lana	– Itálie
– ložiska	– Německo
– piloty a montáž	– Anglie

Na *obrázku 4.1* je geometrický, objemový CAD² model, na kterém bude v následujících kapitolách vysvětlována problematika. Matematický – výpočtový model samozřejmě z tohoto vycházel. Výpočet nebyl nikdy proveden na celkově objemovém modelu, a to především z důvodu výpočetní kapacity.



Obrázek 4.1 Geometrický model Londýnského oka.

¹ Konkrétně plzeňská Škoda.

² Z angličtiny *Computer Aided Design*, česky počítačem podporované projektování.

Pro potřeby následující analýzy, budoucích zhodnocování a především pro snazší orientaci v textu jsou zde uvedeny dva termíny, o které se text opírá nejčastěji.

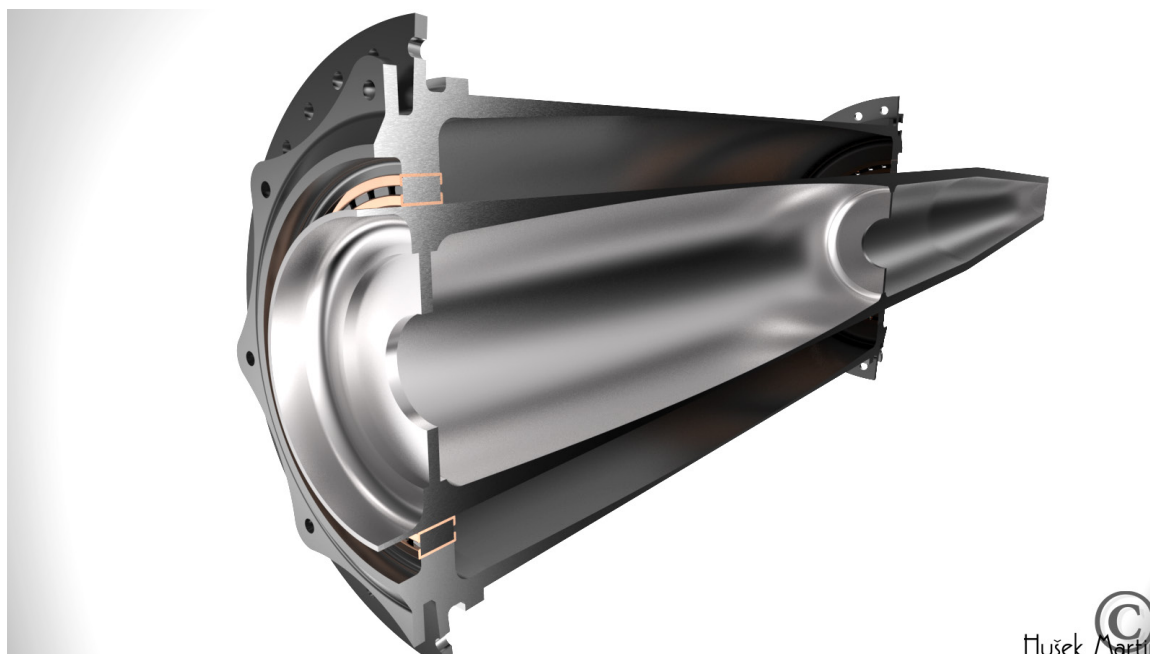
ROVINA RÁMU



Obrázek 4.2 Terminologie – rovina rámu.

Rovina procházející rámem tak, že při kolmém průmětu částí rámu na tuto rovinu vytvoří promítnuté části kružnici o vnějším průměru 120 m (vnější hrana rámu) a vnitřním průměru 108 m (vnitřní hrana rámu).

OSA A HŘÍDEL

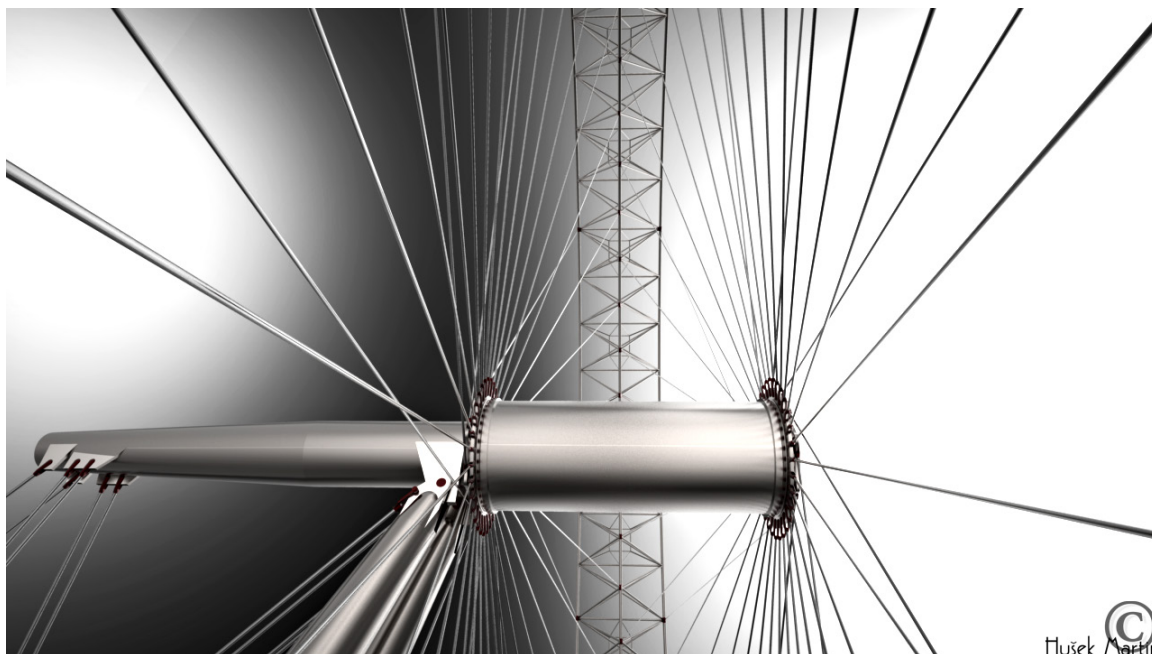


Obrázek 4.3 Terminologie – osa a hřídel.

Hřídel – nehybná část tvořící konzolu, která vykládá osu. Osa – část v pohybu kolem své podélné osy, na kterou jsou uchycena veškerá lana spolu s rámem kola. Přes ložiska pak osa pojíždí hřídel – **osa hřídel objímá**. V podélném řezu pak na *obrázku 4.3* – více v kapitole 5.

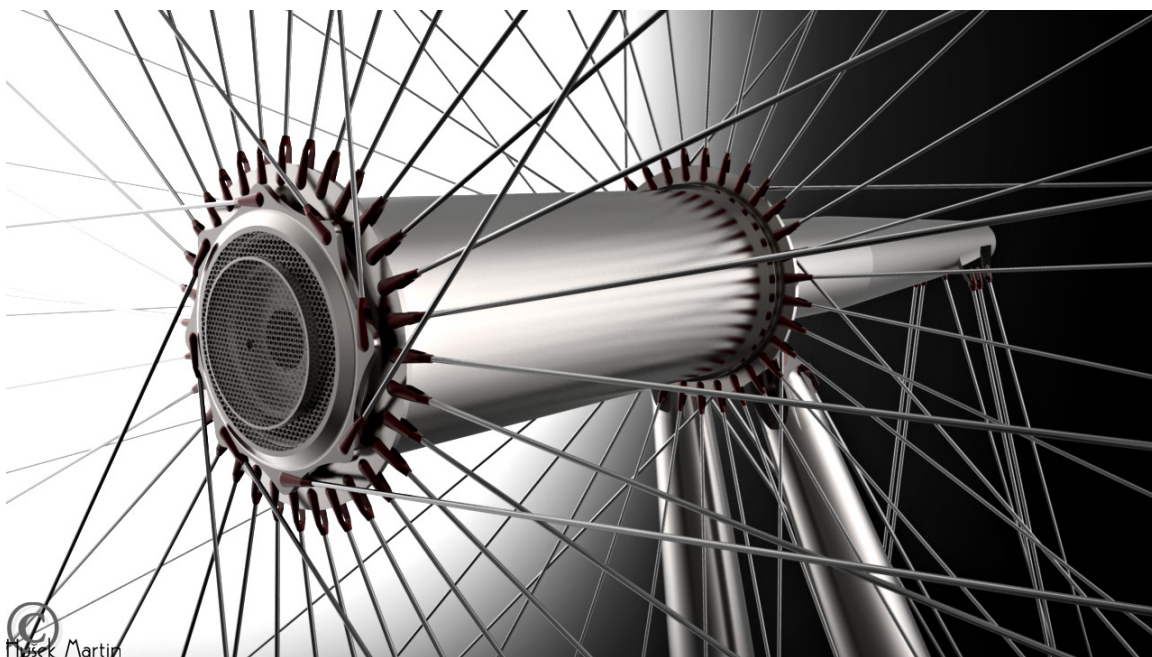
4.1. PROPORCE

Ačkoliv jsou rozměry Londýnského oka přesně stanoveny, bude zde ještě před jejich konkrétnějším uvedením popsán dopad proporce rámu na celkové chování konstrukce. Zejména se bude jednat o délku osy a tedy i o šikmost středových lan. Z obrázku 4.4 je zřejmé, jak různá délka osy změní sklon středových lan – sbíhají se do vnitřní hrany profilu rámu. U tangenciálních lan tomu ani tak v podstatě nebude – uchycena jsou k vnějším hranám profilu rámu.



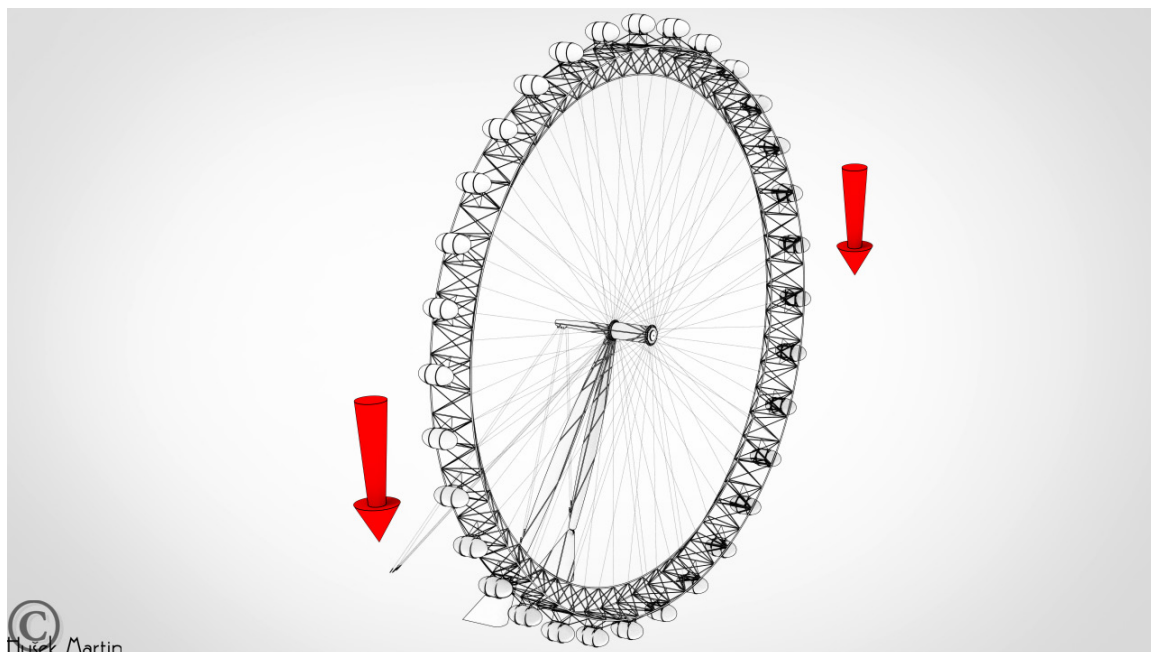
Obrázek 4.4 Pohled přes osu Londýnského oka (pohled leží v rovině rámu).

Na obrázku 4.5 je patrné poměrně komplikované provedení celého detailu uchycení lan středových a tangenciálních na osu kola. Její délka bude měněna pro posouzení dopadu na chování celé konstrukce.

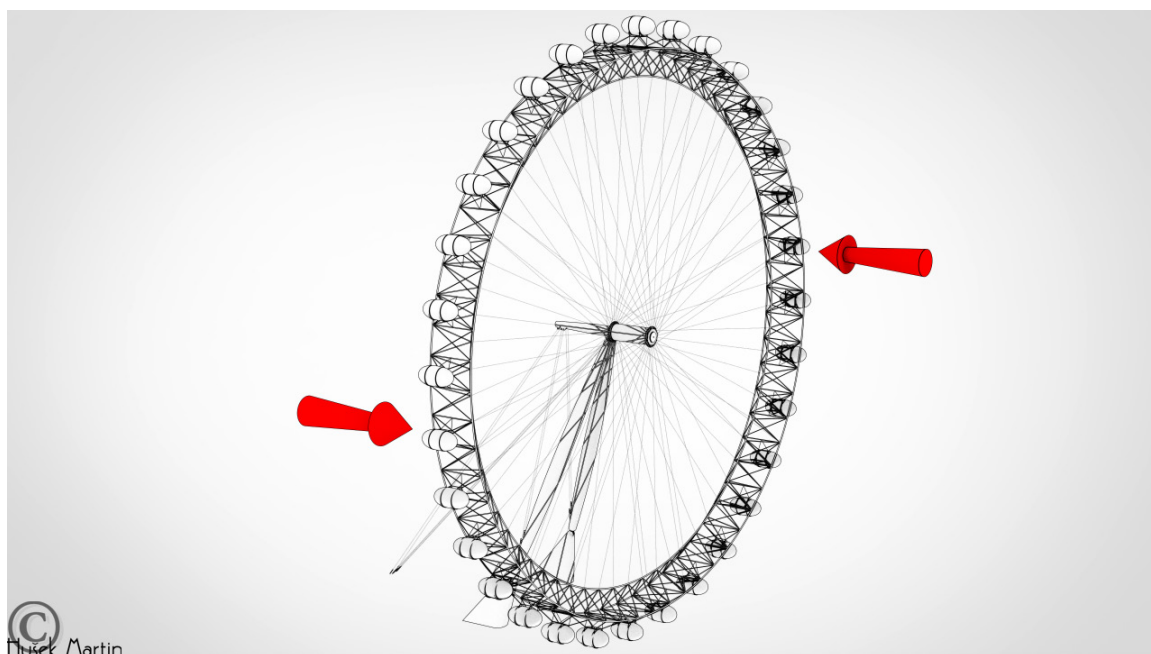


Obrázek 4.5 Detailní pohled na uchycení lan středových a tangenciálních na osu Londýnského oka.

Vzhledem k předpětí lan středových i tangenciálních lze předpokládat malé³ deformace při působení pouhého gravitačního zrychlení – *obrázek 4.6*. Myšlena je samozřejmě deformace při proměnné délce osy, tedy sklonu středových lan. Druhý případ bohužel není tak intuitivní, jak by se mohlo zdát – *obrázek 4.7*. Deformace od bočního impulzu, který vyvolá moment v horizontální rovině, je ovlivněna mnoha faktory. Následující výsledky zhodnotí situace vzhledem ke vzniku negativních deformací⁴ – nebyl zde brán v potaz jakýkoliv jiný srovnávací faktor.



Obrázek 4.6 Analýza parametrického rozměru osy – gravitační zrychlení.



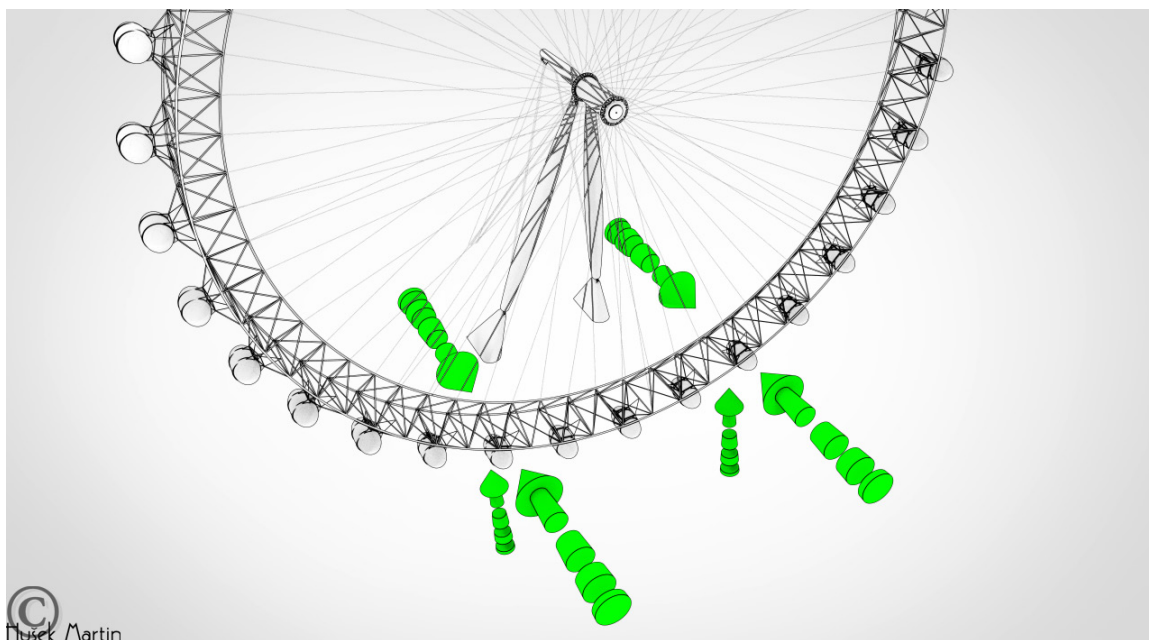
Obrázek 4.7 Analýza parametrického rozměru osy – boční impulz.

³ Téměř lineálně úměrné zvyšujícímu se zatížení.

⁴ Pro zatížení vertikální se jako negativní uvažuje velká vertikální výchylka. Pro boční impulz je negativní právě zvyšující se horizontální výchylka.

Specifikace analýzy parametrického rozměru osy

- Model spočíval z konstrukce rámu, ze středových a tangenciálních lan. Samotná deformace podpěr, osy a hřídele nebyla uvažována, a proto v modelu tyto části ani nevystupovaly. Zkoumána byla pouze citlivost proporce a tedy vztah sklonů lan k deformacím.
- Do středových lan bylo vneseno počáteční předpětí 2400 kN (600 MPa) a do tangenciálních 2200 kN (550 MPa).
- Rozměry prvků rámu byly totožné se skutečnými.⁵
- Matematický model spočíval z 1D konečných prvků. Prvky rámu měly veškeré tuhosti a byly lineární. Prvky lan působily pouze v tahu. Tomu také odpovídaly stupně volnosti sítě konečných prvků a nastavené nelineární chování.
- Zatížení bylo nanášeno ve dvou krocích. V obou případech se jednalo o krok nanesení předpětí a následně nanesení gravitačního zrychlení či bočního impulsu⁶. Velikost bočních sil byla 1000 kN.
- Výpočet proběhl podle principů statické mechaniky, přičemž se hledaly rovnice silové rovnováhy na přetvořené konstrukci, což umožnilo zahrnout velké deformace.⁷
- Středová a tangenciální lana na sobě byla ve smyslu posunu nezávislá – pokud se středová lana od roviny rámu vzdalovala, tangenciální se mohla přibližovat.
- Podepření bylo realizováno formou neposuvného kloubu na volných koncích lan, ale rovněž bylo použito pružné podpory o tuhosti 1 MNm⁻¹. Tato pružná podpora, která byla aplikována na několika uzlech ve spodní části rámu, symbolizuje konstrukci pohonu Londýnského oka. Ta, jak bylo zmíněno, je realizována pneumatikovými koly, které pojíždějí rám⁸, se kterým jsou za každé situace v kontaktu. Schematicky na obrázku 4.8.



Obrázek 4.8 Schéma umístění pružných podpěr.

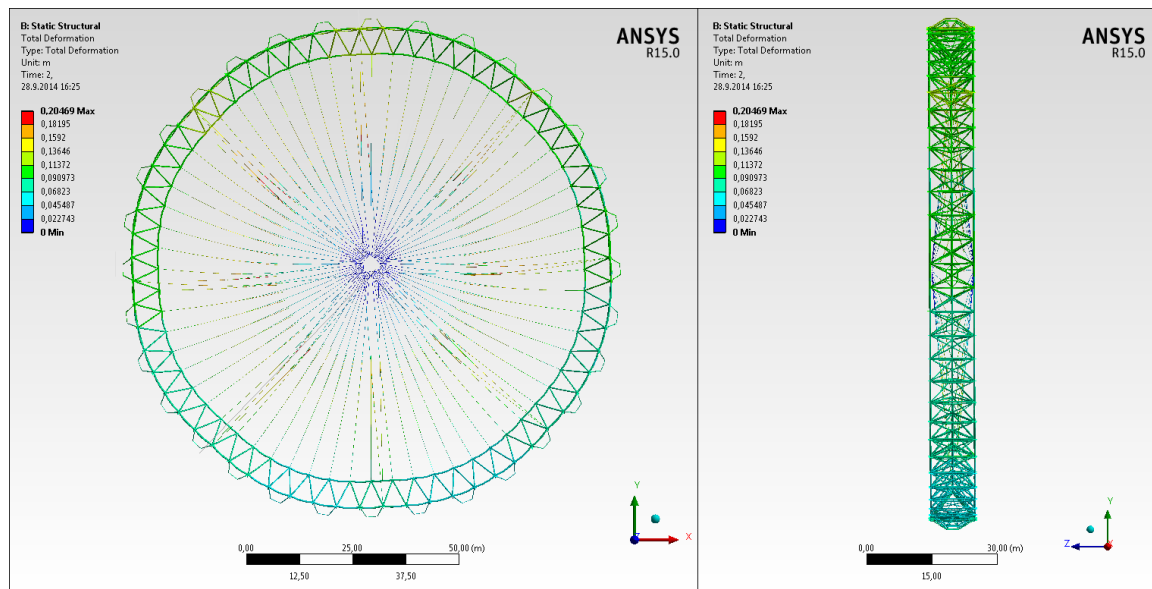
⁵ V tuto chvíli nepodstatné.

⁶ Není myšlen impuls síly v pravém slova smyslu – zatížení bylo statické.

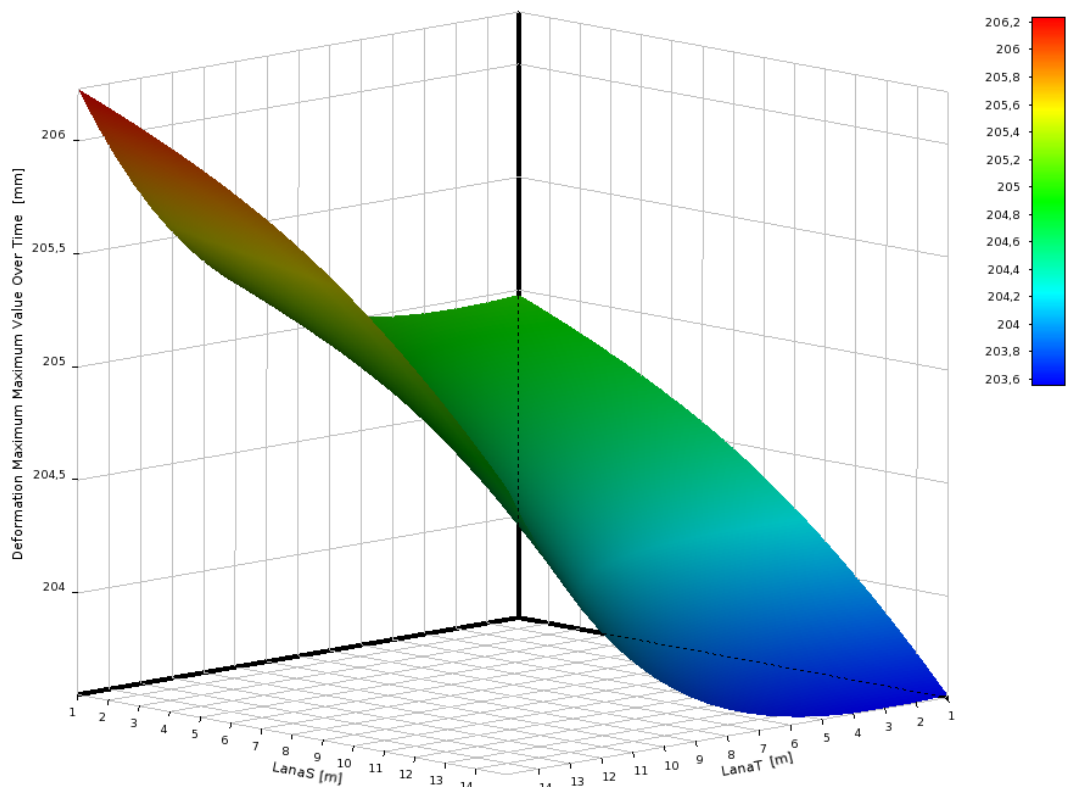
⁷ V programu ANSYS se toto řeší příkazem NLGEOM, popřípadě spolu s příkazem SSTIF, který aktivuje zohlednění tzv. geometrické tuhosti – zahrnutí vlivu napjatosti konstrukce do její tuhosti.

⁸ Bude podrobně popsáno v následujících kapitolách.

Délka osy, ačkoliv sama v modelu nevystupovala, se měnila od 2 do 30 metrů⁹. Na následujících grafech ovšem není vynášena délka osy, ale vzdálenost podpor, a tedy uchycení lan k ose od roviny rámu¹⁰, přičemž se vždy jednalo o symetrické uspořádání – střed vzdálenosti podpor vždy procházel rovinou rámu. Na *obrázku 4.9* je vykreslena deformace rámu Londýnského oka po vnesení předpětí a gravitačního zrychlení. Jedná se o konfiguraci, při které délka osy dosahuje své skutečné hodnoty 10 metrů. Ačkoliv největší deformace nabývá hodnot až 0,2 metru, v poměru s rozměry konstrukce se jedná o deformaci velikosti 0,33 %. Deformace na *obrázku 4.9* je 40x zvětšena.



Obrázek 4.9 Deformace od vlivu gravitačního zrychlení. [ANSYS 15.0.7]



Graf 4.1 Vliv délky osy na vertikální deformaci rámu. [ANSYS 15.0.7 Response surface]

⁹ Skutečná délka osy je 10 metrů.

¹⁰ Vertikální rovina procházející rámem – viz *obrázek 4.2*.

V *grafu 4.1* jsou na horizontálních osách vynášeny vzdálenosti kotvení lan od roviny rámu (**tato dvojnásobná vzdálenost odpovídá délce osy**). V legendě grafu představují *LanaS* ve zkratce lana středová, *LanaT* pak lana tangenciální. Na vertikální ose je vynášena vertikální deformace bodu rámu, který byl v počátečním stádiu v horizontální poloze úrovně osy rámu¹¹.

Z výsledků může být prokázáno několik předchozích tvrzení a zároveň může být poukázáno na nové skutečnosti, plynoucí ze samotného grafu.

- Ačkoliv jsou tangenciální lana primárně určena k uvedení kola do pohybu, případně jeho zastavení, vlivem předpětí a redistribuce silových účinků v konstrukci ovlivňují, v závislosti na své poloze vůči středovým lanům, deformaci rámu kola. Ferrisova kola druhé generace proto nelze řešit formou superpozice účinků – konkrétně je myšleno vyřešení kola na transienční účinky, pro stanovení předpětí v tangenciálních lanech a následně řešit takovou konfiguraci na pouhou deformaci od vlastní tíhy.
- Plocha odezvy analýzy není rovinná, bohužel se jedná o tzv. NURBS¹² plochu. Bylo by velice nepřesné se domnívat, jakých hodnot by plocha odezvy nabyla za vypočtenými hranicemi. Nicméně hodnoty deformace se v celém oboru hodnot liší pouze o několik málo milimetrů. Při provedení výpočtu s větším rozsahem délky osy lze úsek zobrazený na *grafu 4.1* považovat za rovinný. Je to z toho důvodu, že lana v dolní části rámu vždy vytvářejí největší odpor proti deformaci i při změnách délky osy. Deformace je pak ovlivněna¹³ primárně protažením těchto lan.
- *Tvrzení* na začátku kapitoly, které předpokládalo řešení jako intuitivní při zatížení pouhým gravitačním zrychlením, bylo prokázáno. Díky vlivu předpětí v lanech bylo docíleno deformací přibližně 200 mm, což v porovnání s velikostí konstrukce může být považováno za deformace zanedbatelné. Předepnuté konstrukce lze proto s výhodou využívat nejen pro jejich téměř elastické chování, ale i pro případnou předvídatelnost.
- Rám Londýnského kola ve svém řezu dosahuje délky 10 metrů. Z uchycení k ose délky 10 m jdou tedy tangenciální lana téměř všechna rovnoběžně. Dosahují své nejmenší délky a při osovém předepnutí a vlivu vlastní hmotnosti také nejmenšího prověšení. Z grafu je patrné, že při konstantní hodnotě 5 metrů na ose *LanaT* a při proměnné hodnotě *LanaS*, dosahují hodnoty plochy odezvy nejmenších velikostí. Uchycení tangenciálních lan 5 metrů od roviny rámu a méně může být proto považováno za optimální.
- Pro středová lana výše zmíněné tvrzení neplatí. Graf naopak ukazuje příznivý vliv větší vzdálenosti uchycení středových lan od roviny rámu. Nejmenší deformace by byla získána v případě, kdyby osa dosahovala délky 30 metrů. Naopak při přibližování tohoto uchycení lan ke středu roviny rámu deformace narůstá. Ačkoliv jsou středová lana uchycena na rámu tak, že leží přímo v rovině rámu, a tedy při zkracování délky osy by se měla zkracovat délka lan samotných, nejedná se o rozhodující faktor ovlivňující deformaci rámu. Vysvětlení lze nalézt v počtu a v geometrii středových lan. Oproti 16 tangenciálním lanům je ve výpletu kola středových lan 64, přičemž je každé o 200 kN předepnuto více. Navíc se zvyšující se délkou středových lan v nich vlivem geometrie a vlastní hmotnosti vzrůstá také normálová síla, která způsobí naopak snižování vertikální deformace.

Následující analýza bude provedena obdobně, ovšem jak popisuje *obrázek 4.7*, bude se jednat o zatížení v horizontální rovině procházející v úrovni osy rámu. Nastavení výpočtu byla shodná, stejně tak jako model, okrajové podmínky a další.

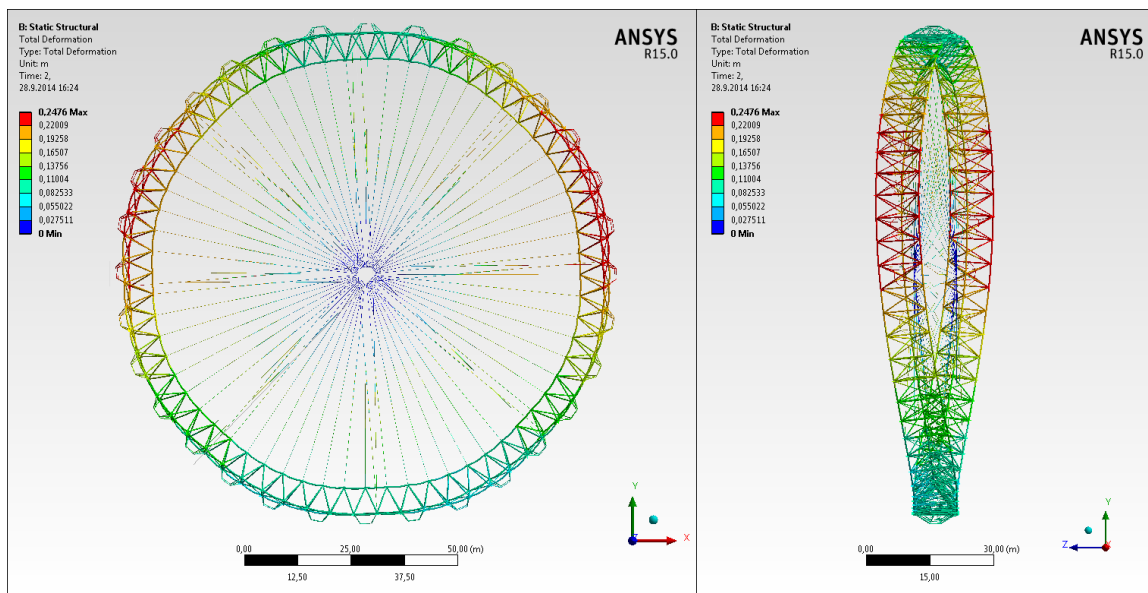
¹¹ Na analogickém číselníku hodin by se jednalo o 9. hodinu.

¹² Z angličtiny *Non-uniform Rational Basis Spline*, česky *nerovnoměrná racionální hladká plocha*.

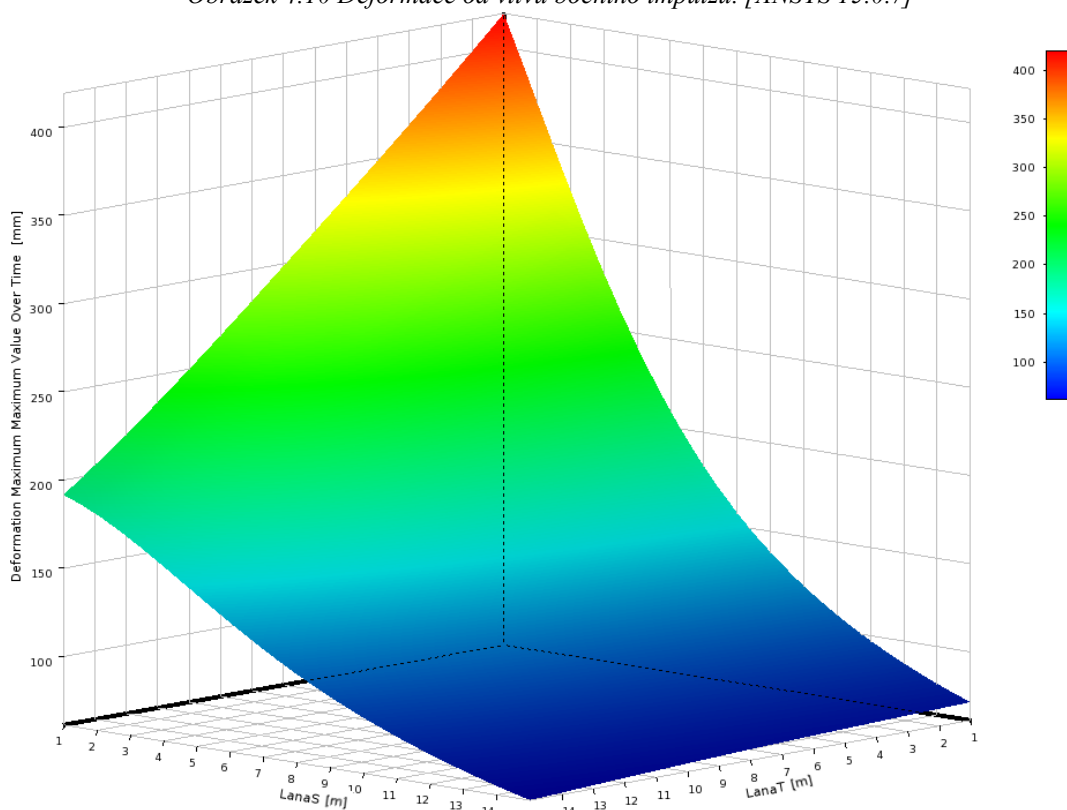
¹³ Při dostatečně tuhém rámu, viz *graf 2.1*.

Jak bylo předběžně napsáno, nejedná se o impuls síly v pravém slova smyslu. Slovo impuls je zde použito proto, aby se reflektovala náhodnost tohoto jevu. Ačkoliv se Londýnské oko nachází uprostřed urbanistické zástavby a možnost fluktuace směru větru je více než pravděpodobná, vytvoření vzduchového víru na ose Londýnského oka je stejně reálné, jako náraz opačně letících letadel do rámu tak, jak ilustruje *obrázek 4.7*. Proto je následující analýza uvedena pouze pro potřebu uceleného celku a autorova zájmu o problematiku nelineárních systémů.

Na *obrázku 4.10* je vykreslena deformace rámu Londýnského oka po vnesení předpětí a bočního impulsu. Jedná se o konfiguraci, při které délka osy dosahuje své skutečné hodnoty 10 metrů. Ačkoliv největší deformace nabývá hodnot až 0,25 metru, v poměru s rozměry konstrukce se jedná o deformaci velikosti 0,42 %. Deformace na *obrázku 4.10* je 40x zvětšena.



Obrázek 4.10 Deformace od vlivu bočního impulsu. [ANSYS 15.0.7]



Graf 4.2 Vliv délky osy na horizontální deformaci rámu. [ANSYS 15.0.7 Response surface]

V *grafu 4.2* jsou opět na horizontálních osách vynášeny vzdálenosti kotvení lan od roviny rámu (**tato dvojnásobná vzdálenost odpovídá délce osy**). V legendě grafu *LanaS* ve zkratce opět představují lana středová, *LanaT* pak lana tangenciální. Na vertikální ose je vynášena horizontální deformace bodu rámu – kolmo k rovině rámu, který byl v počátečním stádiu v horizontální poloze úrovně osy rámu a samozřejmě ve vertikální poloze – tedy ležel v rovině rámu.

Z výsledné deformace na *obrázku 4.10* je tentokrát velice patrný vliv bočních pružných podpor. Je namístě uvést, jak právě pružné boční podpory pomohly k samotné konvergenci výpočtu¹⁴. Z *grafu 4.2* může být potvrzena neintuitivnost chování konstrukce, která byla zmíněna v *kapitole výše*, oproti chování z předchozího případu. Vše bude shrnuto v následujícím přehledu.

- Horizontální deformace dosahuje svého minima při největší délce osy. To je způsobeno tím, že při zvyšujícím se úhlu lan (ať středových, či tangenciálních) s rovinou rámu dochází k převzetí bočních sil téměř výhradně lany. Nejedná se o nic jiného než o maximalizaci $\sin \alpha$, kde α představuje výše zmíněný úhel. Při teoreticky nekonečné délce osy a blížícím se $\sin \alpha \rightarrow 1$ by největší část boční síly přenesla tažená lana a horizontální deformace by vznikala primárně v důsledku protažení těchto lan. Naopak při $\sin \alpha \rightarrow 0$ bude veškeré horizontální zatížení přejímat rám, který díky své tuhosti v horizontální rovině převede silové účinky do pružných podpor. V reálné situaci vzniká výsledek kombinací obou variant, přičemž v případě Londýnského oka se $\sin \alpha \rightarrow 0,1$.
- Oproti předchozímu případu minimální deformace v horizontální rovině lze získat maximální deformaci při minimální délce osy. Rám se o distribuci silového účinku musí postarat sám. Předepnutá lana samozřejmě tuto deformaci pomáhají eliminovat, slouží ale spíše jako stabilizační účinek rámu při jeho vybočení. V případě analýzy deformace kola *High Roller* byla na *grafu 2.1* zkoumána pouze tuhost rámu v rovině rámu. Ovšem v tuto chvíli, a obzvláště při $\sin \alpha \rightarrow 0$, je potřebné neopomenout tuhost rámu v kolmé rovině k rovině rámu. Tato skutečnost byla rozhodující při návrhu kabin Londýnského oka. Jejich *aerodynamický odpor*¹⁵ měl eliminovat zatížení kolmo k rovině rámu.
- Oproti ploše odezvy, která byla získána při zatížení gravitačním zrychlením – *graf 4.1* a jejím přijetím za takřka rovinnou, lze plochu odezvy *grafu 4.2* považovat za velice nelineární. Rozsah získaných deformací se liší téměř o 500 mm, dva sousední řezy nevykazují žádnou rovnoběžnost. Toto chování je dáno spolupůsobením a interakcí několika systémů. Lze je teoreticky rozdělit na tři následující.
 - Lineární chování pružných podpor ve spodní části kola.
 - Ohybová tuhost rámu v příčném směru tvořená multiprofilovým příhradovým systémem, který je ovlivněn lokálním vybočením jednotlivých prutů.
 - Sklon, délka a protažení lan – závisle na středových či tangenciálních lanech.

Kombinací těchto systémů si lze všimnout několika neintuitivností. Při stejné délce kotvení lan středových a tangenciálních lze získat exponenciální závislost deformace. V rozporu s tím, že při konstantní délce kotvení středových lan a proměnné délce kotvení lan tangenciálních, lze získat bez výhrady lineární závislosti deformace. Při maximální délce kotvení tangenciálních lan lze zjistit, že při minimalizaci vzdálenosti kotvení lan středových již nedochází ke zvětšování deformace, ale naopak se zvolna snižuje. Z tohoto plyne, že ačkoliv se měnil jeden parametr, na pozadí celého výpočtu docházelo průběžně

¹⁴ Nebylo třeba použití rozličných numericky stabilizačních pomůcek výpočtu, který systém ANSYS nabízí, viz [29].

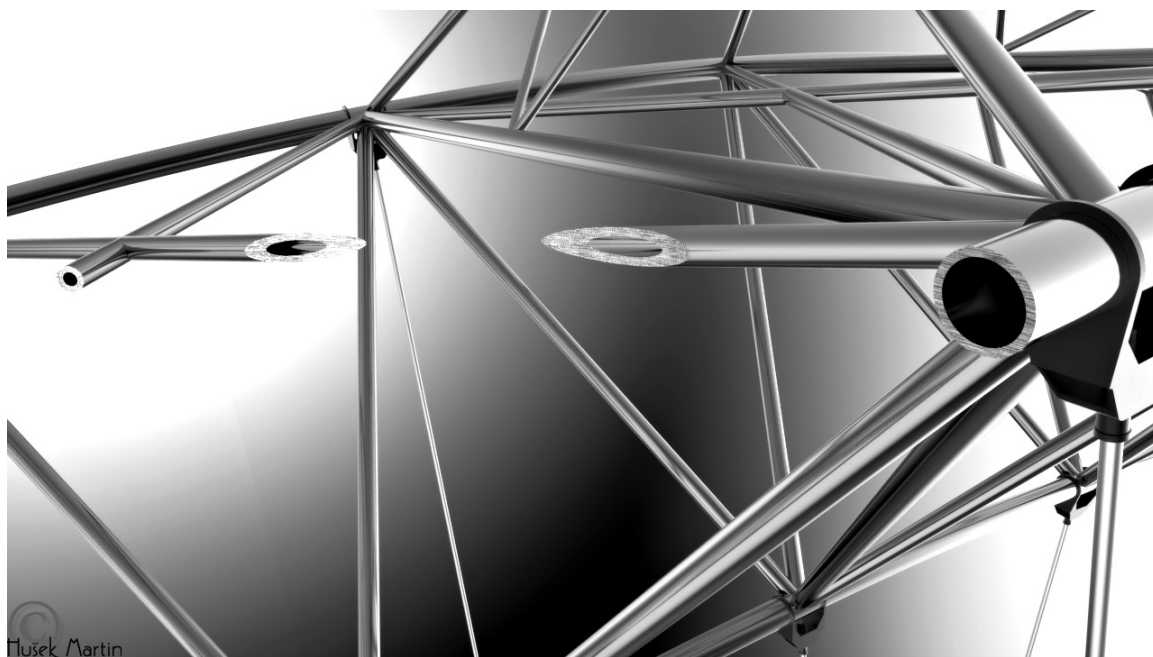
¹⁵ Součinitel odporu C_D – **drag coefficient**.

k přerozdělení priorit, který ze systémů bude primárně a efektivněji silovému zatížení vzdorovat.

- Tvar deformace na *obrázku 4.10*, vzniklý od protisměrného zatížení, je zároveň jedním z vlastních tvarů získaných z modální analýzy při hledání vlastních hodnot.¹⁶

4.2. CITLIVOST RÁMU

Tuhost rámu Londýnského oka je ovlivněna mnoha faktory – použité profily, realizované spoje, celkové rozměry, použitý příhradový systém¹⁷, ale i samotné předpětí, které vnáší do rámu počáteční podmínky – zejména normálové vnitřní síly v jednotlivých prutech. Předběžný návrh podobných konstrukcí si bohužel může dovolit jen někdo praxí zkušený. Ovšem není důvod, aby se studie návrhu začínajícího stavebního inženýra nemohla nasměrovat správně.



Obrázek 4.11 Detail a řez profily Londýnského oka.

V mnoha ohledech je konstruktér limitován a tuhost konstrukce nemůže měnit svéhlavě. Aby se celková cena za realizaci stavby příliš nezvýšila, musí používat základní stavební prvky, a to včetně spojů. To může mít ovšem negativní vliv právě na tuhost. Vzhledem k obyčejným svarovým spojům, a to zejména koutovým s částečným průvarem, nelze uvažovat dokonale tuhé¹⁸ spojení dvou či více prvků. Pomine-li se únosnost prvků rámu, ať již ztužení, vzpěra, nebo hlavní nosný pás, a bude se vycházet z podmínky, že únosnost bude splněna, tuhost rámu jako celku může být zvětšena minimalizací lokálních deformací prvků, které tento rám tvoří.

Z predikce snížení lokálních deformací zvýšením masivnosti prvků konstrukce bude muset být řešena otázka celkové hmotnosti. Celková hmotnost konstrukce je směrodatný ukazatel její ceny. V ekonomickém zájmu je dobré tuto hodnotu minimalizovat. V následujícím příkladu bude analyzován vliv všech prvků, vyskytujících se v konstrukci rámu v závislosti na hmotnosti a deformaci rámu jako celku.

¹⁶ Bude upřesněno v následujících kapitolách.

¹⁷ Tvar rámu v řezu, jeho ztužení, zavětrování apod.

¹⁸ Rámové.

Výpočtový model byl stejný jako při analýze *parametrického rozměru osy* s rozdílem, že parametrický nebyl rozměr osy, ale dimenze profilů rámu. Pro upřesnění jsou doplněny podrobnější specifikace analýzy.

- Délka osy je konstantních 10 metrů – ukotvení lan bylo obousměrně 5 m od roviny rámu.
- Každý profil nacházející se v konstrukci je dutý, kruhový. Každý má rovněž stanovený svůj maximální (minimální) poloměr vnitřního (vnějšího¹⁹) profilu. Tloušťka byla konstantní vždy dle profilu, viz následující přehled.
- Byly porovnávány dva protichůdné požadavky – maximální tuhost²⁰ a minimální hmotnost.
- Zatížení bylo nanášeno ve dvou krocích. Ve všech případech se jednalo o krok nanesení předpětí a následně nanesení gravitačního zrychlení.
- Pro každý profil byl stanoven graf odezvy, přičemž zbylé profily byly ve svých implicitních proporcích, které byly následující²¹

• Hlavní nosný pás	–	R_i^{22}	=	155 mm
		R_o^{23}	=	180 mm
• Hlavní výztuha	–	R_i	=	125 mm
		R_o	=	150 mm
• Hlavní zavětrování	–	R_i	=	90 mm
		R_o	=	115 mm
• Výztuha kapsule ²⁴	–	R_i	=	75 mm
		R_o	=	85 mm
• Vzpěra kapsule	–	R_i	=	75 mm
		R_o	=	85 mm
• Zavětrování kapsule	–	R_i	=	40 mm
		R_o	=	50 mm

- Měřena byla maximální deformace konstrukce – maximální posun kteréhokoliv uzlu konečného prvku. V tomto případě bylo nahlíženo i na deformaci lan.
- Předpokládaným přínosem analýzy bylo získání grafů citlivosti konstrukce.

Souhrnný graf citlivosti bude graficky uveden na konci kapitoly. Pro úplnost – obecná definice citlivostní analýzy zní následovně:

Citlivostní analýza (sensitivity analysis) studuje neurčitost výstupu modelu (numerického nebo jiného) způsobenou rozdílnými příčinami neurčitostí modelových vstupů. [14]

Jinými slovy, citlivostní analýza odpovídá na otázku, jakým způsobem ovlivňují vstupní parametry výsledek, neboli jaká je citlivost odezvy na změnu vstupního parametru.

¹⁹ Vnější poloměr profilů bude vynášen v grafech odezvy.

²⁰ Resp. minimální deformace.

²¹ Pozice v rámu jednotlivých konstrukčních prvků bude následně graficky upřesněna.

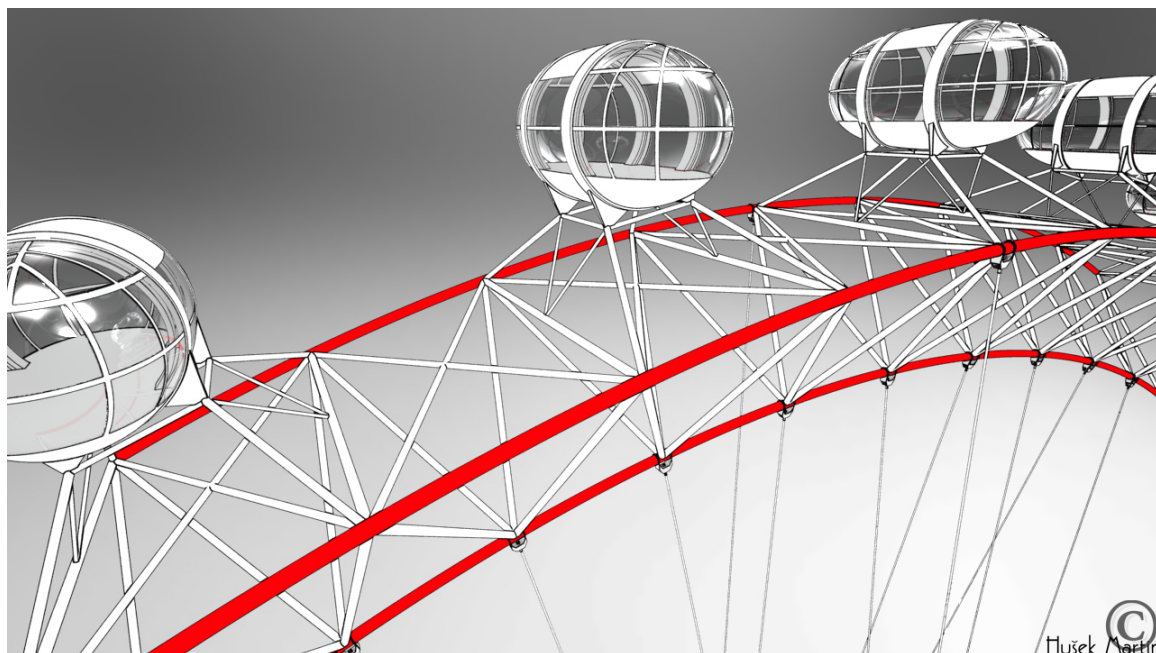
²² **Inner radius** – vnitřní poloměr.

²³ **Outer radius** – vnější poloměr.

²⁴ Kapsulí je vzhledem k jejímu tvaru myšlena kabina pro pasažéry.

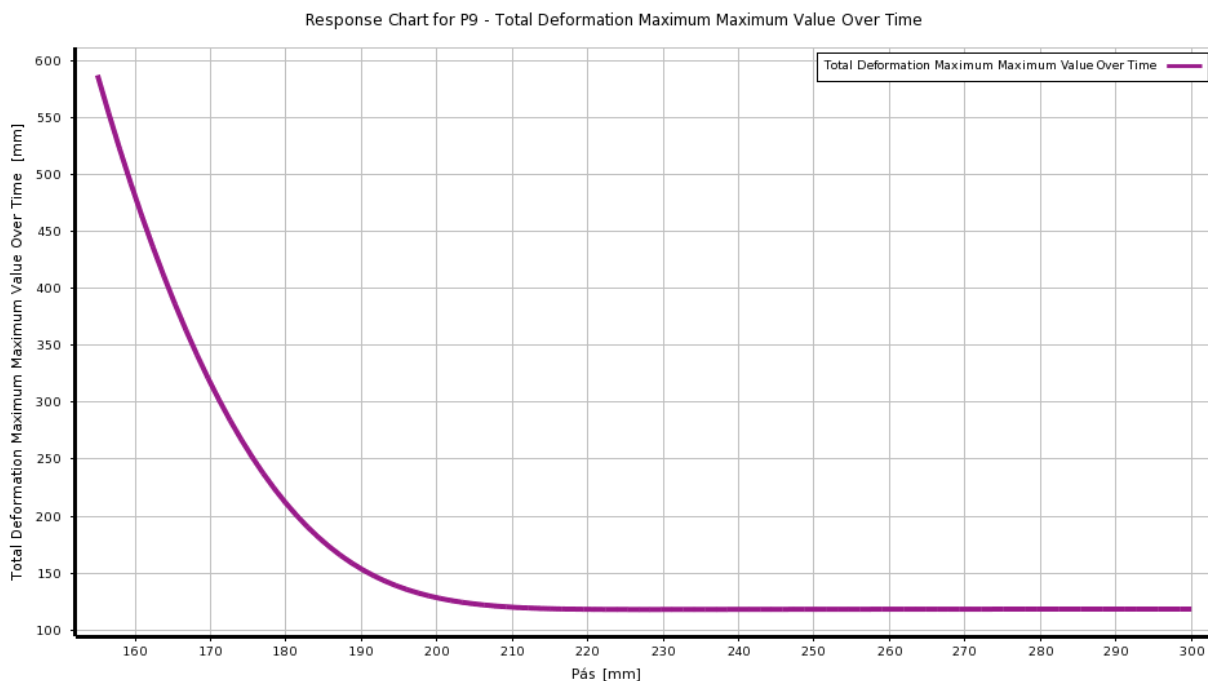
HLAVNÍ NOSNÝ PÁS

Pozice v rámci hlavního nosného pásu je na *obrázku 4.12* – červeně. Každý z prutu pásu byl smontován z 16 částí. Vzhledem k technologii spojování však mohou být považovány za pruty nenarušené klouby.



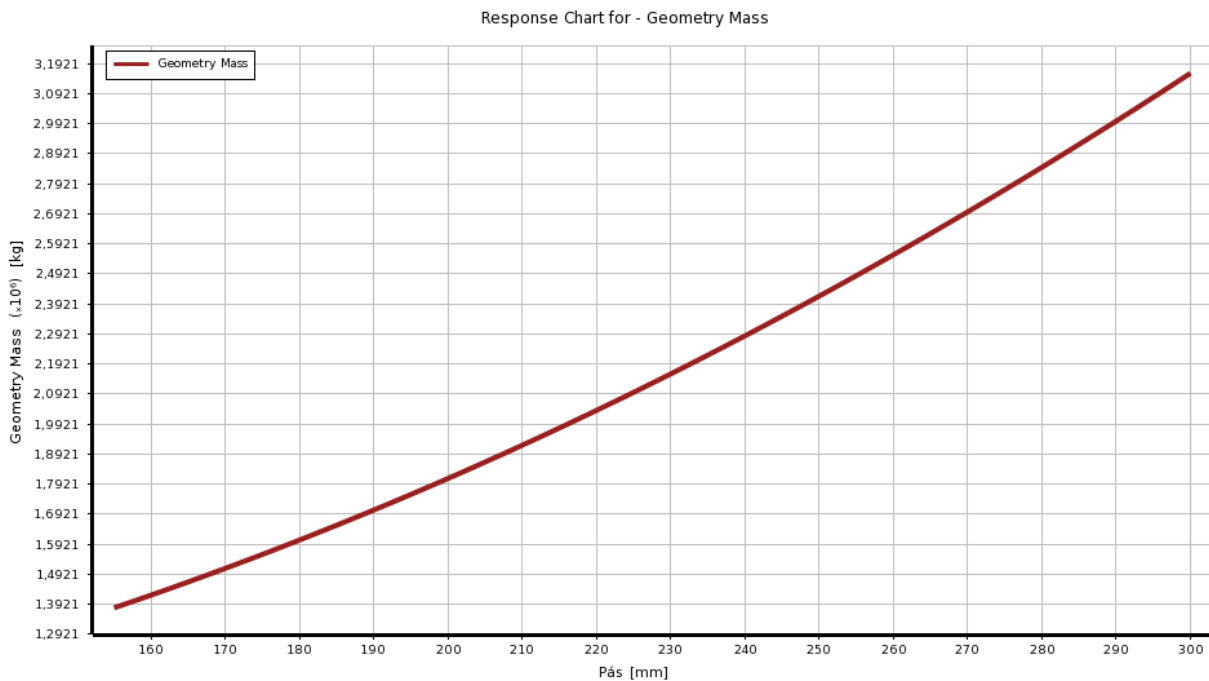
Obrázek 4.12 Hlavní nosný pás Londýnského oka.

Odezva konstrukce maximální deformací je na *grafu 4.3*. Je zde velice patrný vliv tuhosti pásu na celkovou odezvu, přičemž při vnějších poloměrech 200 mm a více lze rám považovat za velice tuhý. Vlivem zvýšené tuhosti pak již nedochází k deformaci rámu, ale pouze k vlastnímu protažení lan – tím se dá vysvětlit téměř rovnoběžná část křivky se souřadnou osou. Vykreslená křivka se rovněž může odvolat na *graf 2.1*, který se svou analýzou kola *High Roller* velice podobá.



Graf 4.3 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu hlavního nosného pásu.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]

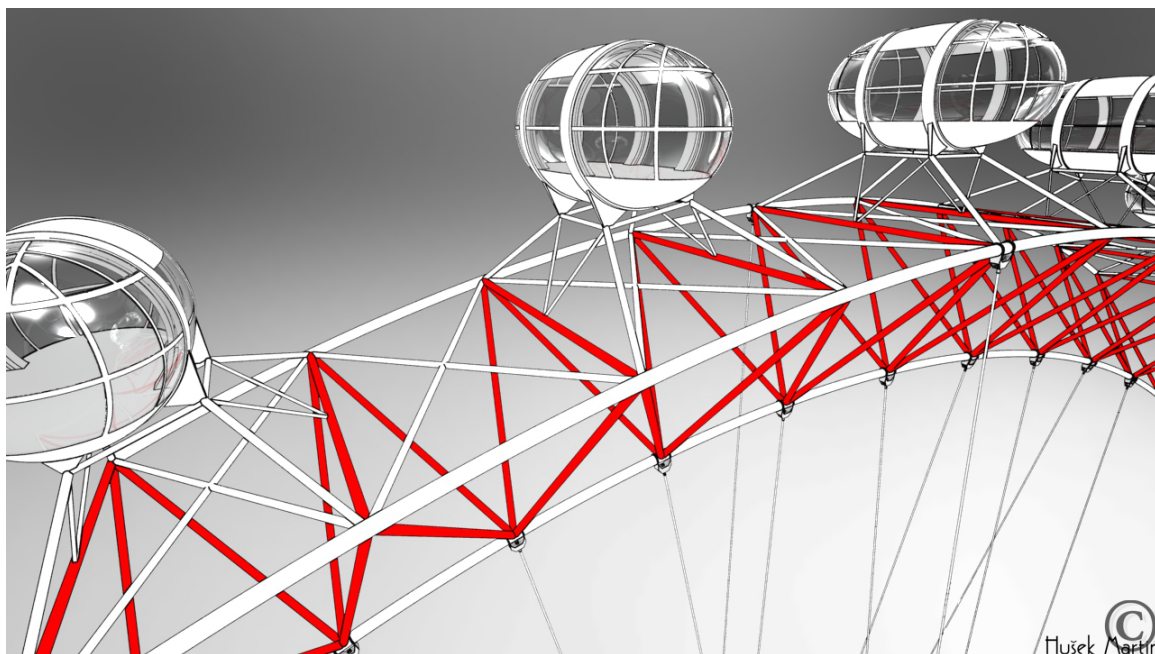
Odezva konstrukce hmotností je na *grafu 4.4*. Je zřejmé, že pro profily o vnějším poloměru větším než 200 mm by cena za spotřebované množství oceli nebyla vyvážena zvyšující se tuhostí rámu, a tedy snižující se deformací.



*Graf 4.4 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu hlavního nosného pásu.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]*

HLAVNÍ VÝZTUHA

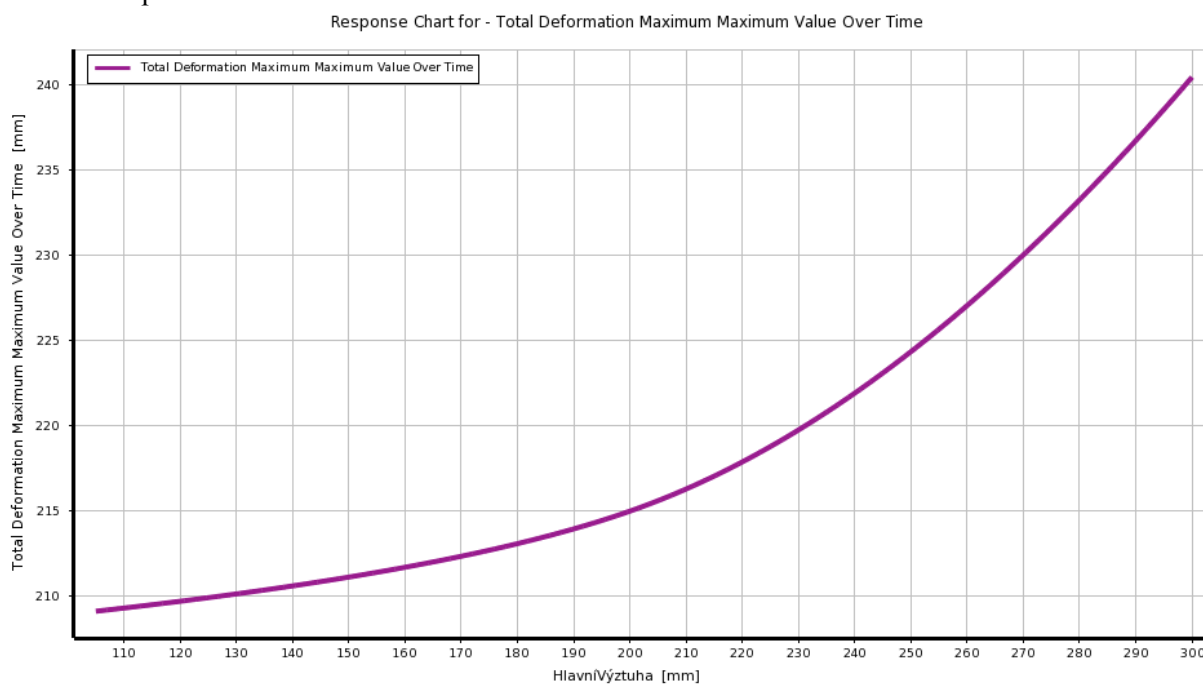
Pozice v rámu hlavní výztuhy je na *obrázku 4.13* – červeně. Výztuha tvoří **primární tuhost** rámu v jeho příčném směru. Právě díky jeho příhradovému uspořádání je tak efektivně redistribuován²⁵ příčný účinek zatížení popsany v *kapitole 4.1* v *analýze bočního impulsu*.



Obrázek 4.13 Hlavní výztuha Londýnského oka.

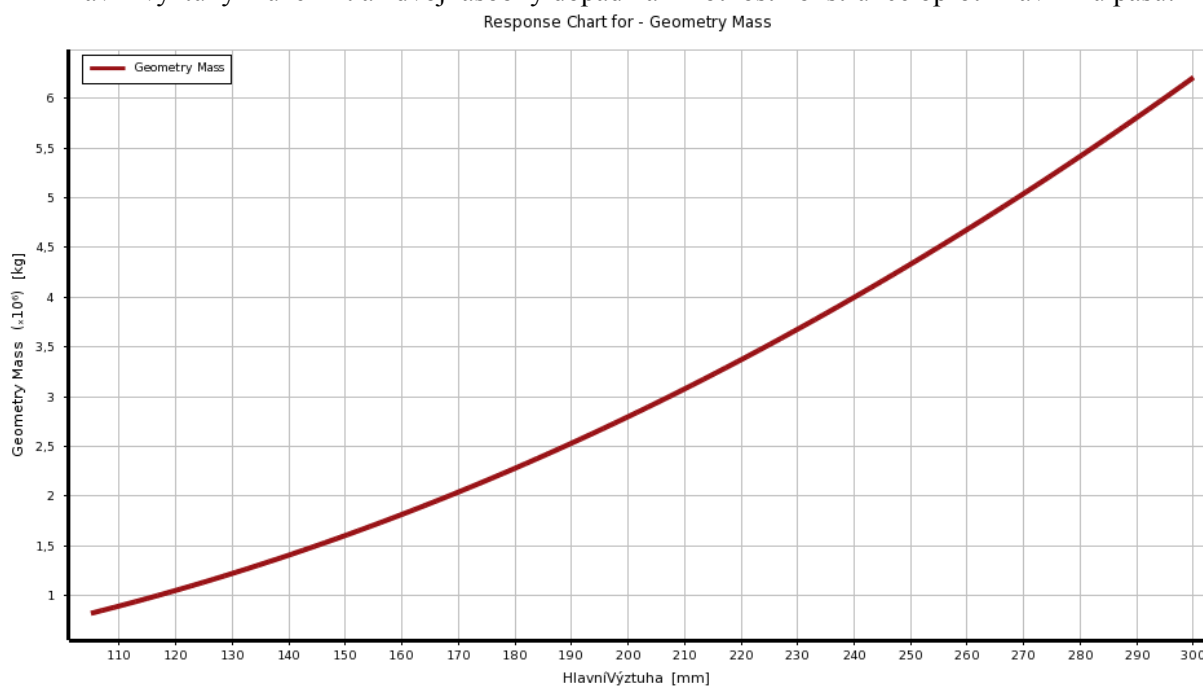
²⁵ Vznik systému vzpěra – táhlo.

Odezva konstrukce maximální deformaci je na *grafu 4.5*. Oproti *grafu 4.3*, který zobrazoval vliv hlavního nosného pásu, je nyní průběh naopak rostoucí. Je to způsobeno tím, že tuhost rámu v radiálním²⁶ směru není hlavní výztuhou rámu nijak zvyšována. Bohužel je i patrné, jak křivka mění zrychlení svého růstu²⁷ – se zvyšující se tuhostí v příčném směru vzniká nepříznivá balastní hmota pro směr vertikální.



*Graf 4.5 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu hlavní výztuhy.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]*

Odezva konstrukce hmotností je na *grafu 4.6*. Nepříjemnou skutečností je, že změna profilu hlavní výztuhy může mít až dvojnásobný dopad na hmotnost konstrukce oproti hlavnímu pásu.



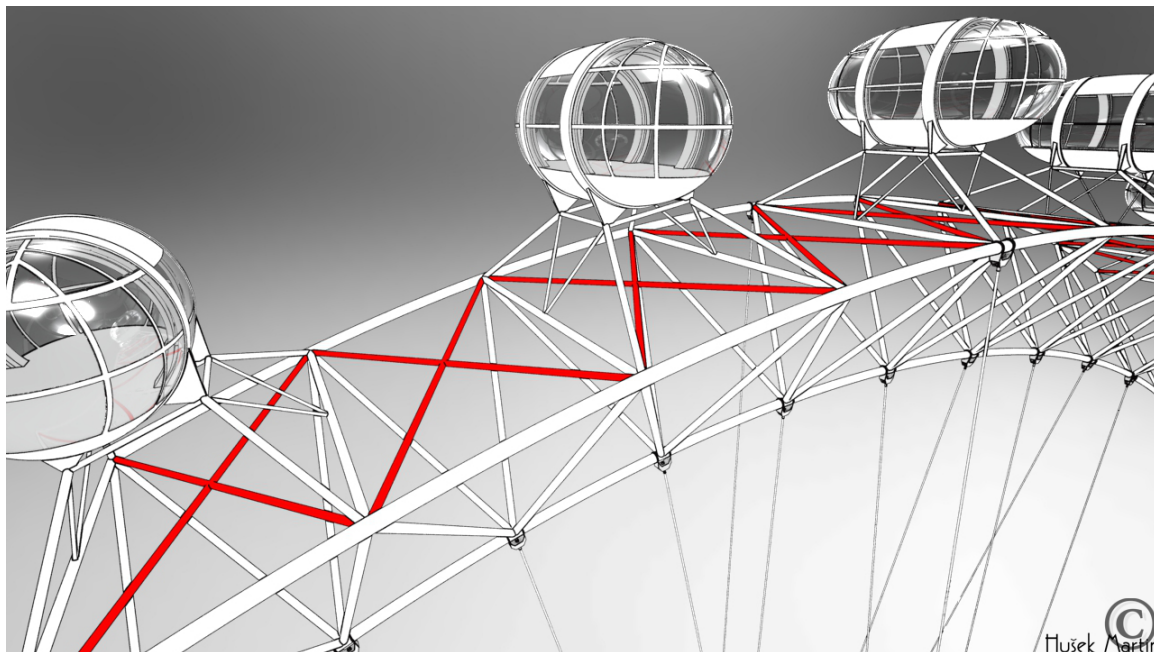
*Graf 4.6 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu hlavní výztuhy.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]*

²⁶ Tuhost v rovině rámu.

²⁷ Její první derivace.

HLAVNÍ ZAVĚTŘOVÁNÍ

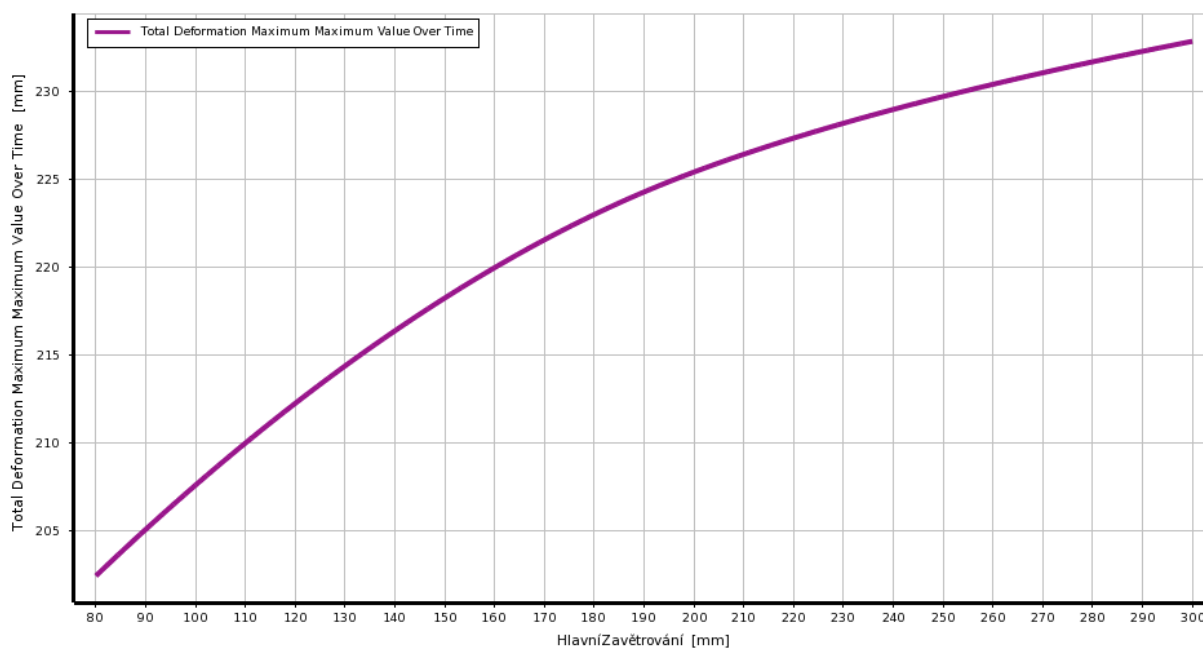
Pozice v rámu hlavního zavětřování je na *obrázku 4.14* – červeně. Vzhledem ke svým subtilním proporcím se zavětřování toho typu²⁸ s jistou výhodou navrhuje pouze jako tažené. Tím je myšleno, že tažená část zavětřování přenesou veškeré příčné síly připadající na tento konstrukční systém – tlačaná část zavětřování se do výpočtu únosnosti nezahrnuje.



Obrázek 4.14 Hlavní zavětřování Londýnského oka.

Odezva konstrukce maximální deformací je na *grafu 4.7*. Ve skutečnosti velice podobná křivka *grafu 4.5* s tím rozdílem, že sklon není po délce křivky rostoucí, ale naopak klesající. Z toho plyne, že hlavní zavětřování se zvyšujícím se profilem postupně přispívá ke zvýšení tuhosti rámu.

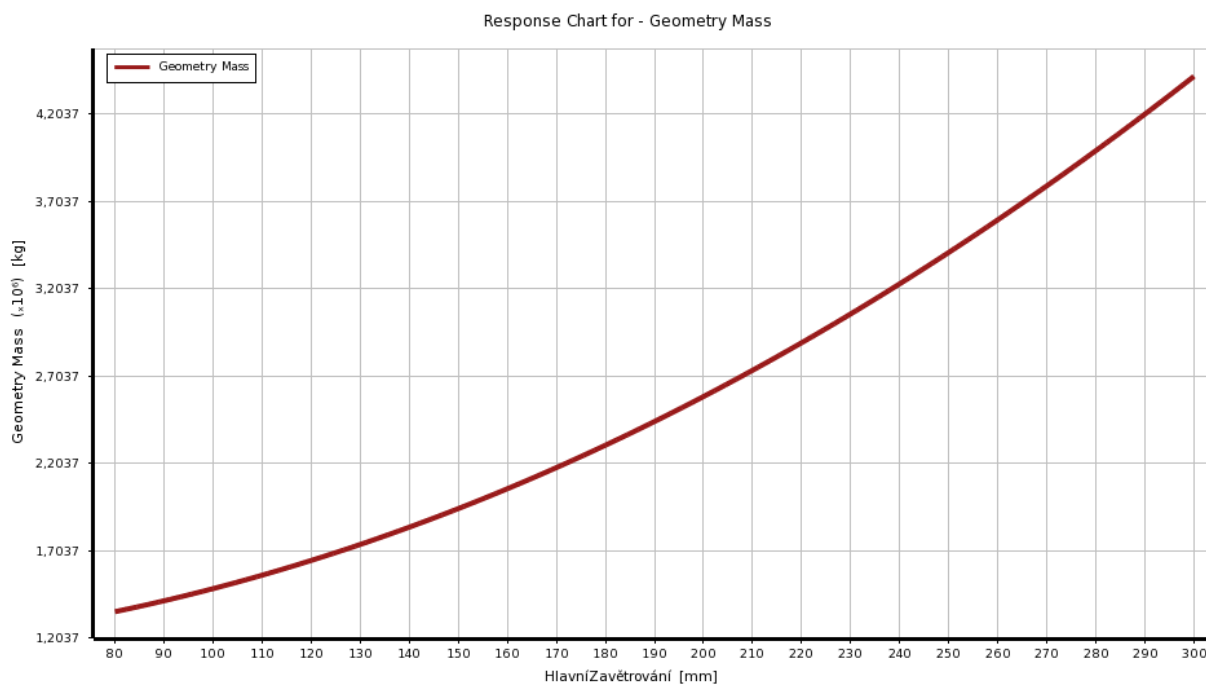
Response Chart for - Total Deformation Maximum Maximum Value Over Time



Graf 4.7 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu hlavního zavětřování.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]

²⁸ Uspořádání kosočtverečné, někdy také rombové, je jedno ze základních typů uspořádání ztužení.

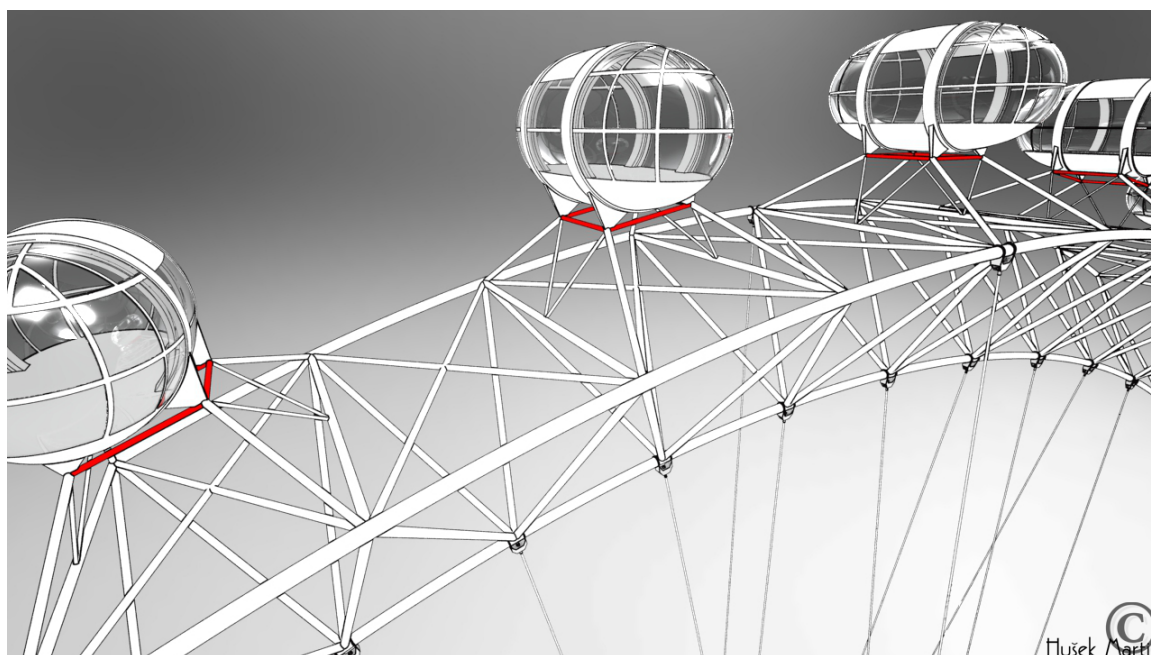
Odezva konstrukce hmotností je na *grafu 4.8*. Teoreticky lze konstatovat to samé, co v případě hlavní výztuhy, tedy *grafu 4.6*.



*Graf 4.8 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu hlavního zavětrování.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]*

VÝZTUHA KAPSULE

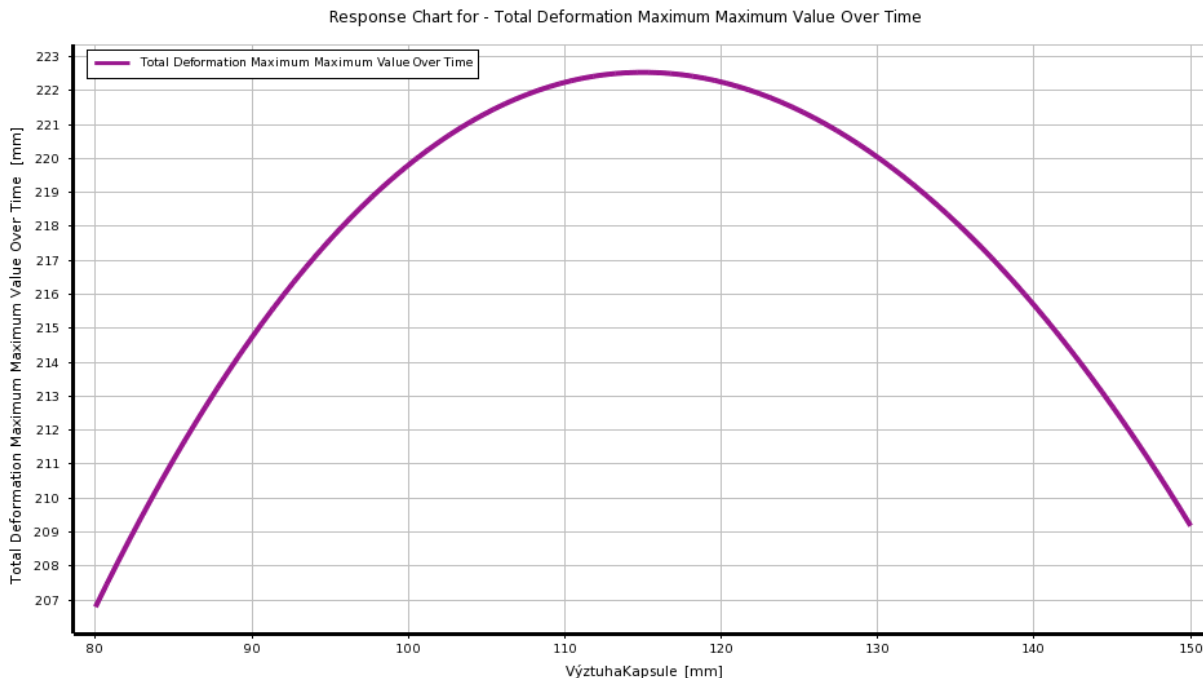
Pozice v rámu výztuhy kapsule je na *obrázku 4.15* – červeně. Ačkoliv již zde a následně půjde jen o **sekundární prvky** podílející se na tuhosti rámu²⁹, budou zde zmíněny pro lepší pochopení jejich vlivů na celkové chování konstrukce a pro případné vyvarování se nedorozumění v kontextu popisu jednotlivých konstrukčních prvků.



Obrázek 4.15 Výztuha kapsule Londýnského oka.

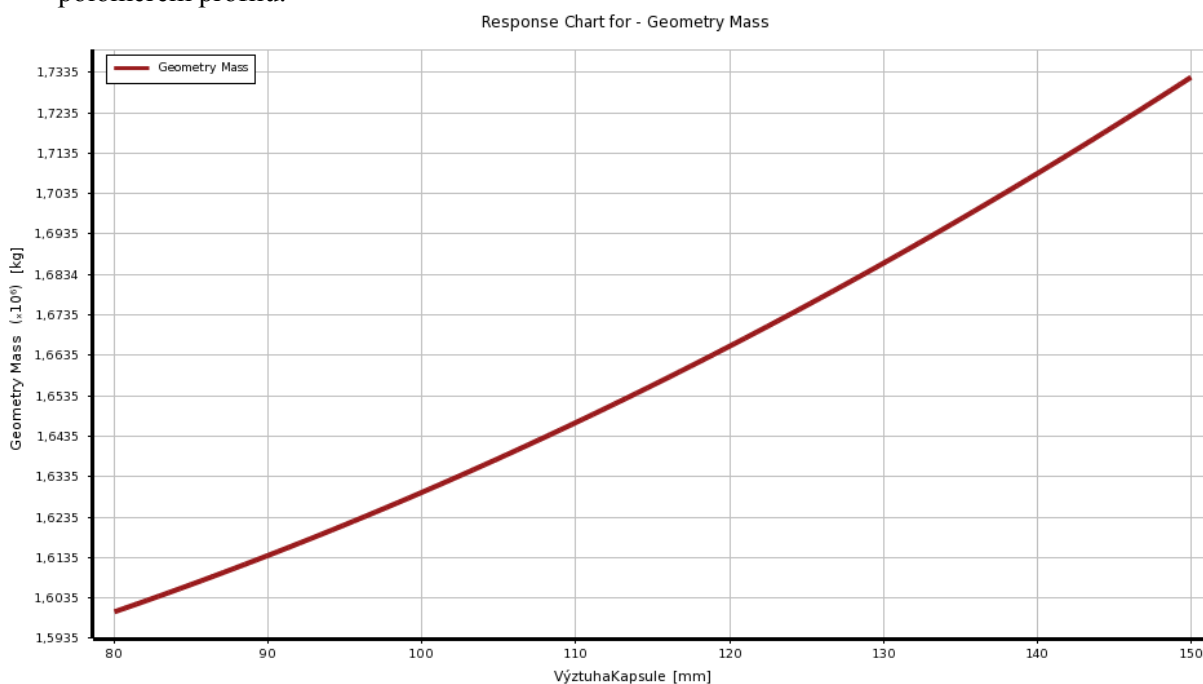
²⁹ Radiální a de facto i na příčné.

Odezva konstrukce maximální deformací je na *grafu 4.9*. Ve výpočetním modelu analyzovaného rámu hmotnost kapsulí nevystupovala. Vzhledem k primární funkci výztuhy kapsule by bylo logické očekávat, že pouhým zvyšováním jejich rozměrů bude pod vlivem zvyšujícího se zatížení růst i deformace. Z *grafu 4.9* je ovšem patrné, jak se po překročení meze vnějšího poloměru výztuhy 115 mm začíná deformace snižovat. To je důsledkem zvýšené tuhosti, díky které se napětí přerozdělí právě do oblastí, kde byla tuhost zvýšena, a zatížení pak vzdorují i další části konstrukce.



Graf 4.9 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu výztuhy kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]

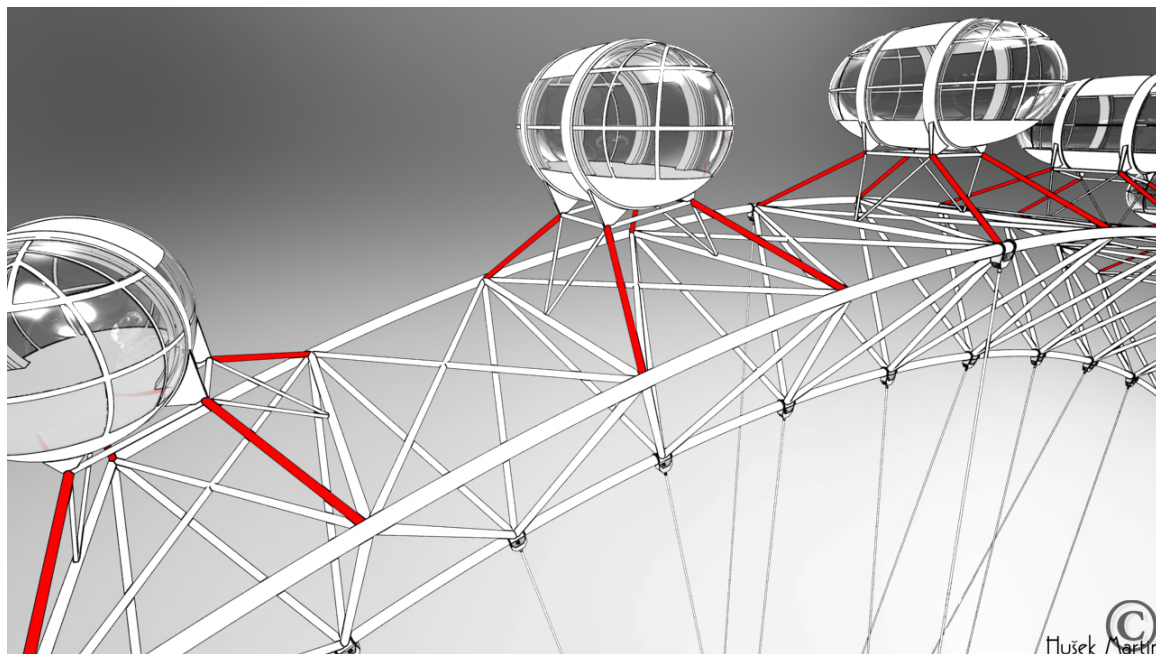
Odezva konstrukce hmotností je na *grafu 4.10*. Oproti předchozím grafům odezvy hmotností si lze všimnout podstatně menšího nárůstu hmotnosti konstrukce se zvyšujícím se poloměrem profilu.



Graf 4.10 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu výztuhy kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]

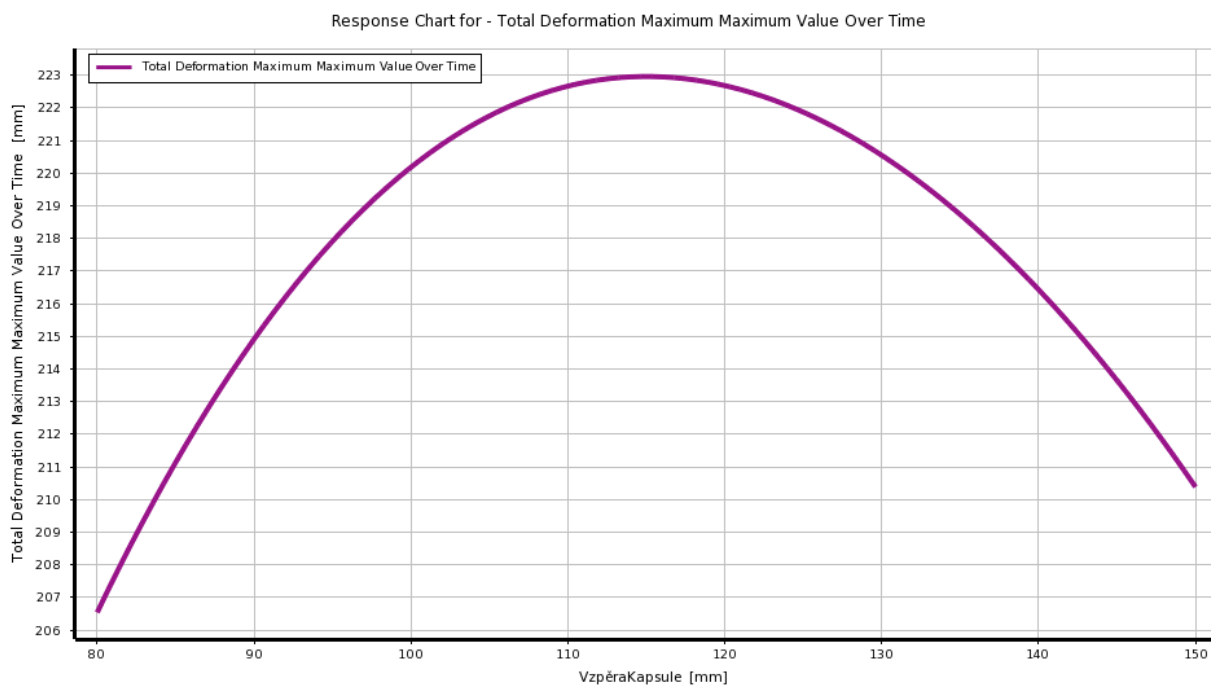
VZPĚRA KAPSULE

Pozice v rámu vzpěry kapsule je na *obrázku 4.16* – červeně. Tak jako v předchozím případě i zde musí být na paměti, že se nejedná o primární ztužující systém. V mnoha ohledech kapacita únosnosti vzpěry bude vyčerpána samotným namáháním vlivem kapsule. Návrh únosnosti pak naopak musí být zvýšen, pokud by se vzpěra navrhovala separátně. Nicméně vliv její tuhosti je zpětnou vazbou na celkové chování konstrukce.



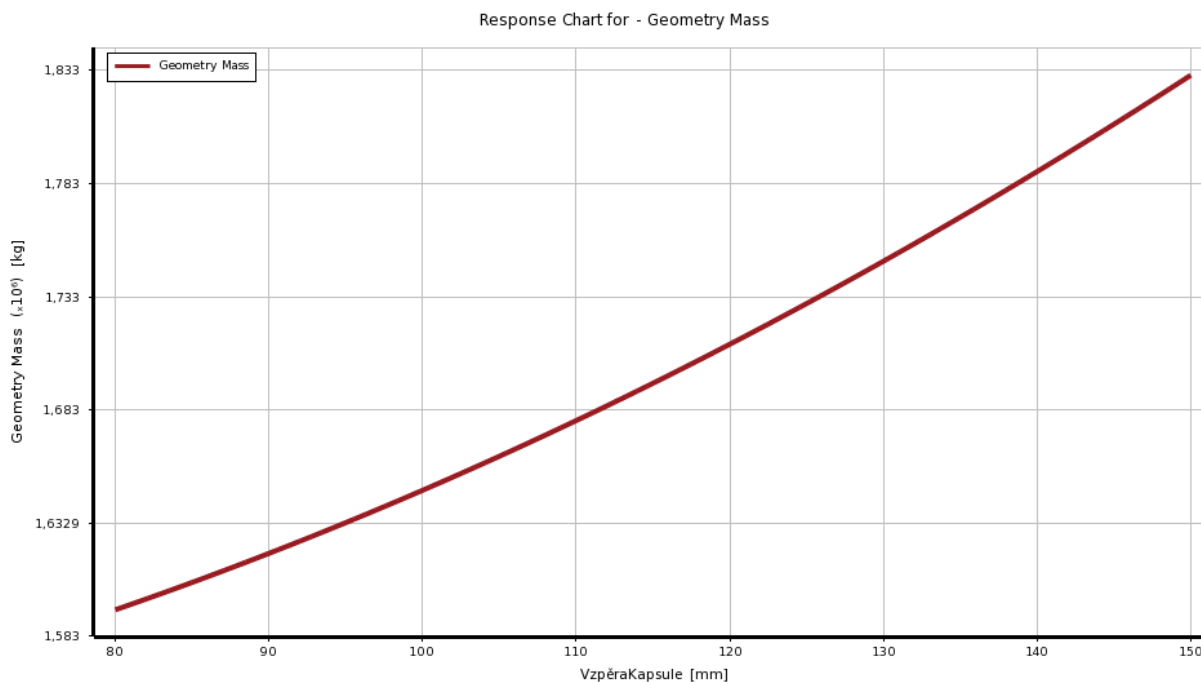
Obrázek 4.16 Vzpěra kapsule Londýnského oka.

Odezva konstrukce maximální deformací je na *grafu 4.11*. Analogicky ke *grafu 4.9* s nepatrným rozdílem. Opět se jedná o posílení hlavního nosného pásu, avšak při samotném dimenzování tohoto profilu bude rozhodující namáhání vlivem připojené kapsule.



Graf 4.11 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu vzpěry kapsule.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]

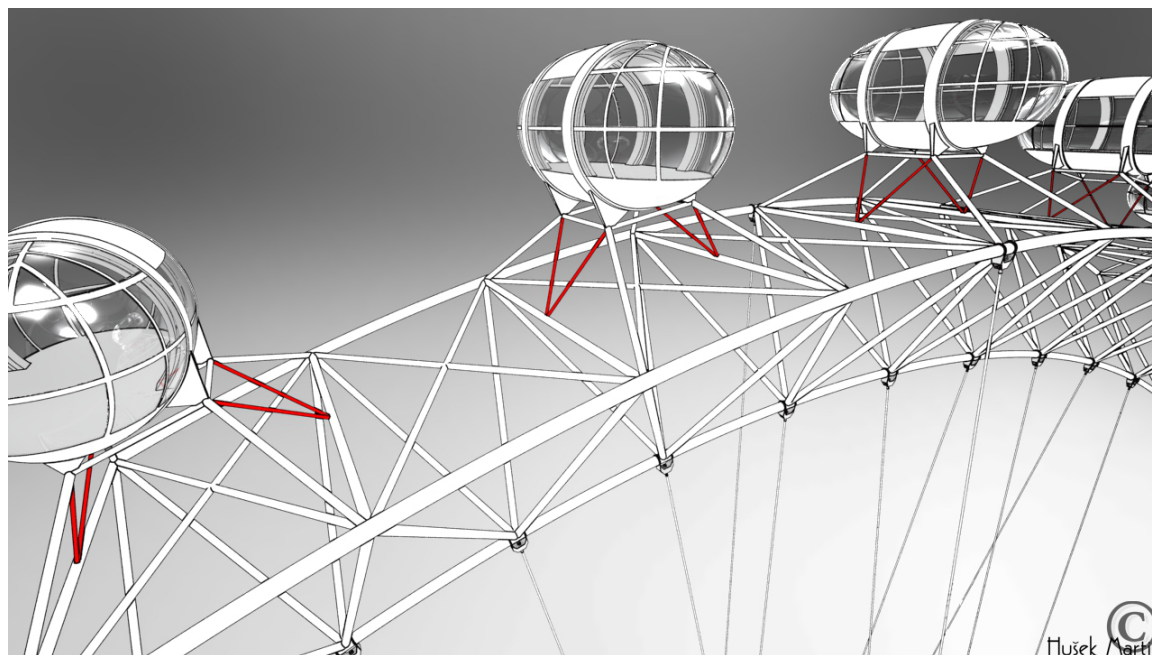
Odezva konstrukce hmotností je na *grafu 4.12*. Analogicky s *grafem 4.10*.



Graf 4.12 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu vzpěry kapsule.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]

ZAVĚTROVÁNÍ KAPSULE

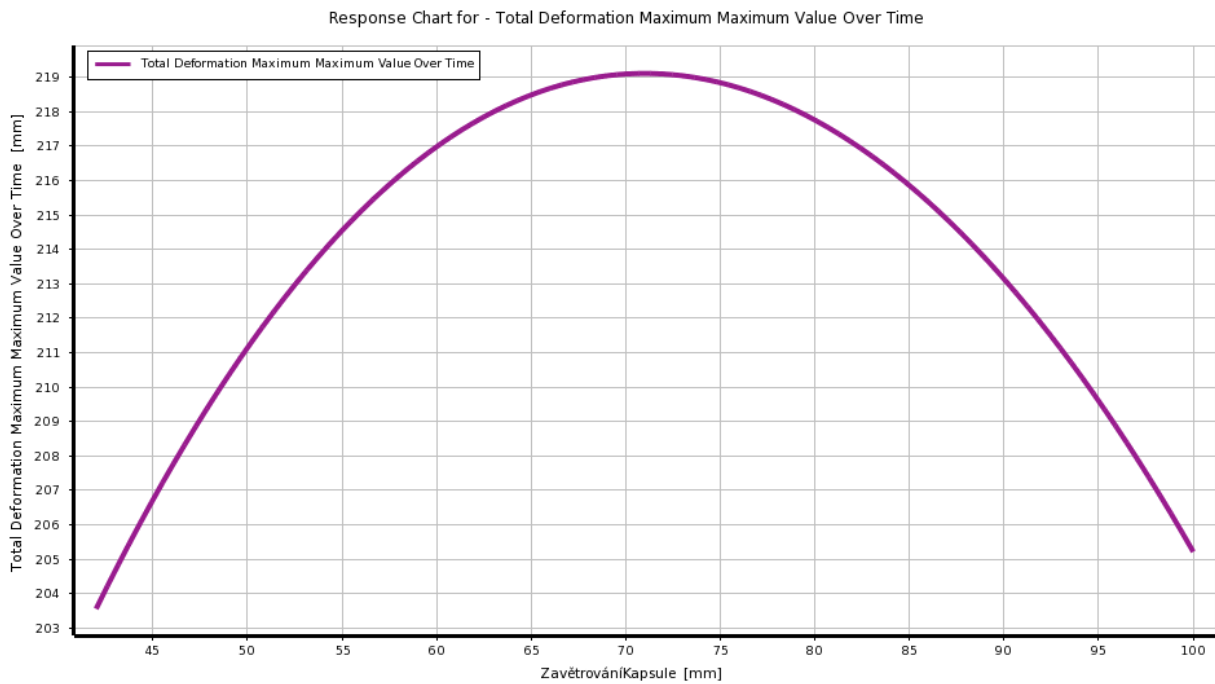
Pozice v rámu zavětrování kapsule je na *obrázku 4.17* – červeně. V určitém ohledu nevhodně provedené pomocné ztužení nosného systému kapsule. Jedná se o jediný konstrukční prvek, který není doveden do styčnicku rámu. Bohužel je ukončen přímo v polovině horizontální části hlavní výztuhy, viz *obrázek 4.13*. V mnoha případech je tato část hlavní výztuhy namáhána tlakem, rovněž i zavětrování kapsule. Hlavní výztuha je tak destabilizována výslednicí sil ze zavětrování. V tuto chvíli si lze v analogii vybavit *obrázky 2.9, 2.10 a 2.11*, které poukázaly na možnou efektivní redistribuci hmoty. Objasnění důsledku připojení zavětrování do středu hlavní výztuhy bude provedeno před koncem kapitoly krátkou analýzou.



Obrázek 4.17 Zavětrování kapsule Londýnského oka.

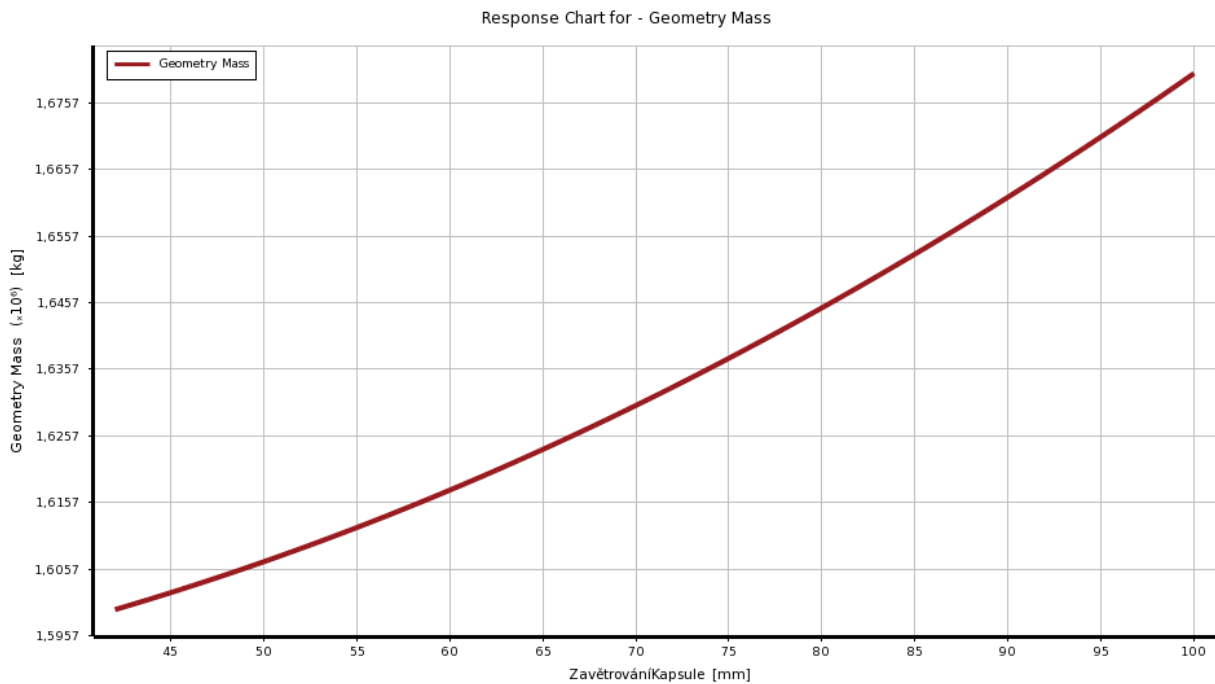
©
Flušek Martin

Odezva konstrukce maximální deformací je na *grafu 4.13*. Analogicky s *grafy 4.9* a *4.11*.



Graf 4.13 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu zavětřování kapsule.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]

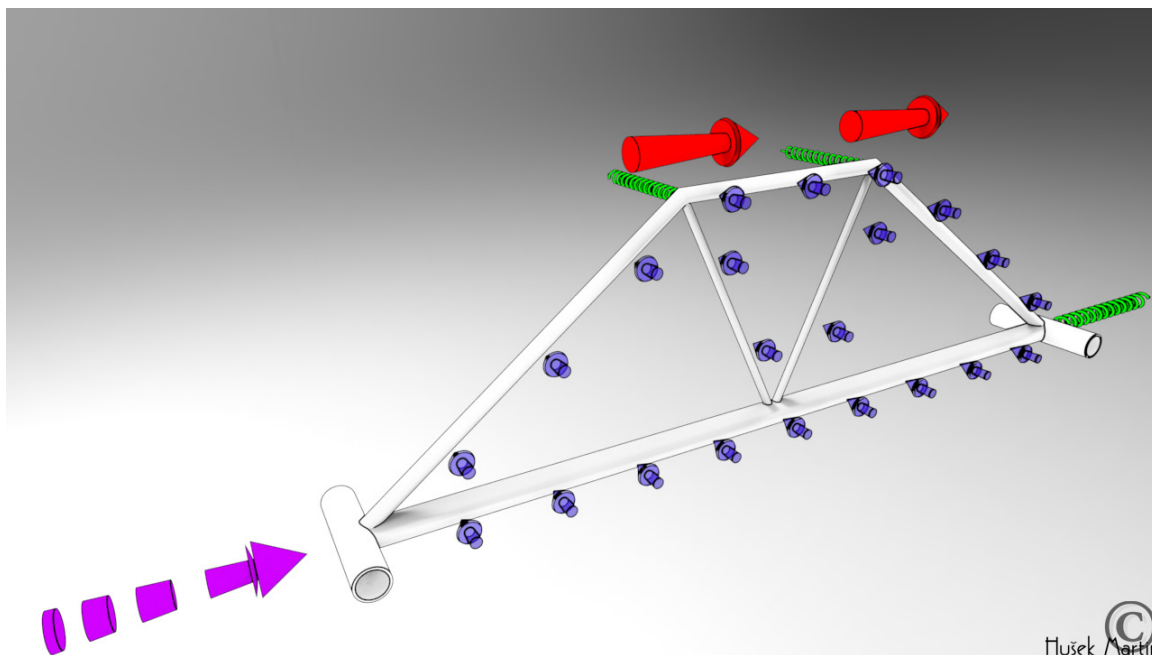
Odezva konstrukce hmotností je na *grafu 4.14*. Analogicky s *grafy 4.10* a *4.12*.



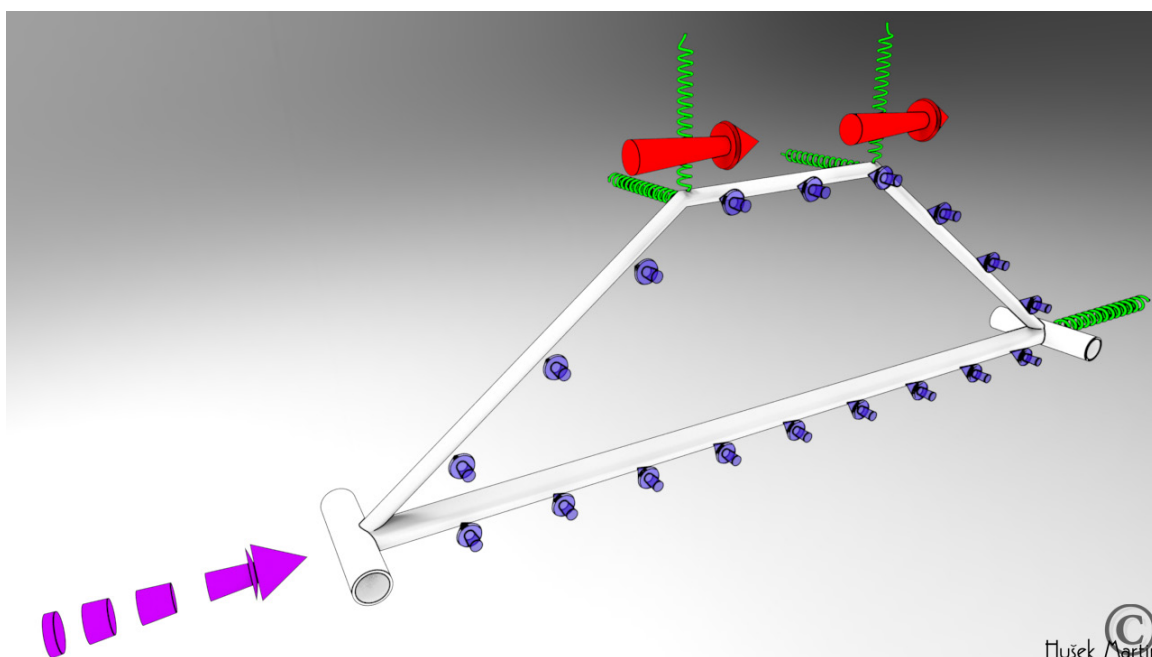
Graf 4.14 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu zavětřování kapsule.
[ANSYS 15.0.7 Response curve]

Před uvedením souhrnného grafu citlivosti bude popsán vliv zmiňovaného připojení zavětřování kapsule do středu hlavní horizontální výtžhy rámu, která vytváří systém primární příčné tuhosti rámu. Ačkoliv lze tuto oblast konstrukce rámu, viz také *obrázek 4.18*, popsat jako jednoduchý příhradový systém, je důležité si uvědomit, jaký dopad bude mít zatížení této lokální části na celkové chování konstrukce rámu – předpoklad, že lokální porušení povede ke globálnímu porušení.

Z obrázku 4.18 je patrná modelovaná část celé problematiky – dále už jen jako varianta I. Jedná se o nezbytně nutný výsek konstrukce, který mohl poskytnout zpětnou vazbu na otázku vhodného či nevhodného konstrukčního uspořádání.



Obrázek 4.18 Varianta I modelovaného schématu problematiky připojení zavětrování kapsule.



Obrázek 4.19 Varianta II modelovaného schématu problematiky připojení zavětrování kapsule.

Na obrázku 4.19 je pak zřejmá varianta II, která je bez diagonálního zavětrování kapsule, ovšem doplněna o svislé pružné podepření v horních styčnicích. Svislé pružné podepření symbolizuje teoreticky, ale i prakticky možné řešení otázky zavětrování kapsule, avšak bez vlivu narušení prutu hlavní výztuhy. Nebude zde popsána možná realizace takového systému, a to vzhledem k tomu, že se již tak jedná o odbočku od hlavní náplně kapitoly.

Cílem celé analýzy bylo zjistit, jakému zatížení, resp. konfiguraci zatížení mohou vzdorovat tyto konstrukční systémy před jejich zhroucením a zda síly vznikající v hlavní výztuze od vlivu

zavětrování kapsule mohou tomuto zhroucení pomoci, či naopak vést ke stabilitě. Specifika analýzy byla následující:

- Modelovaná část konstrukce je patrná z *obrázku 4.18* resp. *obrázku 4.19*. Dimenze prvků byly dle implicitních hodnot, viz hodnoty uvedené na začátku této *kapitoly*.
- Matematický model spočíval z prostorových deskostěnových prvků s náležitou tloušťkou. V místech napojení jednotlivých prutů, resp. jejich plášťových ztvárnění, bylo dodrženo reálné zpracování – trubky byly vyřezávány v místech styků.
- Výsek hlavního nosného pásu **vpravo** byl uchycen pevně, pouze ve směru zelené pružiny byl uchycen elasticky s pérovou tuhostí $1 \cdot 10^5 \text{ Nmm}^{-1}$, přičemž se mohl otáčet kolem své svíslé a podélné osy.
- Výsek hlavního nosného pásu **vlevo** byl uchycen pevně, přičemž se mohl otáčet kolem své svíslé a podélné osy. Touto podporou byla ovšem konstrukce zatěžována řízeným posunem v ose hlavní výztuhy rámu³⁰ – ve směru fialové šipky. Maximální řízený posun byl 20 mm.
- Zbylé pružiny, symbolizující navazující části konstrukce, představují elastické podepření s pérovou tuhostí $2,5 \cdot 10^6 \text{ Nmm}^{-1}$ – odpovídá osové tuhosti silnostěnné trubky.
- Červené šipky znázorňují síly, které jsou do styčnicku vnášeny vlivem působení zatěžovacích účinků na kapsuli, resp. její vlastní hmotnost.³¹ Ty byly nanášeny postupně přes zatěžovací krok. Velikost jedné síly byla 250 kN.
- Modré šipky znázorňují vliv větru na konstrukci – stanovený dle [15].
- Pracovní diagram použitého materiálu byl bilineární s mezí kluzu 235 MPa. Počáteční tuhost byla 210 GPa a po dosažení meze kluzu bylo uvažováno se zpevněním 1 GPa.
- Měřena byla reakce v podpoře, kterou se realizoval řízený posun. Tlaková reakce je pak v *grafu 4.15* vynášena se záporným znaménkem.
- Velikost sil ve styčnicích a také hodnota posunu podpory začínaly na nulové hodnotě. Přes zatěžovací krok se obě tyto veličiny zvyšovaly lineárně. Tedy síla z $0 \rightarrow 250 \text{ kN}$ a posun z $0 \rightarrow 20 \text{ mm}$. Tím bylo docíleno pouze tlakového namáhání v hlavní výztuze po celou dobu zkoušky. Pokud by tato zatěžovací konfigurace byla stanovena tak, že by postupným přitěžováním a řízeným posunem vznikala v podpoře nejprve tahová reakce, ve své podstatě by se nic neměnilo vzhledem k tomu, že řízeným posunem lze vyvolat vždy značně velkou reakci tlakovou – pouze by zatěžovací diagram nejprve vykazoval tahovou reakci. Po dostatečně velkém řízeném posunu by ovšem opět přešel do reakce tlakové a následně také do ztráty stability. Celý diagram by byl pouze posunut.

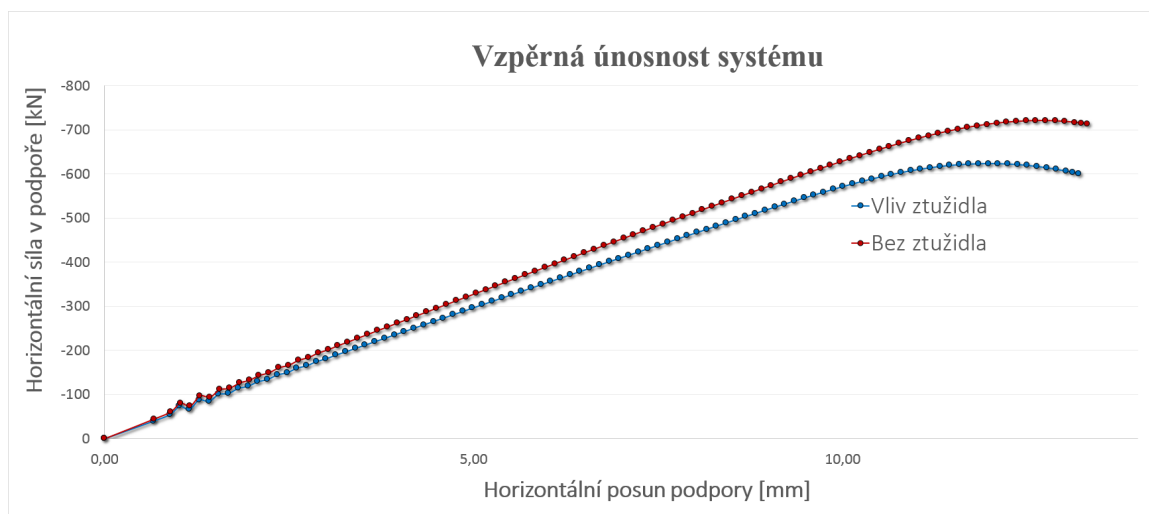
Na *grafu 4.15* je patrný vliv ztužidla – diagonál zavětrování. Vzhledem k tomu, že horizontální síly ve styčnicích vyvolaly tlakové, resp. tahové namáhání v diagonálách, což způsobilo zvýšené tlakové namáhání v hlavní výztuze³², dopadla varianta I hůře – dokáže vzdorovat menší síle, vyvolané posunem podpory před vzpěrným porušením konstrukce.

³⁰ Tak, aby vznikala bifurkace rovnováhy – vzpěrný tlak. Tahová síla by byla považována za stabilizující.

³¹ Vnesené zatížení bylo pouze horizontální, a to z toho důvodu, aby se vliv diagonál zavětrování objevil. Z lineární mechaniky řešené podle teorie I. řádu vyplývá, že symetrický příhradový systém, staticky neurčitý – *obrázek 4.18*, bude po zatížení svíslými silami v horních styčnicích namáhán v každém prutu vyjma vnitřních diagonál a dolního pásu.

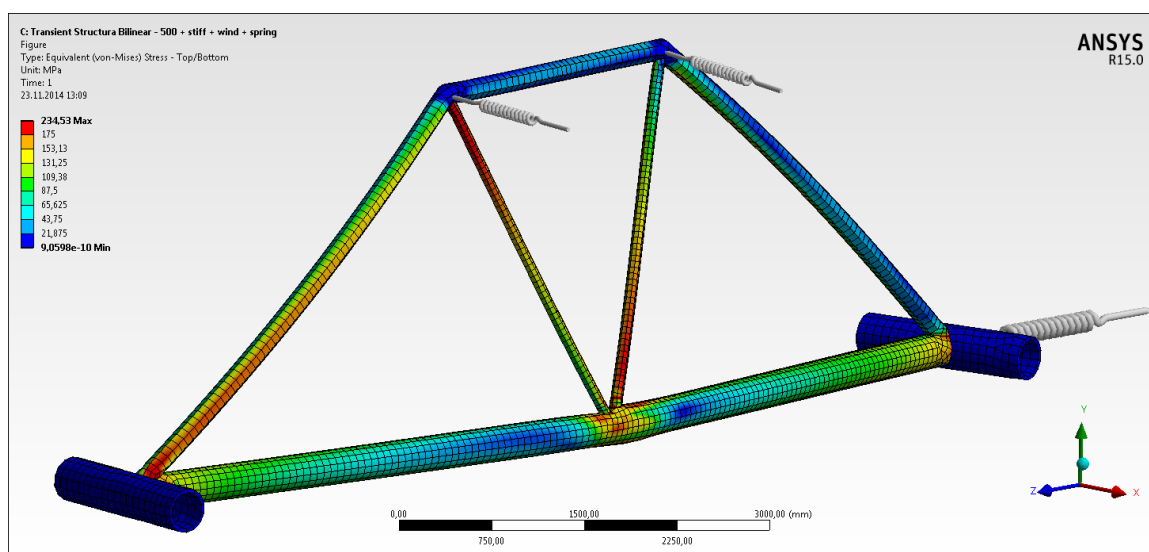
³² V místě připojení diagonál zavětrování na hlavní výztuze se normálová tlaková síla skokově zvyšuje, resp. snižuje.

Bohužel při bližším porovnání výsledků lze zjistit, jak je rozdíl kritických sil³³ pro globální ztrátu stability nepatrný, cca 100 kN.³⁴



Graf 4.15 Zatěžovací diagram modelovaného systému zavětrování kapsule. Varianta I – modře, Varianta II – červeně.

Významným faktorem samozřejmě budou síly vnesené do styčniců. Lze však předpokládat, že diagramy obou variant budou pouze posunuty, resp. zvětšeny nebo zmenšeny v závislosti na vnesené síle, avšak stále příznivěji dopadne varianta II.



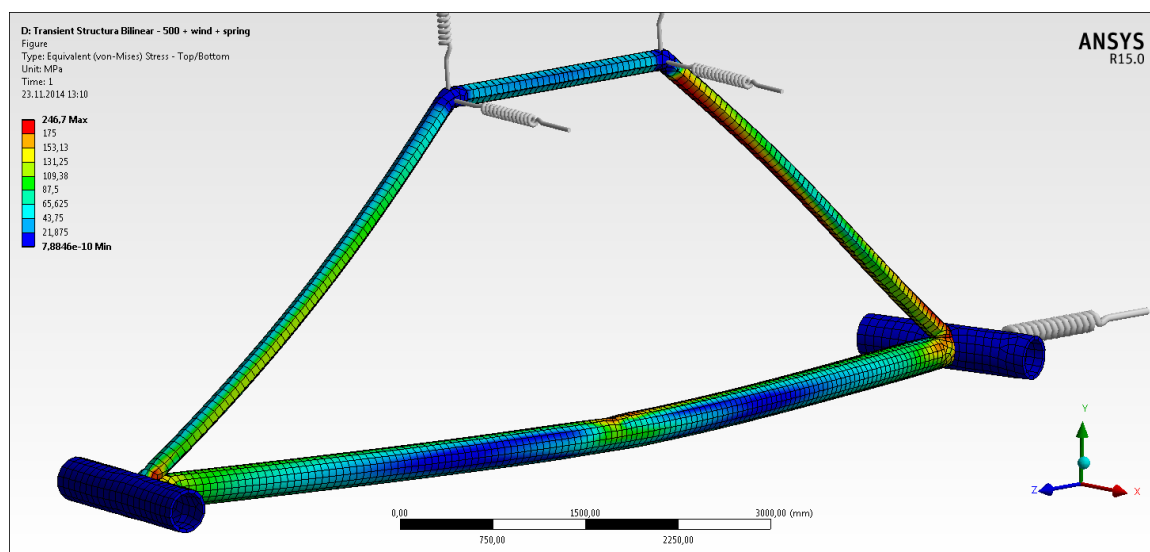
Obrázek 4.20 Varianta I – von Misesovo srovnávací napětí v okamžik ztráty stability. [ANSYS 15.0.7]

Vliv větru způsobil počáteční výchylku, díky které konstrukce v důsledku řízeného posunu podpory vybočila. Předpokládaná kritická síla bez vlivu větru je ovšem daleko větší. Při pouhém řízeném posunu podpory bez vlivu zatížení – silami ve styčnicích či větrem, došlo daleko dříve

³³ Nejedná se o sílu kritickou ve smyslu kritické síly prutu stanovenou dle Eulera. Kritickou silou je myšlena síla v podpoře, která je dosažena jako maximální v absolutní hodnotě na zatěžovacím diagramu grafu 4.15.

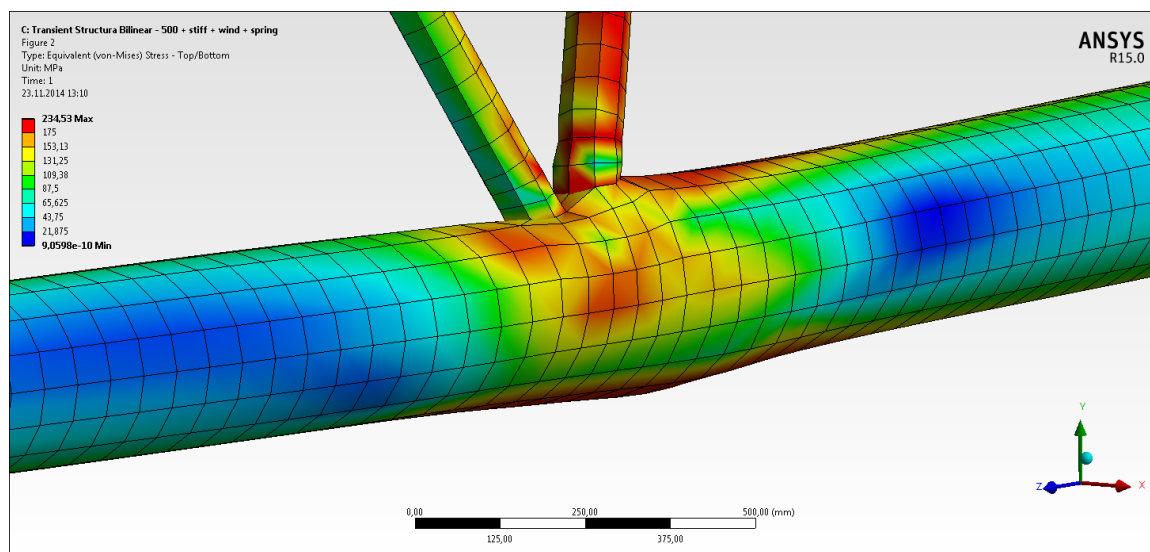
³⁴ Velikost tohoto rozdílu není korektním ukazatelem kvality systémů. Je silně závislý na externím zatížení vnášeném do konstrukce – specifické hodnoty jsou zde uváděny pouze pro úplnost a pro objasnění problematiky.

k porušení konstrukce lokálně v místech koncentrátorů napětí – spoje a zakončení trubek, než ke globálnímu porušení vzpěrem konstrukce.



Obrázek 4.21 Varianta II – von Misesovo srovnávací napětí v okamžik ztráty stability.
[ANSYS 15.0.7]

Vliv koncentrátorů napětí je rozhodující při posudku na únavu. Z obrázku 4.20 je zřejmé, že největšího napětí je dosaženo v oblasti spoje zavětrování kapsule a hlavní výztuhy – detailně na obrázku 4.22.

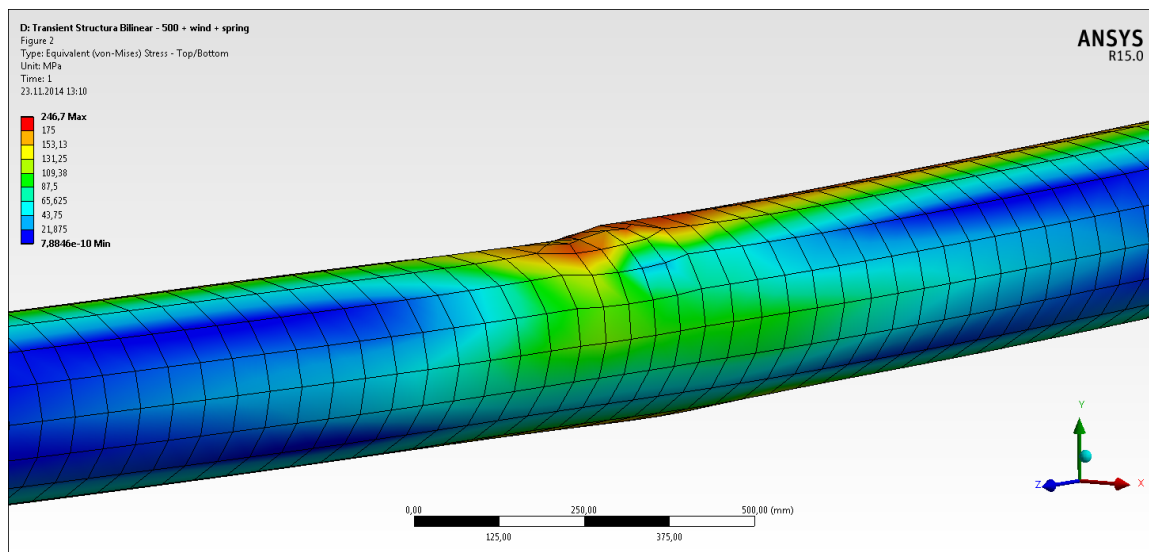


Obrázek 4.22 Varianta I – von Misesovo srovnávací napětí v oblasti spoje.
[ANSYS 15.0.7]

Oproti tomu z obrázku 4.21 je zřejmé, že největšího napětí je dosaženo v oblasti spoje hlavní výztuhy a hlavního nosného pásu. Pro porovnání je na obrázku 4.23 stejný detail jako na obrázku 4.22. Veškeré deformace jsou zvětšeny 5x.

I přes veškerou autorovu snahu najít rozhodující negativní vlastnost varianty modelu I, a tedy realizované soudobé konstrukce, se však toto nepodařilo. Testovány byly dále velice různorodé zatěžovací zkoušky včetně dynamických rázových či vlivu boulení stěn s implicitním poškozením – vždy však ku prospěchu klasické příhradové konstrukce, varianty I.

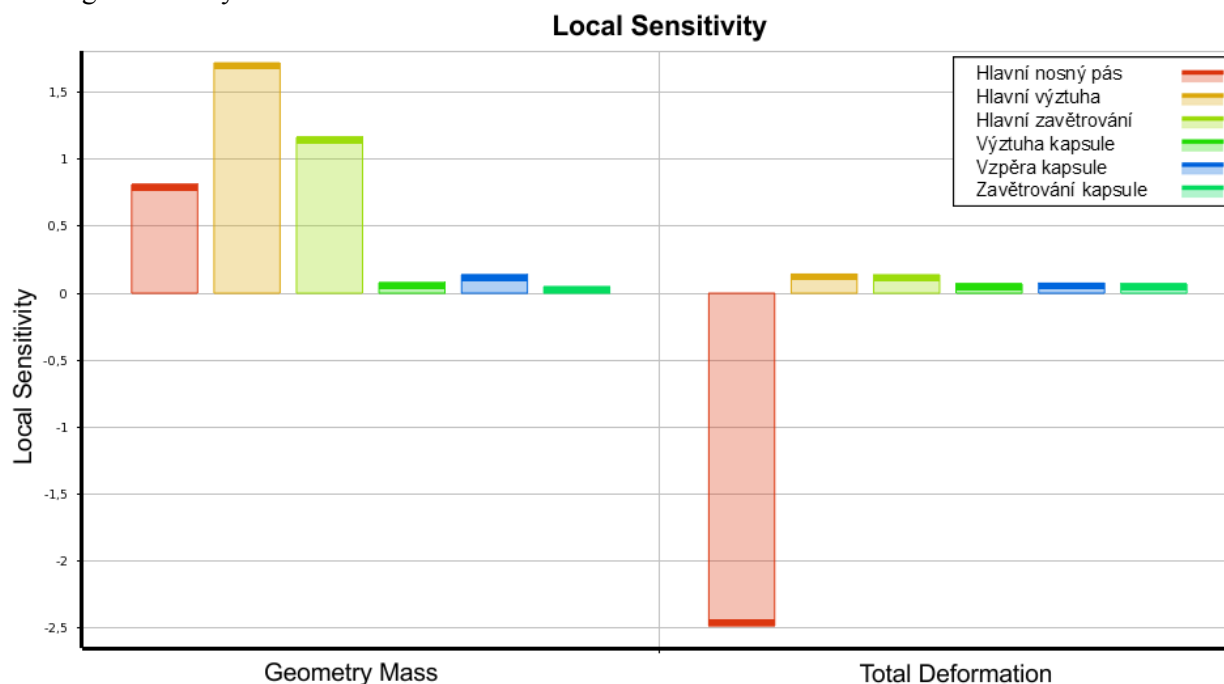
Ačkoliv prezentovaná zkouška došla k závěru, že varianta II přináší jistou rezervu v únosnosti systému, je nutné si uvědomit, že jednotlivá porušení nastala až v hodnotě 12 mm řízeného posunu. V reálné situaci by modelovaná zkouška vznikla velice nepravděpodobně, a proto celkové kladné hodnocení s přihlédnutím k dalším zkouškám připadá **variantě I**.



Obrázek 4.23 Varianta II – von Misesovo srovnávací napětí uprostřed prutu hlavní výztuhy.
 [ANSYS 15.0.7]

CITLIVOSTNÍ ANALÝZA

Graf citlivosti ve skutečnosti předkládá kvalitativní dopad jednotlivých získaných grafů odezvy v rámci vstupního oboru hodnot. Zjednodušeně řečeno – citlivostní analýza zobrazuje korelační závislosti sledovaných komponent. Vzhledem k tomu, že byla studována oblast závislosti hmotnosti a zároveň maximální deformace konstrukce, graf citlivosti bude mít dvě části. Postupně budou shrnuty obě závislosti a popřípadě doplněny o poznámky, které pramení z výše uvedených grafů odezvy.



Graf 4.16 Citlivostní analýza komponentů Londýnského oka.
 [ANSYS 15.0.7 Sensitivity analysis]

V levé části *grafu 4.16* jsou vyneseny citlivosti jednotlivých konstrukčních prvků vzhledem k hmotnosti konstrukce. V pravé části pak vzhledem k maximální deformaci konstrukce. Nutné je si uvědomit, jak byl vytvořen vstupní obor hodnot jednotlivých komponent. Ten spočíval v dostupnosti profilů na trhu, podmínkách splnění únosnosti a přiměřené deformaci³⁵. Prvky **primární tuhosti** (hlavní nosný pás, hlavní výztuha a hlavní zavětrování) byly masivnější, naopak prvky **sekundární tuhosti** (výztuha kapsule, vzpěra kapsule a zavětrování kapsule) byly subtilnější. Obory hodnot vnějších poloměrů profilů byly následující:

- Hlavní nosný pás – $R_o \in \langle 155; 300 \rangle \text{ mm}$
- Hlavní výztuha – $R_o \in \langle 105; 300 \rangle \text{ mm}$
- Hlavní zavětrování – $R_o \in \langle 80; 300 \rangle \text{ mm}$
- Výztuha kapsule – $R_o \in \langle 80; 150 \rangle \text{ mm}$
- Vzpěra kapsule – $R_o \in \langle 80; 150 \rangle \text{ mm}$
- Zavětrování kapsule – $R_o \in \langle 40; 100 \rangle \text{ mm}$

Výsledky citlivosti odezvy hmotnosti konstrukce na změnu vstupního parametru mohou být shrnuty do několika následujících bodů:

- Číslo citlivosti všech analyzovaných komponent je kladné (všechny sloupcové grafy jsou nad nulovou osou). Z toho plyne, že korelační čísla všech byla kladná. Jinými slovy – při zvyšujícím se profilu jednotlivých komponent vzrůstala hmotnost konstrukce. To není nic neobvyklého a téměř vždy je to logicky očekávatelné.
- V rámci daných oborů hodnot je zřejmé, že primární vliv na zvýšení hmotnosti konstrukce bude mít *hlavní výztuha a hlavní zavětrování*. Je to zejména z toho důvodu, že právě tyto nosné, respektive výztužné komponenty jsou na konstrukci rámu zastoupeny v největším rozsahu. Z toho vyplývá, že pokud se má rám odlehčit, je dobré začít šetřit materiálem³⁶ právě zde.
- Důležitost prvků sekundární tuhosti je zde nízká, ale není to z hlediska podružného zastoupení v počtu na konstrukci rámu. Tento efekt by byl jiný při změně oboru hodnot vnějších poloměrů trubek sekundární tuhosti³⁷. Jelikož ale není podstatný důvod ke zvětšení masivnosti profilů, může být aktuální obor hodnot zachován.

Výsledky citlivosti odezvy maximální deformace konstrukce na změnu vstupního parametru mohou být shrnuty do těchto bodů:

- Číslo citlivosti všech analyzovaných komponent je kladné s výjimkou čísla hlavního nosného pásu (všechny sloupcové grafy jsou nad nulovou osou kromě grafu hlavního nosného pásu). Z toho plyne, že korelační čísla všech byla kladná až právě na korelační číslo hlavního nosného pásu. Jinými slovy – při zvyšujícím se profilu jednotlivých komponent vzrůstala deformace konstrukce tak, jak vzrůstala její hmotnost. Tomu tak ovšem nebylo v případě hlavního nosného pásu. Ten se svou zvyšující se hmotností zvyšoval i celkovou tuhost rámu. Díky čemuž nastal podobný efekt jako u analýzy *High*

³⁵ Záměrem bylo zohlednění podmínek plynoucích z II. mezního stavu – použitelnosti. (Nadměrné průhyby, příliš nízká první vlastní frekvence – kmity atd.)

³⁶ Kvantitativně, nikoliv kvalitativně.

³⁷ Změna by se projevila v korelačním čísle. Změnou oboru hodnot nebo jeho prostým posunutím mohou být získány diametrálně rozdílné výsledky.

Roller, konkrétně *grafu 2.1*. Rám se stával tužší, z předepnutých lan se nevytrácelo vnesené počáteční předpětí a rám se jako celek tolik nedeformoval.

- Skutečnost, že jediný pozitivní vliv na deformaci vyvolanou gravitačním zrychlením má pouze hlavní nosný pás, reflektuje fakt, že pro minimalizaci této deformace se musí zapracovat právě na jeho profilu, spojích, stabilitě a odolnosti na vnější silové aspekty. Ať už se bude hovořit o únavovém namáhání, či lokálním kontaktním tlaku, vždy bude zásadou hlavní nosný pás nenarušit a zachovat jeho spojitost.

Velice jednoduše a efektivně byl posouzen vliv jednotlivých komponent či konstrukčních prvků rámu na jeho celkové chování. Díky parametrizaci a křivkám odezvy je nyní zřejmé, kterým konstrukčním částem bude potřeba věnovat větší pozornost a kterým naopak postačí běžné posouzení.

This page intentionally left blank.

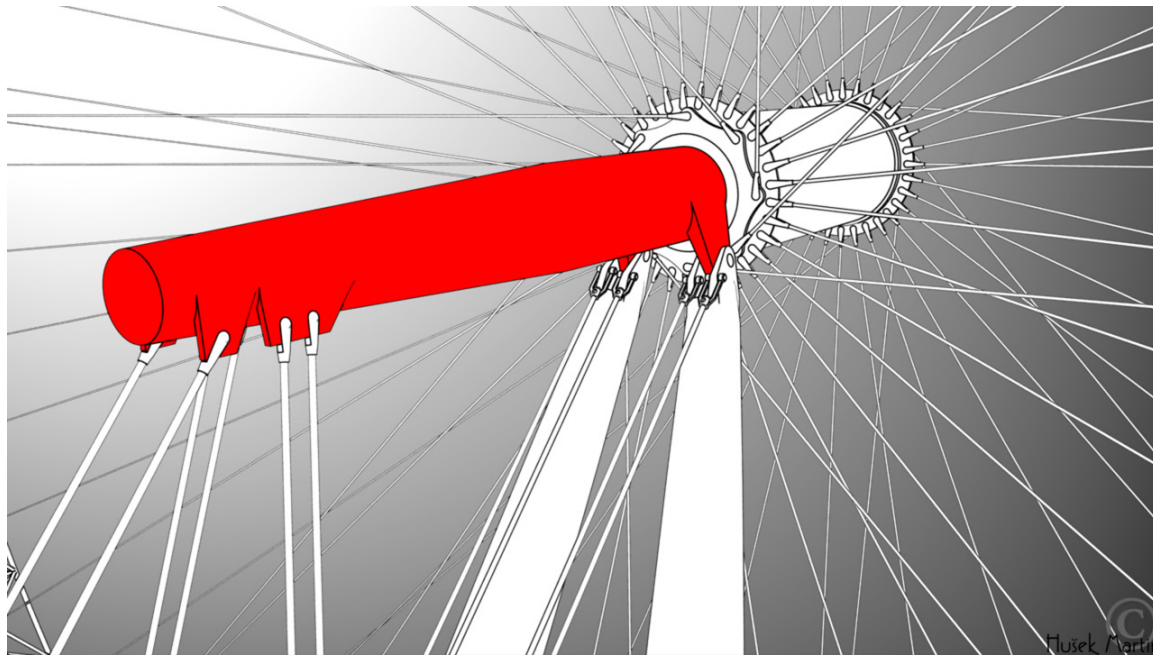
5. KONEČNOPRVKOVÝ MODEL

V předchozí kapitole byl proveden detailnější pohled na chování rámu Londýnského oka. Ačkoliv se doposud řešený matematický model, spadající do numerických metod konečných prvků, skládal výhradně z 1D prvků – v terminologii programu ANSYS také *Line Bodies*¹, v žádném případě nemůže být takto aproximován model zbylých částí konstrukce. Kompletní matematický model Londýnského oka tvořený konečnými prvky sestával z liniových, deskostěnových a prostoro-rových prvků. Pro samotný návrh a posouzení konstrukce byl použit program **RFEM** firmy Dlubal Software s.r.o., který byl vybrán především pro přítomnost zásuvných modulů, které jsou schopné efektivně posoudit jednotlivé konstrukční části dle platných norem. Pro modelování kontaktních, transientních a explicitních analýz a dále také optimalizačních úloh byl použit program **ANSYS** firmy ANSYS, Inc.

Pro lepší orientaci v textu bude nejprve model popsán po částech. Následně na již zkomponovaném modelu bude provedena série zatěžovacích testů. Aby byl dodržen spád a přehlednost čtení, nebude v této kapitole řešena každá analýza konstrukčních prvků. Ty budou popsány následně s analogicky se doplňujícím textem.

5.1. HŘÍDEL

Dlouhá 25 m, konzolově vykládá osu kola spolu s rámem a lany. Její tloušťka dosahuje v nejsilnějším místě až 300 mm. Byla svařena z osmi částí a váží necelých 300 tun. O výrobu se postarala plzeňská Škoda.

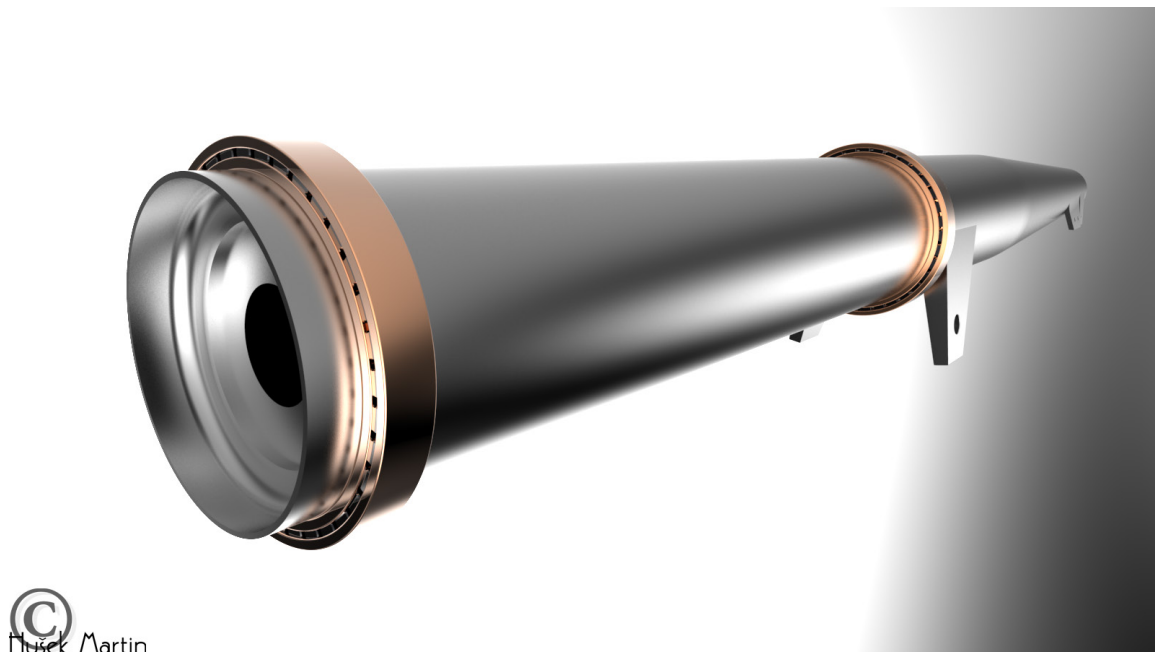


Obrázek 5.1 Pozice hřídele (červeně) v konstrukci Londýnského oka.

Tělo hřídele se ke svému konci kónicky zužuje. Délka zúžení je 9,5 m, přičemž zbylá část 15,5 m je konstantního průměru. Vnější průměr v nejužším místě hřídele měří 1,3 m, ve své delší části dosahuje vnějšího průměru 2,2 m. K tělu hřídele jsou přivařeny pomocné konstrukční prvky tak, aby pro tělo hřídele představovaly co nejmenší koncentrátor napětí – vrub. Tyto pomocné části

¹ Liniová tělesa. Charakteristiky potřebné, resp. teoreticky nutné pro spuštění výpočtu jsou pouze plocha průřezu a jeho centrální kvadratické momenty setrvačnosti, popřípadě jejich variace k natočeným osám průřezu.

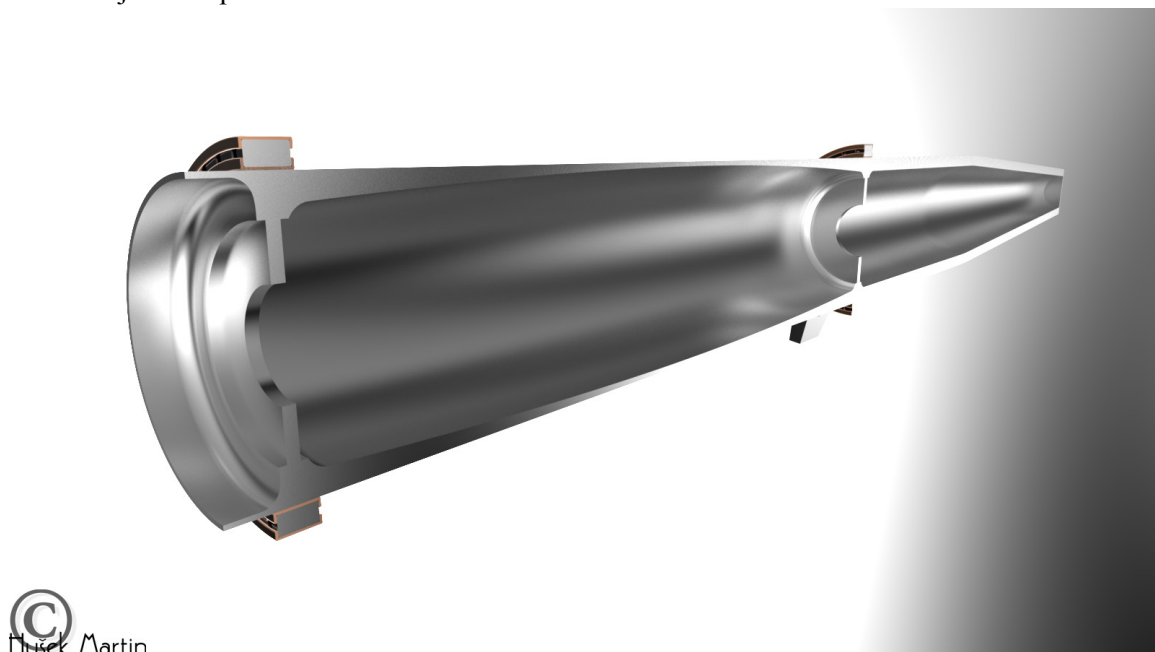
představují napojení na zbylé komponenty konstrukce – nejčastěji na kotevní lana tak, jak je patrné z obrázku 5.1. Hřídel je primárně namáhaná na ohyb, střih a kontaktní tlak. Z obrázku 5.2 je zřejmá pozice ložisek, které objímají tělo hřídele.



©
Hušek Martin

Obrázek 5.2 Vizualizace hřídele Londýnského oka s ložisky.

Ačkoliv tělo hřídele představuje pouze proměnný troubový profil, je lokálně doplněno o výztužná diafragma. To jednak pomáhá při řešení otázky lokálních tlaků, ale zároveň i při problematice boulení stěn. Samotný napěťový rozbor a analýza hřídele budou popsány v následujících kapitolách.



©
Hušek Martin

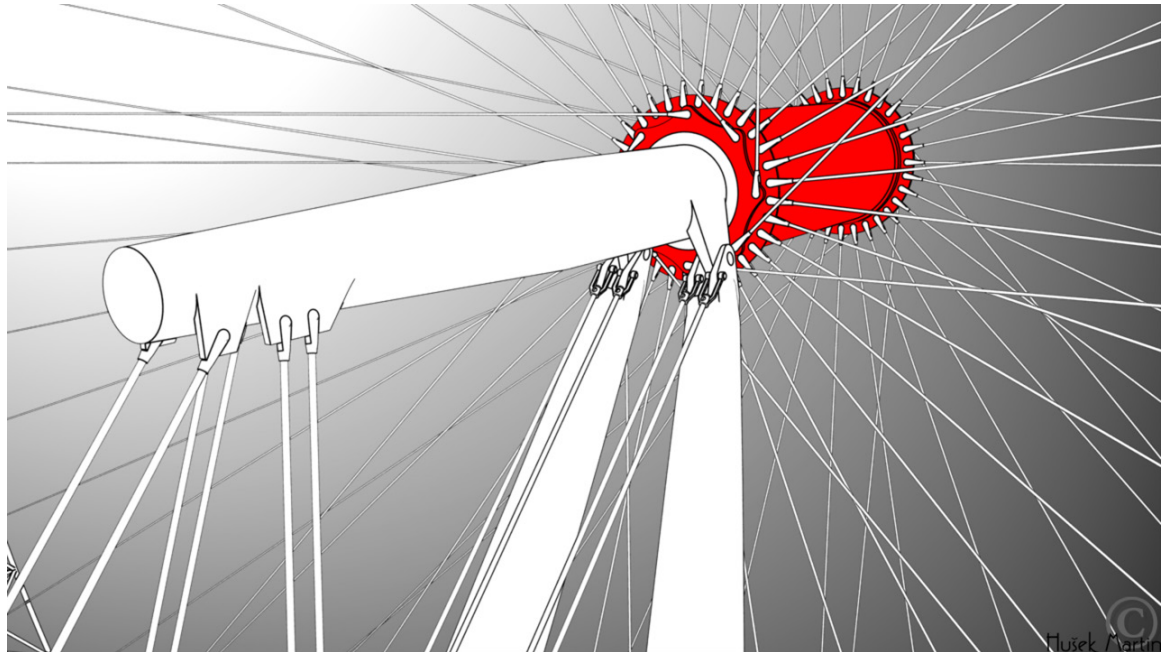
Obrázek 5.3 Řez hřídelí a ložisky Londýnského oka bez výztužného diafragma.

K tvorbě modelu byly použity deskostěnové prvky, které v sobě reflektovaly změny tloušťky hřídele. Ložiska modelována ovšem nebyla. Hřídel a osa byly spojeny dokonale tuhous stěnou. V modelu pro posudek dle norem šlo primárně o navržení konstrukce Londýnského oka

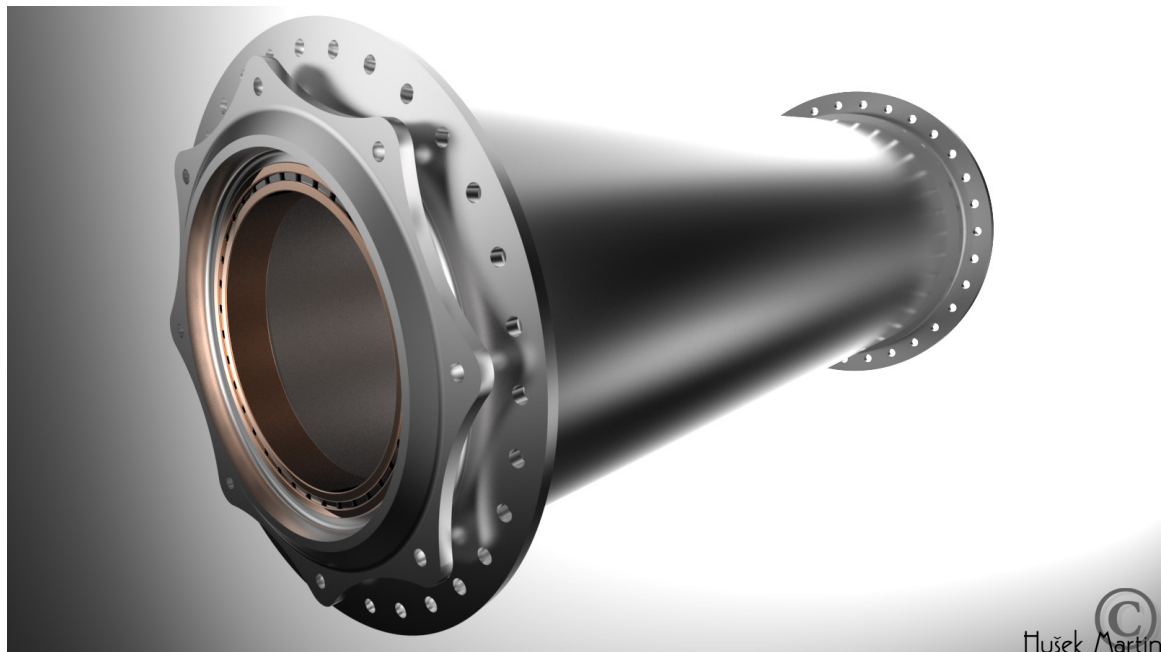
jakožto celku, z čehož by se získala vstupní data² pro následující atraktivnější analýzy. Ačkoliv formální posudky platných norem nepředstavují zamýšlený cíl této práce, jsou použity jako podklad a v krajním případě i jako stavební kámen následujících výpočtových modelů a výpočtů.

5.2. OSA

Dlouhá 10 m, na níž je uchyceno 80 předepnutých lan. Neustále v pohybu a v kontaktu s ložisky. Na *obrázku 5.4* je zřejmé, že tvoří srdce celé konstrukce. Při opomenutí složitého detailu uchycení lan a pomocných náběhů se jedná o dutý troubový profil vnějšího průměru 3,6 m.



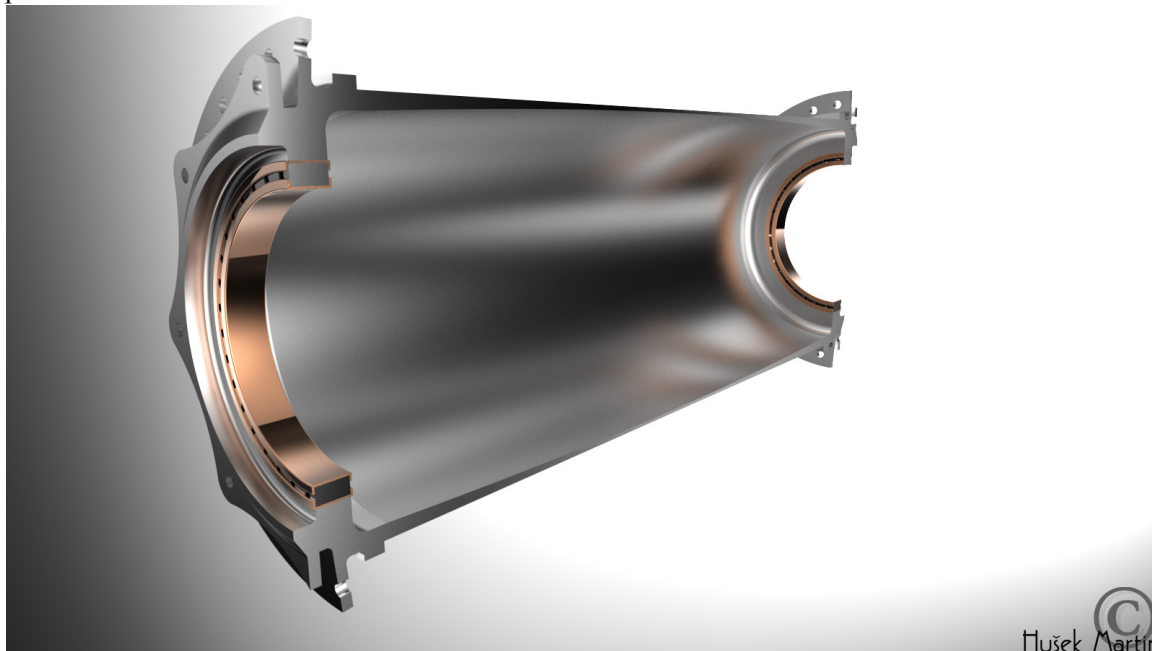
Obrázek 5.4 Pozice osy (červeně) v konstrukci Londýnského oka.



Obrázek 5.5 Vizualizace osy Londýnského oka s ložisky.

² Například právě zatěžovací obálka hřídele pro posudek kontaktní analýzy.

Ve svém nejsilnějším místě dosahuje tloušťky 150 mm. Modelována byla stejně jako hřídel deskostěnovými konečnými prvky, které zohledňovaly měnící se tloušťku stěny osy tak, jak je to patrné z *obrázku 5.6*.

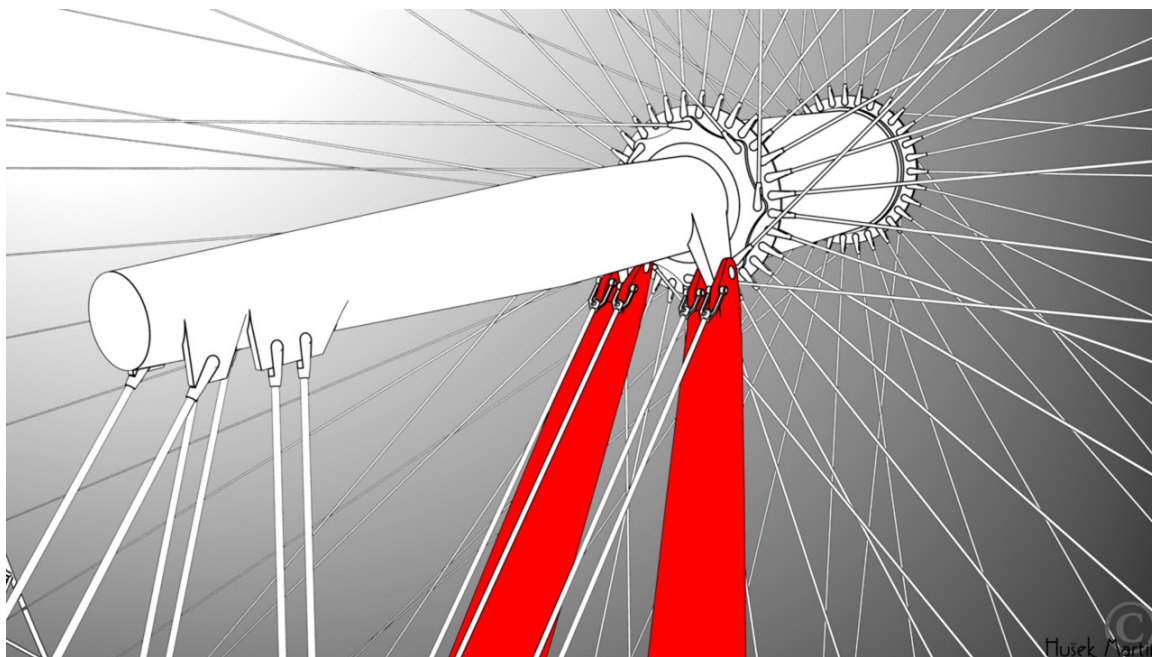


Obrázek 5.6 Řez osou a ložisky Londýnského oka.

Detailní perforace viditelná na *obrázku 5.5* modelována nebyla. Uchycení bylo realizováno pouhým připojením liniových konečných prvků k plošným prvkům sítě osy. Svázané byly pouze translační stupně volnosti. Rozdílné hloubky a vzdálenosti uchycení lan středových a tangenciálních vůči ose však zohledněny byly.

5.3. PODPĚRY

Se svou délkou 58 m tvoří jednostranné podepření hřídele, se kterou jsou kloubově propojeny. Z *obrázku 5.7* je patrné, že se jedná o čepový spoj.



Obrázek 5.7 Pozice podpěr (červeně) v konstrukci Londýnského oka.

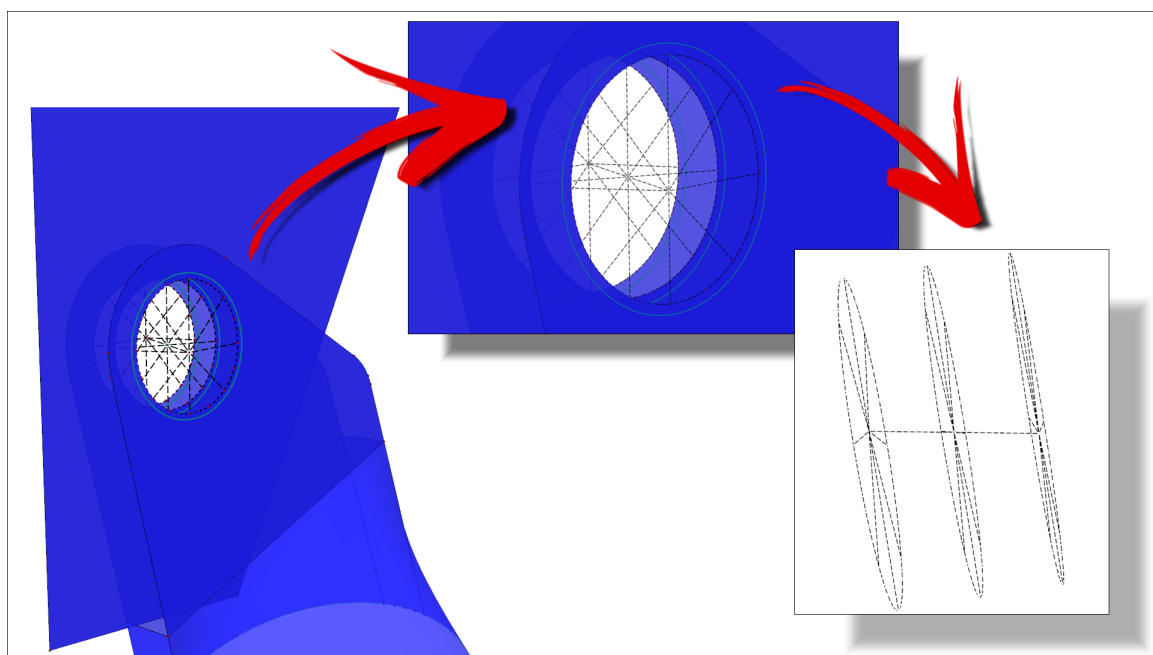
Tělo podpěr je tvořeno proměnným troubovým profilem vyztuženým diafragmaty dle [16]. Vnější největší průměr je 3 m. Ten se nachází v oblasti poloviny délky podpěr. Nejmenší vnější průměr je vždy v oblasti kloubových spojení a dosahuje 1,2 m, tloušťka stěn nepřesahuje 40 mm.

Z hlediska modelování konečnými prvky nebyl problém ve zpracování podpěr jako takových. Ty byly síťovány stejnými prvky jako výše zmíněná hřídel či osa. Problémem bylo, jak realizovat co nejjednodušeji čepový spoj.



Obrázek 5.8 Detail konstrukčního napojení hřídele na podpěry Londýnského oka.

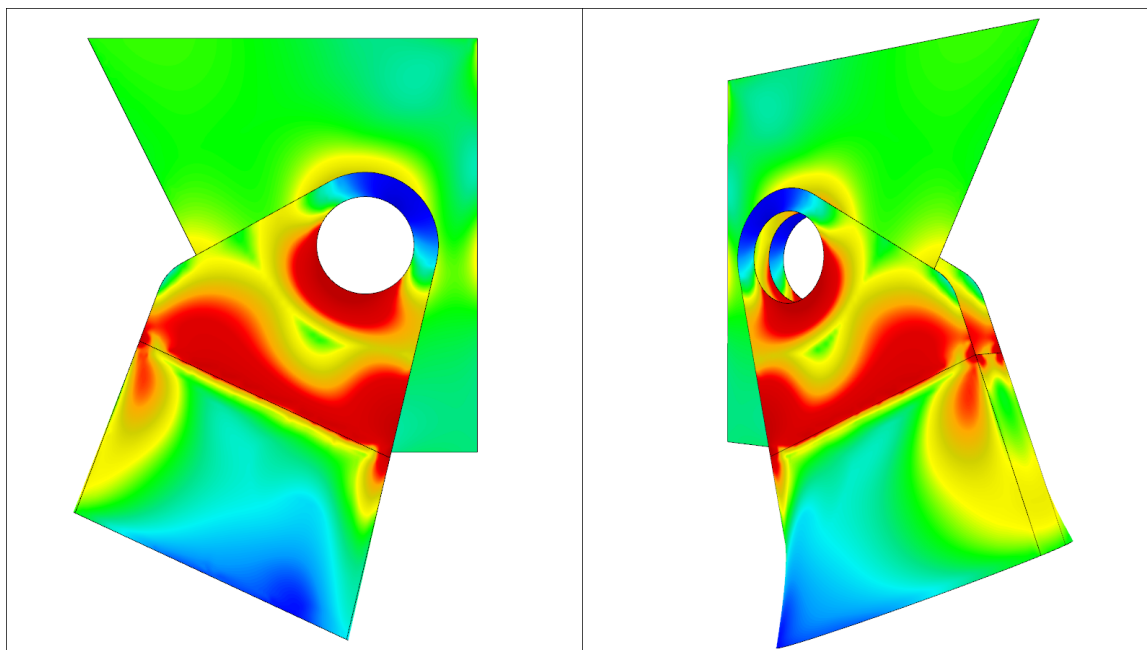
Z obrázku 5.8 je patrné geometrické uspořádání detailu kloubového napojení. Bohužel vzhledem k tomu, že konce podpěr, a tedy právě detail obrázku 5.8, je tvořen deskostěnovým typem konečných prvků rovněž jako konstrukce hřídele, nebylo možné realizovat spojení přímo³.



Obrázek 5.9 Vytvoření čepového spoje tuhými prvky.

³ Program RFEM neumožňuje zadat polohovou závislost nebo vytvoření vazeb sousedních ploch či otvorů.

Proto bylo využito, ačkoliv s vědomím jisté odchylky reálného spolupůsobení, tuhých prutů. Ty byly aplikovány, jak je zobrazeno na *obrázku 5.9*, jednak na hrany otvorů, ale i jako spojovací nýt či čep. Dva tuhé pruty, kterými bylo realizováno spojení hřídele a podpěry, měly na svém konci kloub odebírající z pevné vazby rotační stupeň volnosti kolem osy těchto tuhých prutů – orientace souřadných systémů jsou zřejmé z *obrázku 6.4, 6.5 a 6.6*. Ačkoliv takto vymyšlená konfigurace spoje vytváří v otvoru i tahové namáhání tam, kde by při modelování kontaktní analýzy vznikala volný prostor⁴, nebyl tento problém momentální věcí zájmu a mohl být opomenut. Na *obrázku 5.10* je pro zhodnocení správného fungování spoje vykresleno von Misesovo srovnávací napětí, přičemž červená barva zobrazuje oblast s nejvíce namáhanými částmi – oblast tlačného čepu. Modrá barva pak zobrazuje oblast využitou zanedbatelně málo. Středový fragment byl tlačěn směrem dolů mezi objímky, které jsou součástí podpěry tak, jak je tomu i u reálné konstrukce.



Obrázek 5.10 Verifikace spoje realizovaného tuhými pruty, zobrazeno von Misesovo srovnávací napětí. Modře – zanedbatelné namáhání, červeně – vysoké namáhání. [RFEM 5.04]

5.4. NOSNÉ PILÍŘE

Nejnižší uložená část výpočtového modelu – tím je myšleno, že plošné podepření bylo realizováno na spodní ploše nosných pilířů. Ačkoliv se pod nimi ještě nachází základová deska, vzpěrné trámy a série pilot, tak v případě výpočtu programem RFEM tyto další systémy byly opomenuty. Plošné podpory tak tvořily dokonale únosnou základovou půdu. Plocha, přes kterou se roznáší tlak dále do podloží, tedy do podpor, dosahuje přibližně 40 m². Výška pilíře samotná přesahuje 10 m a celkem se jedná o kubaturu 245 m³.

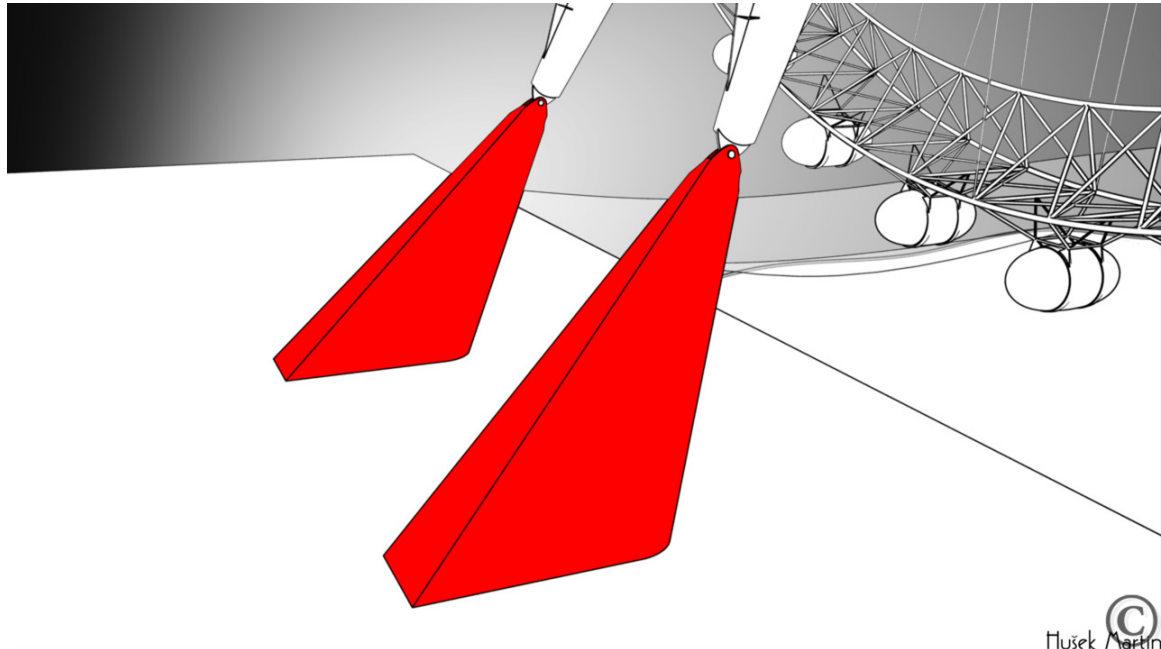
Z *obrázku 5.11* je zřejmá pozice nosných pilířů v modelu. Síťovány byly prostorovými konečnými prvky. K horní hraně pilířů jsou upnuty roznášecí ocelové botky, ve kterých je opět stejným způsobem tak jako na spoji s hřídelí, realizován čepový spoj tvořený tuhými pruty.

Nosné pilíře představují oproti zbytku modelu jinou skupinu materiálů. V reálném podání představují kombinaci vysokopevnostního betonu, betonářské výztuže a ocelových roznášecích podkladnic⁵. Ve výpočtovém modelu byl použit pouze prostý vysokopevnostní beton.

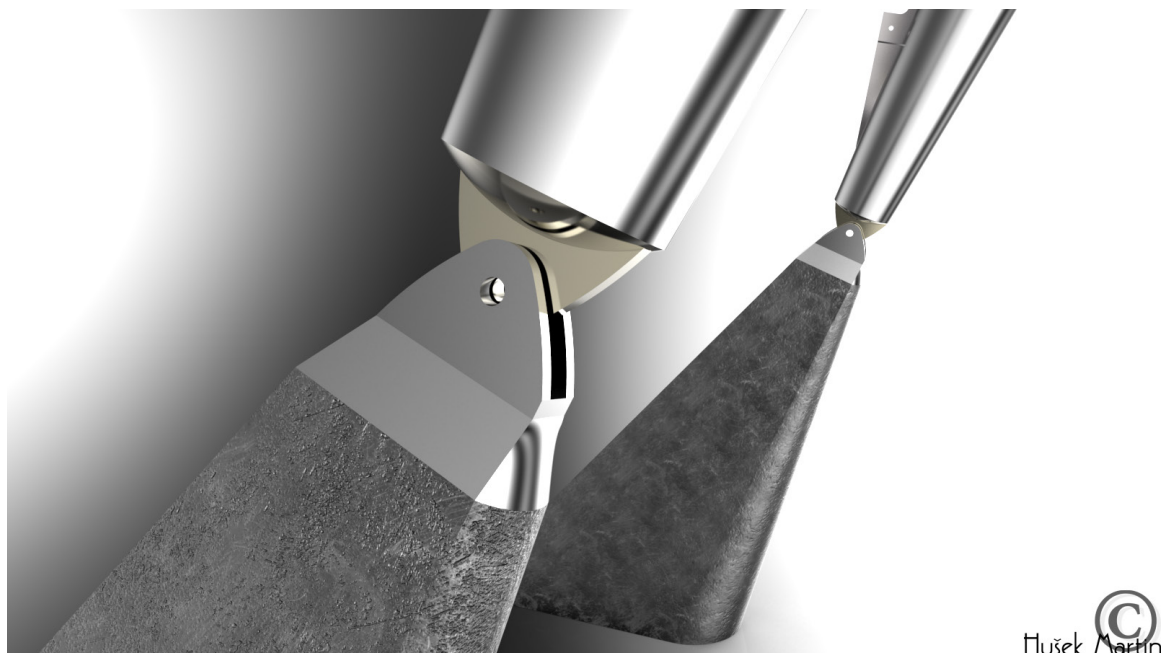
⁴ V programu ANSYS by se jednalo o stav označovaný jako „status OPEN (near-field), popř. (far-field)“.

⁵ Detail oblasti čepového spoje připomíná kotevní oblast předepnutých betonových dílců s aktivními kotvami.

Materiálové charakteristiky celého modelu jsou shrnuty na konci této kapitoly v *tabulce 5.1*. Ačkoliv se níže vizualizovaný detail může jevit jako elementární, ve skutečnosti se jedná o konstrukční prvek, kterému byla věnována mimořádná pozornost. V průběhu výstavby bylo celé Londýnské oko uchyceno pouze zde. Právě přes tyto masivní betonové pilíře bylo zdviháno z vodorovné do svislé polohy.



Obrázek 5.11 Pozice nosných pilířů (červeně) v konstrukci Londýnského oka.



Obrázek 5.12 Detail konstrukčního napojení nosných pilířů na podpěry Londýnského oka.

Nosné pilíře jsou posledním významným konstrukčním prvkem v celém modelu. Pro úplnost však budou uvedeny i zbylé, ačkoliv méně významné prvky, které posloužily v případě aplikace zatížení, vyhodnocování vlastních hodnot apod.

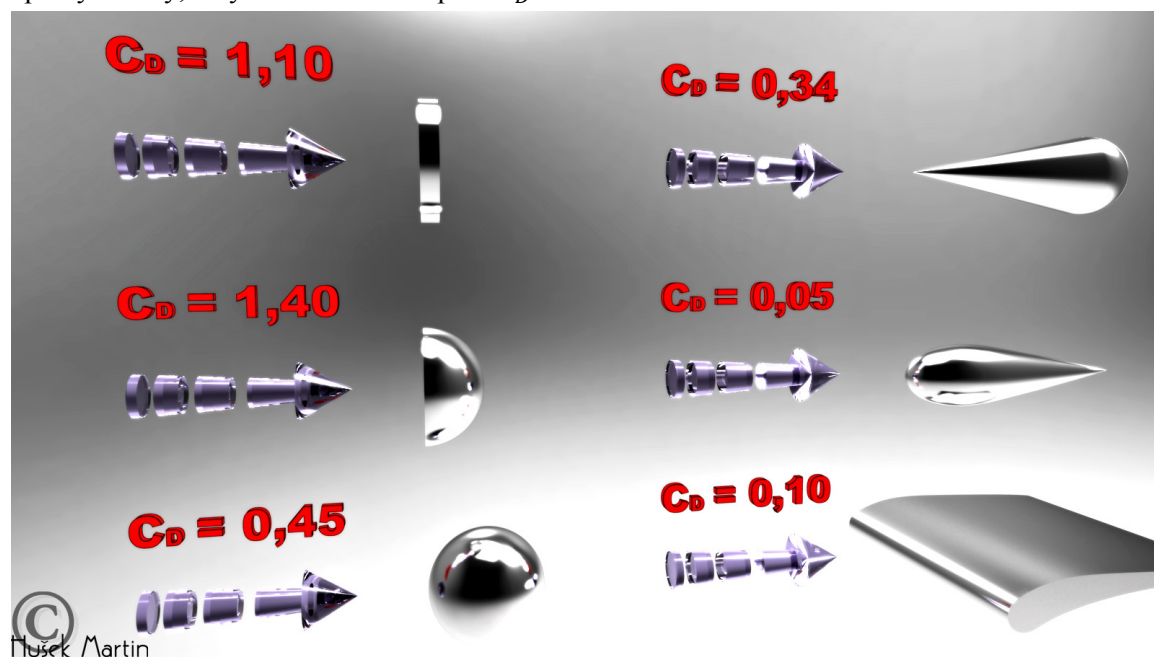
5.5. KABINY

32 kabin po deseti tunách. Délka každé z nich je 8 metrů, šířka 4 metry. Svým tvarem připomínají lékařské kapsule, geometricky pak elipsoid. Tvar není ovšem prací architekta, nýbrž Newtonovým zákonem odporu. Při pohybu tělesa klade prostředí odpor proti jeho pohybu. Při nízkých rychlostech je odporová síla relativně malá a je považována za přímo úměrnou rychlosti pohybu. Při vyšších rychlostech však odporová síla vzrůstá s druhou mocninou rychlosti. Tvzení může být zapsáno rovnicí (5.1).

$$F = C_D \cdot \frac{1}{2} \rho v^2 \cdot S \quad (5.1)$$

kde F udává velikost odporové síly, ρ hustotu tekutiny, ve které se těleso pohybuje, v pak rychlost pohybujícího se tělesa, S plochu tělesa, která má efektivní dopad na velikost odporové síly⁶ a nakonec bezrozměrný součinitel odporu C_D , někdy také aerodynamický koeficient, který vyjadřuje aerodynamickou čistotu obtékaného tělesa⁷.

Pokud tedy bude zkoumáno těleso specifických rozměrů, konkrétně kabina Londýnského oka, s uvážením, že je v klidu a nehýbe se – hodnota vztahu $\frac{1}{2} \rho v^2$ pak vyplývá z vlivu okolního prostředí⁸. Velikost odporové síly pak může být ovlivněna tvarem a kvalitou provedené povrchové úpravy kabiny, tedy součinitelem odporu C_D .



Obrázek 5.13 Vliv tvaru tělesa na velikost aerodynamického koeficientu.

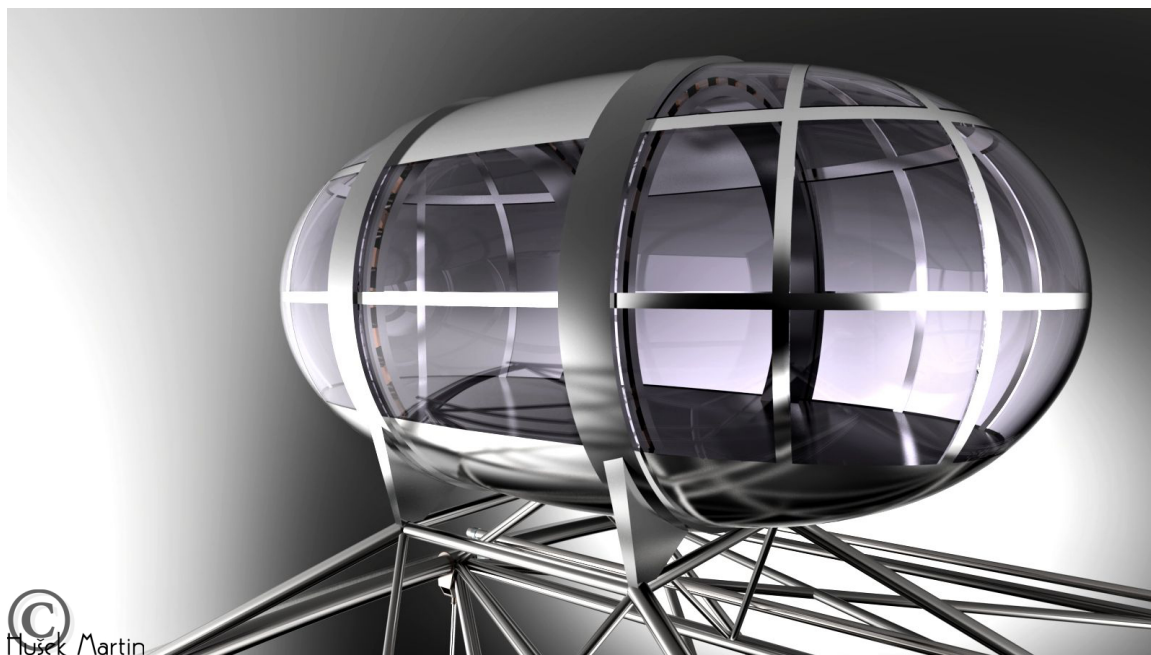
Na obrázku 5.13 je několik příkladů těles, které mají stejnou povrchovou úpravu – leštěný kov, ale liší se právě svým tvarem. Šipka znázorňuje směr proudění vzduchu. Tělesa jsou nehybná a nedeformovatelná. Polokoule v levé části obrázku je navíc dutá – z velikosti součinitele odporu pak vyplývá, že se jedná o velice strategický tvar plachty.

⁶ Například plocha interiéru jedoucího vozidla nemá vliv na změnu velikosti síly odporu.

⁷ Tvar a kvalitu povrchu tělesa.

⁸ Lokální klimatické podmínky – zejména vlhkost vzduchu, jeho rychlost a vztah k laminárnímu či turbulentnímu proudění.

Oproti tomu v pravé části obrázku jsou tělesa daleko benevolentnější k nerušenému pohybu proudnic. Těchto tvarů se využívá zejména v letectví, automobilovém průmyslu, ale také ve stavitelství tam, kde je potřeba minimalizovat účinky větru. Takto by se dal ospravedlnit tvar *kapsulí Londýnského oka*.



Obrázek 5.14 Vizualizace kabiny Londýnského oka.

Kabiny jsou uchyceny k rámu přes nosnou konstrukci, která je de facto tvořena pouze dvěma ložisky s konstrukčními prvky pro napojení do styčnicku. O udržení kabin v horizontální poloze se stará elektromotor, který je situován pod podlahou kabin.

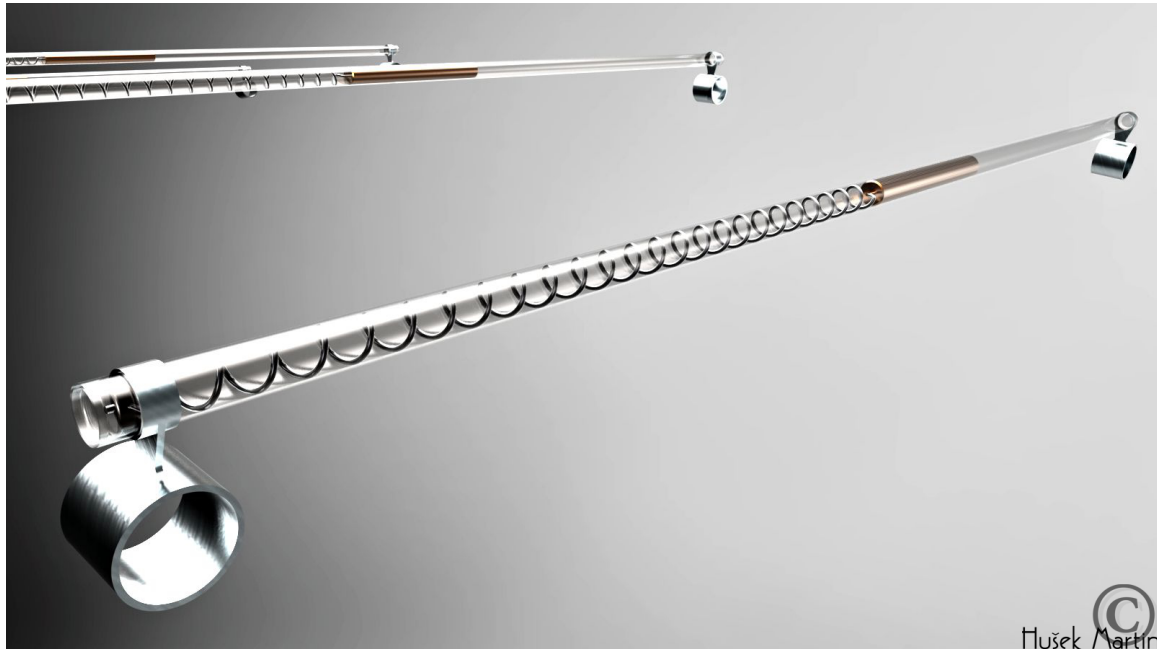
Ve výpočtovém modelu nebyla modelována komplexní struktura ocelového ztužujícího koše kabin, ani ložiska či tvarované skleněné tabule. Tvar samozřejmě kopíroval skutečný vzhled kabin, a to z důvodu aplikování zatížení, zejména pak pro lepší zadávání účinku větru. Jednalo se o tuhé deskostěnové konečné prvky, které byly tak jako na *obrázku 5.14* uchyceny k rámu Londýnského oka. V každé kapsuli byla navíc ve spodní části přidána balastní hmota symbolizující elektromotor.

5.6. TLUMIČE

Londýnské oko je pokryto množstvím tlumičů nebo lépe dynamickými pohlcovači kmitání – ať už přímo na předepnutých lanech, v oblasti motorů, nebo v oblasti pod kabinami. Ve výpočtovém modelu pro zhodnocení statické analýzy ovšem vystupovaly pouze ty v oblasti kabin. Ve svém principu se jedná o vcelku masivní trubky s dodatečně implementovanou balastní hmotou v každé z nich, uchycenými po obvodu rámu na hlavním nosném pásu v celkovém počtu 64 kusů.

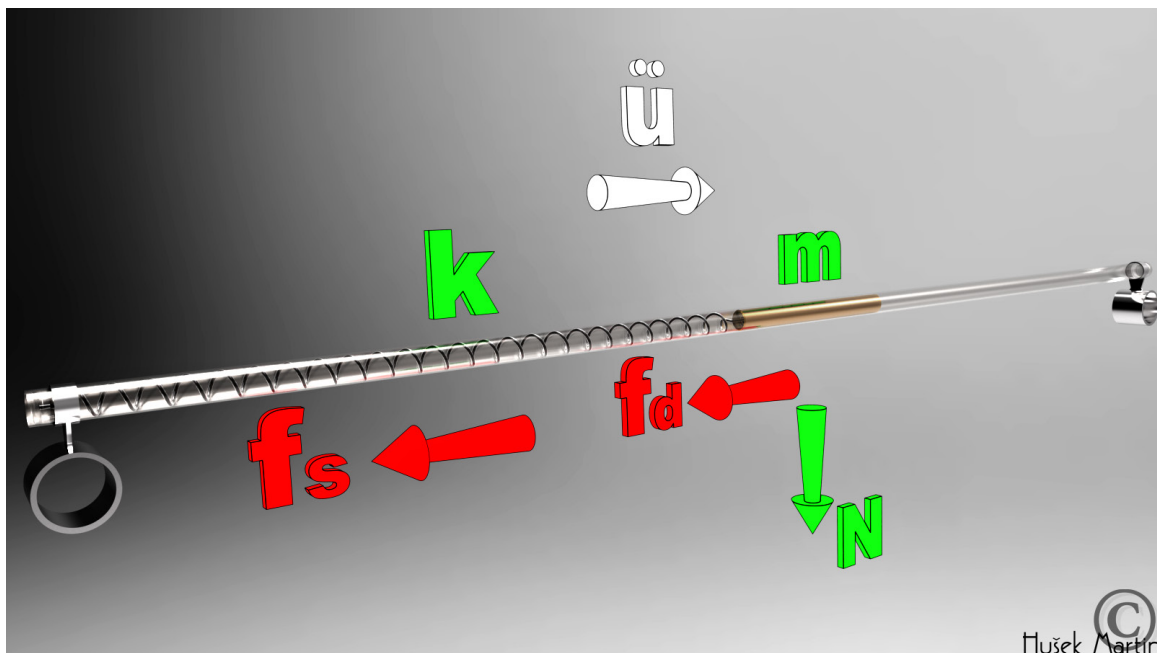
Tělo tlumičů bylo modelováno prostými 1D konečnými prvky, obsahujícími veškeré stupně volnosti. Upnutí těchto tlumičů bylo realizováno skrze tuhé pruty. Vždy po jednom na obou koncích těl tlumičů, kvůli vystižení excentrického připojení tak jako na reálné konstrukci rámu. Vazba vždy mezi jedním tuhým prutem a tělem tlumiče postrádala závislý posun v jejich kolmém směru. Myšlen je zejména prokluz těla tlumiče ve své podélné ose tak, aby v něm nevznikaly normálové síly vzhledem k tomu, že vzpěrné vybočení by postihlo funkčnost tlumiče samotného. Spojky a koncept tlumiče je na *obrázku 5.15*. Vychází z původního návrhu – pružinového pohlcovače.

Pohlčovač jakožto soustava s jedním stupněm volnosti, je představován hmotou, pružným a tlumícím členem. Tato soustava se připojí k původní soustavě v místě co největší amplitudy tak, aby mohla kmitat v tomtéž směru jako sledovaná konstrukce. Při správném návrhu tato připojená soustava je rozkmitávána pohybem svého přípojného bodu v opačné fázi proti bodu na konstrukci, a vytváří tak jakousi *dynamickou podporu* fungující právě při této frekvenci kmitání. [17]



Obrázek 5.15 Vizualizace dynamických pohlčovačů kmitání Londýnského oka.

Ve svém prvotním konceptu tlumící člen spočíval pouze v třecí síle, která se vytvářela při pohybu balastní hmoty ve vodící dráze – tělu tlumiče. Velikost balastní hmoty bude popsána v kapitole zatížení. Bez těchto tlumičů byla ve fázích návrhu studie uváděna předpokládaná výchylka kabin 1,5 metru kolmo k rovině rámu při standardních povětrnostních podmínkách anglického počasí. V krátkosti bude popsán princip takového tlumiče, který je schematicky zobrazen na obrázku 5.16.



Obrázek 5.16 Matematické pozadí pružinových pohlčovačů.

V obrázku 5.16 představuje \ddot{u} druhou derivaci posunu podle času⁹ neboli složku zrychlení ve směru šipky [ms^{-2}], k značí tuhost či pérovou konstantu – tedy sílu, která působí na vychýlenou hmotu v jednotkové vzdálenosti od rovnovážné polohy [Nm^{-1} , $kg s^{-2}$], m hmotnost tělesa [kg].

Další uvedené pak představují komponenty potřebné pro sestavení silového diagramu a následně pohybových rovnic. Síla N je prostým vyjádřením tíhy [N , $kgms^{-2}$], přičemž g je gravitační¹⁰ zrychlení [ms^{-2}]. Síla f_s vzniká deformací¹¹ pružiny o tuhosti k [N , $kgms^{-2}$] a síla f_d pak představuje odpor balastní hmoty proti uvedení do pohybu [N , $kgms^{-2}$].

$$N = mg \quad (5.2)$$

$$f_s = ku \quad (5.3)$$

$$f_d = u_k N \quad (5.4)$$

Kde u_k je součinitel suchého (Coulombovo) tření [-]. Následně lze sestavit pohybové rovnice.

$$m\ddot{u} = -f_s - f_d \quad (5.5)$$

Síla f_d je však závislá na směru pohybu. Pohybové rovnice tak platí jen při splnění podmínek.

$$m\ddot{u} = -ku - u_k mg \quad \ddot{u} > 0 \quad (5.6)$$

$$m\ddot{u} = -ku + u_k mg \quad \ddot{u} < 0 \quad (5.7)$$

Obecným řešením rovnic (5.6) a (5.7) lze získat dle [18]

$$u_{(t)} = A \cos(\omega_n t - \alpha) - \frac{1}{2}C \quad \ddot{u} > 0 \quad (5.8)$$

$$u_{(t)} = A \cos(\omega_n t - \alpha) + \frac{1}{2}C \quad \ddot{u} < 0 \quad (5.9)$$

Kde A udává amplitudu [m], t čas [s], α fázový posun určující polohu kosinusoidy na začátku pohybu [rad] a ω_n pak vlastní úhlovou frekvenci [s^{-1}] častěji [$rad s^{-1}$], pro kterou platí rovnice (5.10).

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (5.10)$$

Konstanta velké C [m] může být vyjádřena jako

$$C = \frac{2u_k mg}{k} \quad (5.11)$$

Bohužel rovnice (5.8) a (5.9) nemohou představovat řešení pohybových rovnic bez následné modifikace. Je to především důsledek dvou komplikací. Pokud A představuje jediné číslo,

⁹ Tečka nad symbolem bude v následujících rovnicích značit první derivaci podle času, dvě tečky druhou derivaci podle času, tři tečky třetí derivaci podle času atd.

¹⁰ Obecně se může jednat o jakýkoliv typ zrychlení, například o dostředivé zrychlení.

¹¹ Protážením či stlačením.

pozice funkce je nespojitá v každém bodě obratu. Kromě toho, pokud je A konstantní pro celý pohyb, amplituda se nikdy nesníží.

To, co obecné řešení představuje¹², je skupina řešení. Každý vyjádřený člen řešení je pak platný od bodu obratu¹³ a každý z nich má svou vlastní hodnotu A . Z tvaru obecných řešení je zřejmé, že mezi jednotlivými krajními polohami vzdálenými o půl periody je pohyb harmonický se skokově posunutým středem.

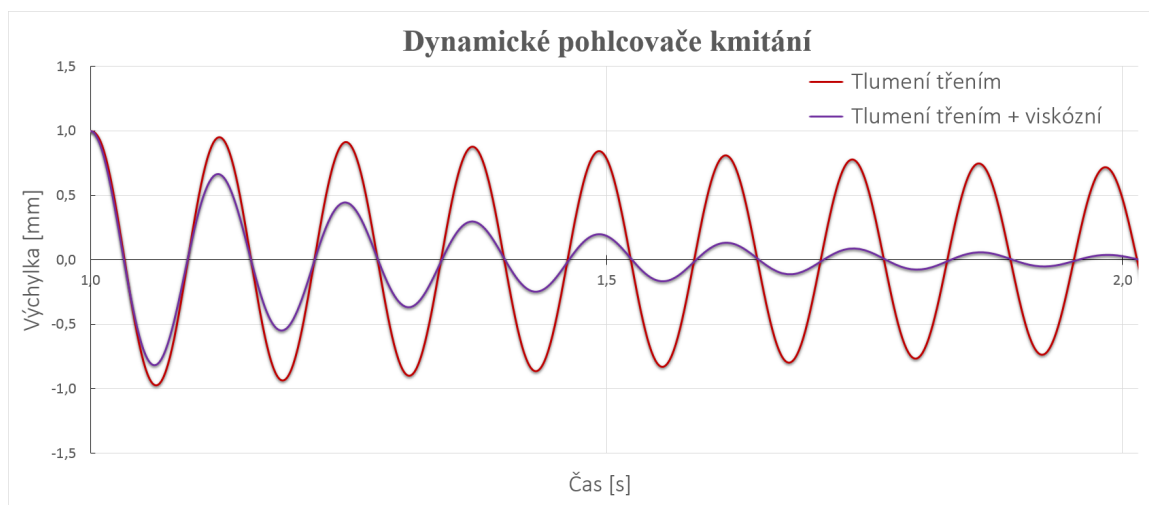
Počáteční podmínky v každém bodu obratu stanoví amplitudu a fázi posunu pro následující vzdálenost půl periody. Řešení pohybové rovnice (5.5) je konstruováno po částech z požadavků, že poloha hmoty $u(t)$ je spojitou funkcí času.

Odvození rovnic lze dohledat v [18]. Pro úplnost je v rovnicích (5.12) a (5.13) napsán výsledný vztah pro velikost amplitudy v každém bodu obratu¹⁴, kde právě n představuje n -tý obrat v diagramu a amplituda A_0 její počáteční hodnotu.

$$A_{n+1} = A_n \pm C \quad (5.12)$$

$$A_n = A_0 \pm nC \quad (5.13)$$

Fyzikální interpretace rovnice (5.12) je, že amplituda následujícího bodu obratu je vždy snížena o hodnotu C . Rovnice (5.13) nastavuje konzervativní horní mez indexu n , protože A_n musí být kladné pro každé sudé n a inverzně záporné pro každé liché n . Matematicky lze obě rovnice doplnit o vstupní podmínky funkce *signum*.



Graf 5.1 Porovnání tlumení vlivem tření (červeně) a tlumení vlivem tření s přídavným viskózním tlumením (fialově).

Z grafu 5.1¹⁵ je zřejmý charakteristický rys tlumení vyvolaného smykovým třením – lineárně klesající amplituda. Obdobně je zřejmá efektivita přídavného viskózního tlumení, kde se amplituda snižuje exponenciálně. Nicméně při vhodném naladění tlumiče bez vlivu viskózního členu (velikost tření, hmotnost balastní hmoty, tuhost pružin a poloha tlumiče na konstrukci) může být navozen obdobně efektivní způsob tlumení.

¹² Rovnice (5.8) a (5.9).

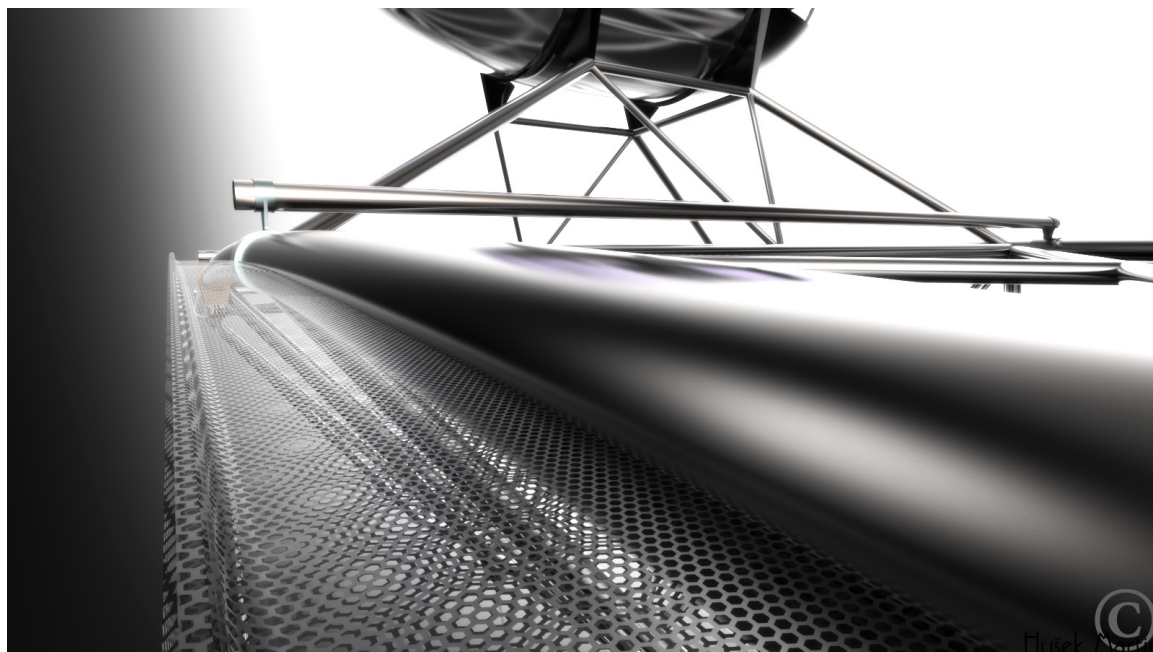
¹³ Viz diagram na grafu 5.1.

¹⁴ Samozřejmě musí být uváženo znaménko amplitudy a tedy, zda se jedná o rovnici (5.8) nebo (5.9).

¹⁵ Graf 5.1 nevychází ze souvislosti s Londýnským okem. Graf byl vytvořen na jednoduchém jednostupňovém modelu pouze za účelem interpretace rozdílu a efektivitu různých tlumících členů.

5.7. VODÍCÍ PÁS

Jak bylo zmíněno na začátku *kapitoly 4*, Londýnské oko je v pohybu díky pojezdu pneumatikových kol, které jsou i s motory stacionárně na jednom místě ve spodní části konstrukce Londýnského oka. Kola jsou podobná těm, která se běžně používají na automobilech. Nepojíždějí ovšem rám přímo. Pojíždějí vodící pás, který neplní další funkci. Jedná se o povrchově upravený profil tvaru T tak, jak je vidět na *obrázku 5.17*, resp. *obrázku 5.19*.



Obrázek 5.17 Vizualizace vodícího pásu pojezdu a dynamického pohlcovače kmitání Londýnského oka.

Ve výpočtovém modelu byl vodící pás modelován 1D konečnými prvky, které byly vytvořeny tak, že prvky sítě *hlavního nosného pásu* byly duplikovány, přičemž jim byla navíc vnesena excentricita a průřezové charakteristiky, odpovídající profilu vodícího pásu. Tímto bylo dosaženo dokonalého spřažení, které symbolizuje podélné svary tak, jako je tomu u reálné konstrukce Londýnského oka.

Otázkou však bylo, zda vodící pás do výpočtového modelu vůbec zahrnout. Z *obrázku 5.17* je patrné, že takto navařený T profil bude na hlavní nosný pás působit excentricky, a to v tom smyslu, že ho bude nejen přitěžovat, ale i kroutit. Jeho vliv se však také promítá do tuhosti konstrukce rámu a bylo by tak nevhodné nevyužít tohoto spolupůsobení. Na stranu bezpečnou by bylo modelovat vodící pás jako pouhé přídavné zatížení. Autor se však rozhodl využít možnosti spolupůsobení těchto prutových prvků, a tedy zahrnout tuhost vodícího pásu do globální matice tuhosti.

5.8. MATERIÁLOVÉ CHARAKTERISTIKY

Ačkoliv by byla ve výpočtu možnost použití materiálů s konstitutivními vztahy¹⁶ nelineárními, a to myšleno i použití tahového změkčení¹⁷ nebo různých funkcí porušení¹⁸, bylo od tohoto upuštěno, a to zejména pro získání dobré stability výpočtu.

¹⁶ Rovnice popisující závislost mezi napětím a deformací.

¹⁷ Pozn. autora: V překladu „Tensile Softening“.

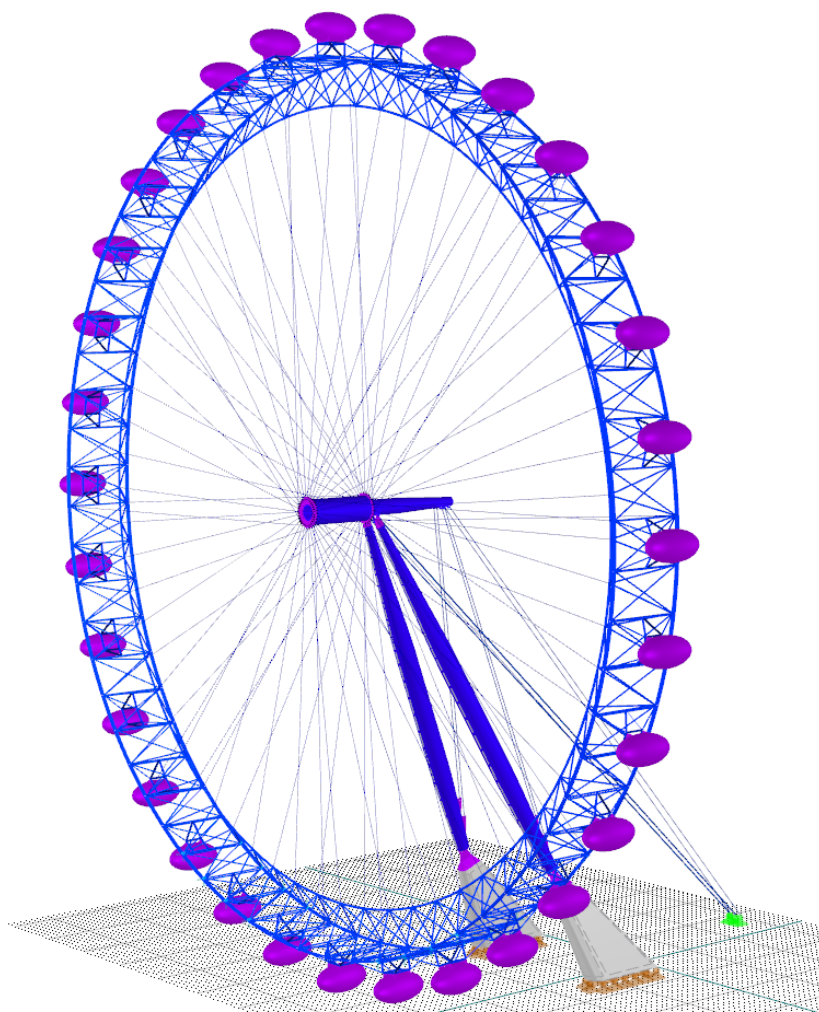
¹⁸ Pozn. autora: V překladu „Fracture Criterion“.

V *tabulce 5.1* lze pak získat přehled, jaké typy a parametry materiálů byly použity pro konkrétní části výpočtového modelu.

ČÁST MODELU	OZNAČENÍ MATERIÁLU	MATERIÁLOVÝ MODEL	MODUL PRUŽNOSTI	POISSONŮV SOUČINTEL	MĚRNÁ TÍHA
Kabiny ¹	–	Dokonale tuhý	∞ Pa	–	78,5 kNm ⁻³
Pruty rámu	ocel S355 ²	Izotropní lineárně elastický	210 GPa	0,3	78,5 kNm ⁻³
Rámová lana	MTG Systems ³	Izotropní lineárně elastický	165 GPa	0,3	82,5 kNm ⁻³
Kotevní lana	MTG Systems ³	Izotropní lineárně elastický	165 GPa	0,3	82,4 kNm ⁻³
Osa	ocel S460	Izotropní lineárně elastický	210 GPa	0,3	78,5 kNm ⁻³
Hřidel	ocel S460	Izotropní lineárně elastický	210 GPa	0,3	78,5 kNm ⁻³
Ložiska	–	Dokonale tuhý	∞ Pa	–	78,5 kNm ⁻³
Podpěry	ocel S355	Izotropní lineárně elastický	210 GPa	0,3	78,5 kNm ⁻³
Roznášecí ocel pilířů	–	Dokonale tuhý	∞ Pa	–	78,5 kNm ⁻³
Nosné pilíře	beton C70/85	Izotropní lineárně elastický	41 GPa	0,2	25,0 kNm ⁻³
Spojovací čepy ⁴	–	Dokonale tuhý	∞ Pa	–	78,5 kNm ⁻³

1 Kabiny jsou kombinací oceli a skla. Hmotnost kabiny 10 t však byla zachována, viz *kapitola 6.2*.
2 Materiál prutů hlavního nosného pásu – ocel S460
3 Macalloy-Tensotec Galvanised Cable Systems.
4 Viz *kapitola 5.3 obrázek 5.9*.

Tabulka 5.1 Materiálové vlastnosti výpočtového modelu.



Obrázek 5.18 Pohled na výpočtový model v programu RFEM firmy Dlubal Software s.r.o.

5.9. PODEPŘENÍ MODELU

V případě celkové statické analýzy programem RFEM se podepření realizovalo velice jednoduše. Podepření Londýnského oka bylo provedeno třemi základními typy možných podepření, které RFEM nabízí. Konkrétně použité byly následující:

- uzlové podepření – Dokonale tuhá podpora odebírající veškeré translační stupně volnosti.
- uzlové podepření s tuhostí – Podpora odebírající pouze dva translační stupně volnosti, přičemž ve směrech odebíraných stupňů volnosti podpora klade odpor proti deformaci pérovou tuhostí 1 MNm^{-1} . První odebraný stupeň volnosti je svislý ve směru gravitačního zrychlení a je odebírán při vzniku tahové i tlakové reakce, druhý odebraný stupeň je pak kolmý na rovinu rámu a je odebírán pouze při vzniku tlakové reakce. Podpora se tak řadí mezi nelineární typy podepření.
- plošné podepření – Dokonale tuhá podpora odebírající veškeré translační stupně volnosti. Je aplikovatelná na plošnou geometrii modelu. V překladu to pak znamená, že na každý uzel konečného prvku, který leží v této ploše, je aplikována deformační podmínka. Z matematického hlediska se jedná o homogenní okrajové podmínky.

Uzlové podepření bylo použito na volné konce kotevních lan. Plošné podepření bylo pak použito na spodní uzavírající plochy nosných pilířů, jak bylo řečeno v kapitole 5.4. Ty lze také nalézt na *obrázku 5.18*.

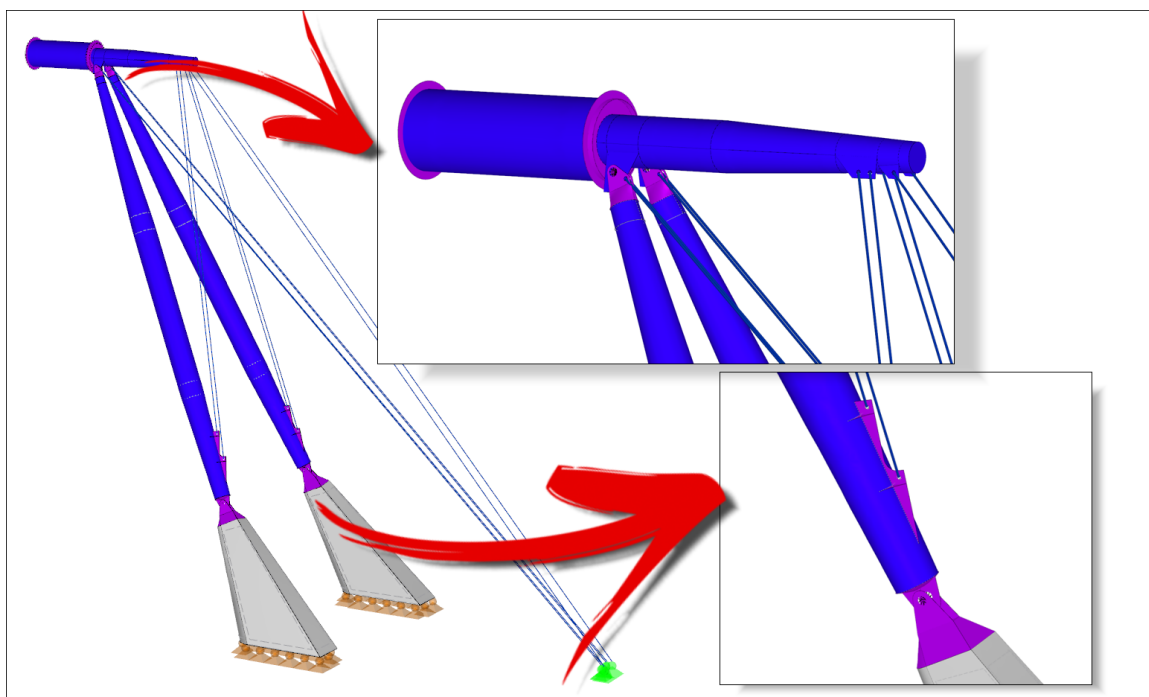
Již několikrát jmenované centrum pohybu Londýnského oka je na *obrázku 5.19*. Je zcela zřejmé, že toto celé pohybové ústrojí přispívá ke stabilitě a podepření konstrukce rámu. Ve výpočtovém modelu byla pak tato konstrukce zohledněna několika uzlovým podepřením s tuhostí.



*Obrázek 5.19 Pojezd rámu Londýnského oka a zároveň jeho pružné uchycení.
Zdroj: flickr.com, úprava: Martin Hušek*

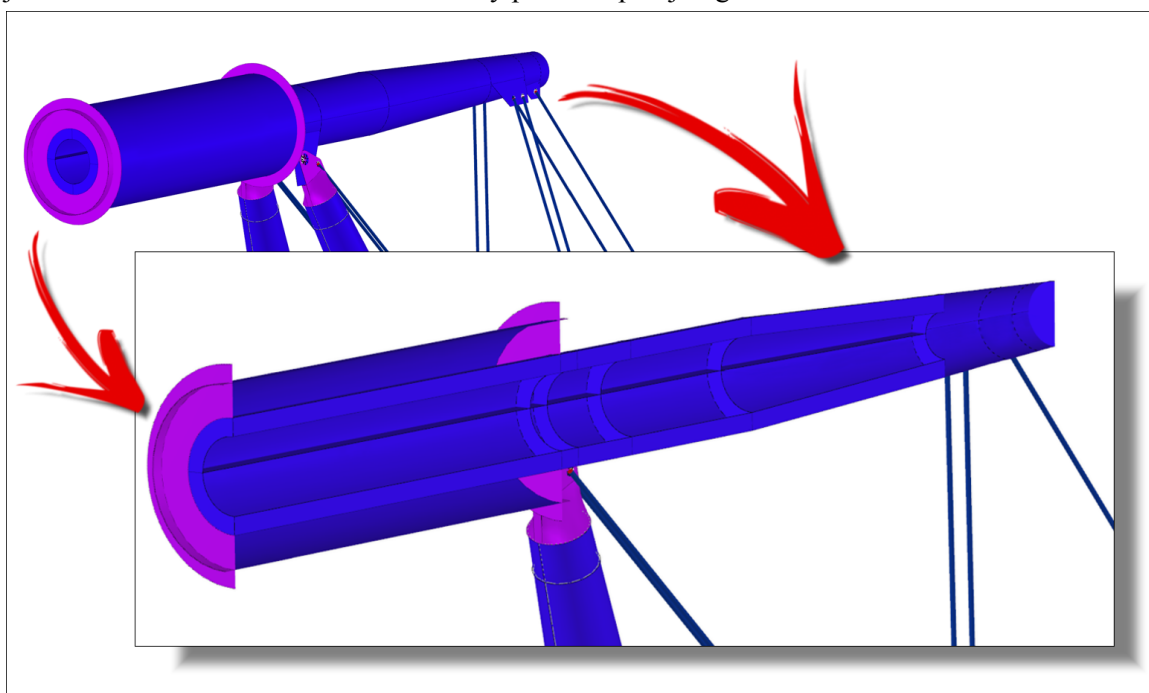
5.10. OSTATNÍ VAZBY A ZÁVISLOSTI

Celá konstrukce rámu je modelována jako příhradová, s výjimkou hlavního nosného pásu, který, jak bylo řečeno, je konstruován a technicky řešen tak, aby mohl být považován za kontinuální pás. Ostatní pruty jsou k pásu pak připojeny klouby, které povolují rotaci připojovaných prutů kolem jejich lokálních os "y" a "z".



Obrázek 5.20 Nosný systém rámu Londýnského oka s detaily.

Obecně nelze na výpočtovém modelu najít žádnou další možnou příčinu problémů, a proto jsou zde na obrázcích 5.20 a 5.21 uvedeny pouze doplňující grafické informace.



Obrázek 5.21 Řez hřídelí s prvotním návrhem výztužného diafragma.

This page intentionally left blank.

6. ZATÍŽENÍ

Sbírka Eurokódů je platná po celé Evropě, a to včetně Spojeného království. Každá země má svá vlastní doplňující pravidla, omezení a doporučené hodnoty. Nicméně jádro a podstata Eurokódů zůstávají stejné. V případě návrhu zatížení působícího na Londýnské oko se vycházelo z Eurokódů se zohledněním standardů dané země. Při tvorbě zatížení se vycházelo zejména z [19], [20], [21] a [15].

Návrhová zatížení vycházela nejen z mezního stavu únosnosti, ale také z použitelnosti. Bohužel však neexistuje ucelené podání norem udávající limitní podmínky mezních stavů použitelnosti pro *vyhlídková kola*. Nicméně existuje standard ASTM F-24 upravující některé podmínky použitelnosti, provozuschopnosti a bezpečnosti jako takové, ovšem pro potřeby této práce se jedná o podmínky příliš odbočující od hlavní náplně. Více o ASTM F-24 se lze dočíst např. v [4].

6.1. PŘEDPĚTÍ

Na prvním místě zde není uvedené zatížení od vlastní tíhy, a to z několika důvodů. Montáž Londýnského oka probíhala v horizontální poloze. Rám, resp. několikrát zmiňovaná rovina rámu byla původně vodorovná. Až v průběhu zdvihání se rám dostal do svislé a také návrhové polohy. Předpětí v lanech vyplétajících rám však bylo vyvozeno ještě před začátkem zdvihání. Z tohoto důvodu je zde uvedeno počáteční předpětí jako zatížení první. Výpočet pak probíhal tak, že po aplikaci předpětí byla nanesena vlastní tíha konstrukce a následně ostatní zatížení.

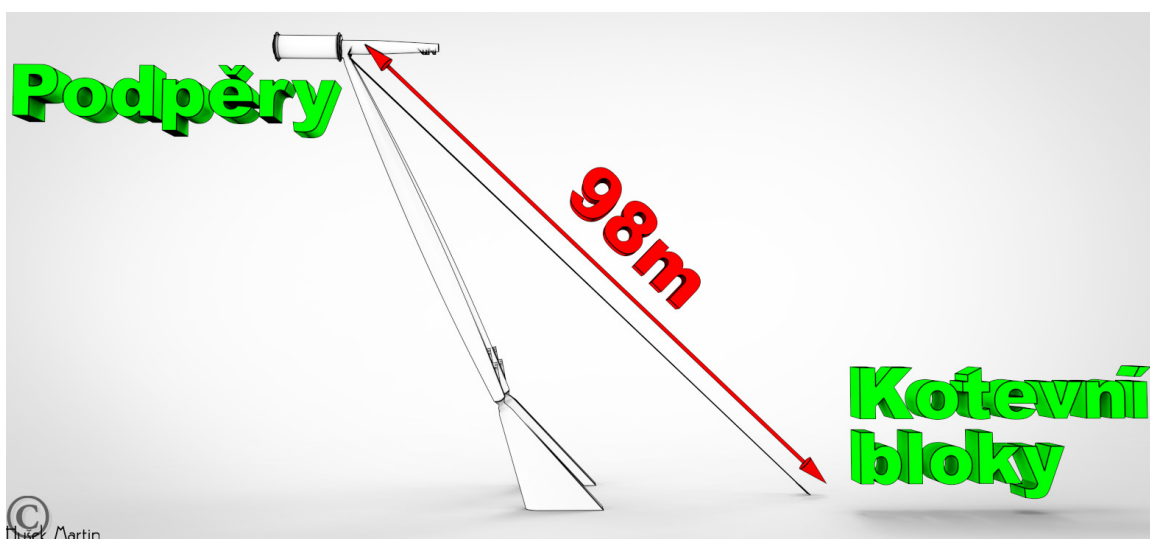
- předpětí v lanech středových – 2400 kN ...čemuž odpovídá 600 MPa
- předpětí v lanech tangenciálních – 2200 kN ...čemuž odpovídá 550 MPa
- předpětí v lanech kotevních bylo různé dle konkrétního lana¹, sestupně dle délky pak
 - podpěry → kotvení – 9300 kN ...čemuž odpovídá 980 MPa
 - hřídel → kotvení – 5800 kN ...čemuž odpovídá 610 MPa
 - hřídel → podpěry – 3850 kN ...čemuž odpovídá 405 MPa

Jak bylo navrhováno předpětí v **kotevních lanech** lze do jisté míry pochopit především z mostního inženýrství, a to zejména z mostů visutých a zavěšených. Lana, konkrétně závěsy mostů, vždy vytvářejí podporu jen určité oblasti mostovky. Toho se využívá a předpětí v jednotlivých závěsech pak odpovídá velikosti tíhy části mostovky právě mezi dvěma závěsy. Z tohoto pak plyne, že mostovka dosahuje nulové deformace, konkrétně svislého posunu, od vlastní tíhy právě v místě uchycení závěsu. Ostatní navrhované zatížení pak již v mostovce způsobuje průhyb a je jen na nosné výztuži a předpínacích lanech, aby toto zatížení spolehlivě přenesly do podpěr či opěr.

Je zřejmé, že předpětí v závěsu nemusí být nutně navrženo pouze na vlastní tíhu mostovky. Většinu času však na mostě nebude stát kolona nákladních vozidel, a proto navržení předpětí pouze na vlastní tíhu mostovky je hospodárné. Při navržení předpětí v závěsech na extrémní zatížení by v časech nulového či nízkého zatížení vznikaly v mostovce nejen nadvýšení, ale především momenty opačného znaménka. Více se lze o mostních konstrukcích a návrzích předpětí dočíst například v [22] či [23].

¹ Z obrázku 5.18 a 5.20 je zřejmé, že se jedná o kotevní lana různé délky a různých spojovaných komponent modelu. Přehledně jsou pak konkrétní typy kotevních lan na obrázku 6.1, 6.2 a 6.3.

ROZDĚLENÍ KOTEVNÍCH LAN



Obrázek 6.1 Kotevní lana spojující podpěry s kotevními bloky. (podpěry → kotvení)

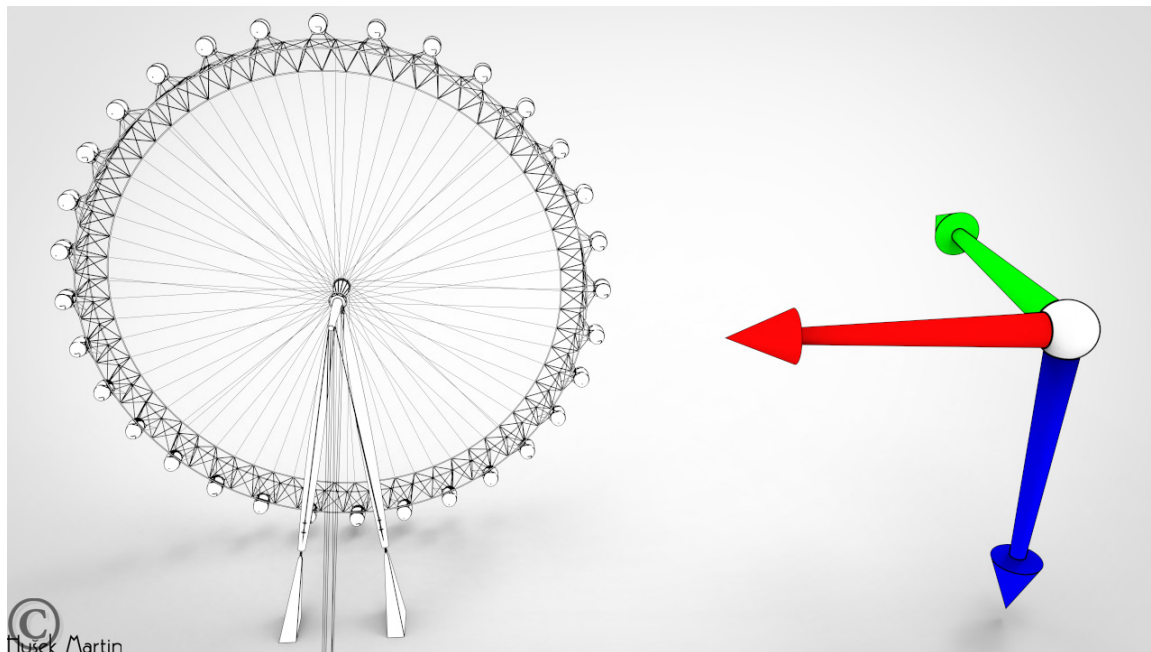


Obrázek 6.2 Kotevní lana spojující hřídél s kotevními bloky. (hřídél → kotvení)

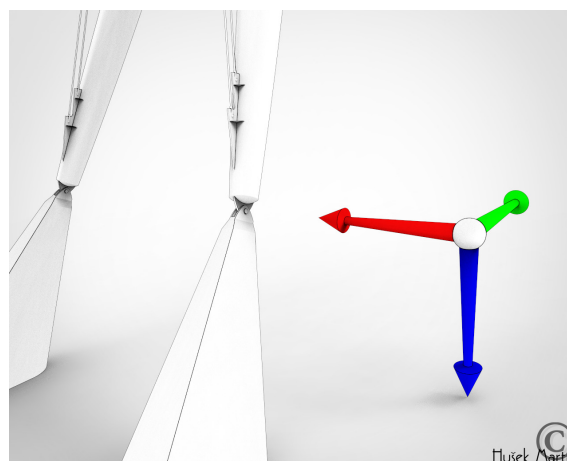
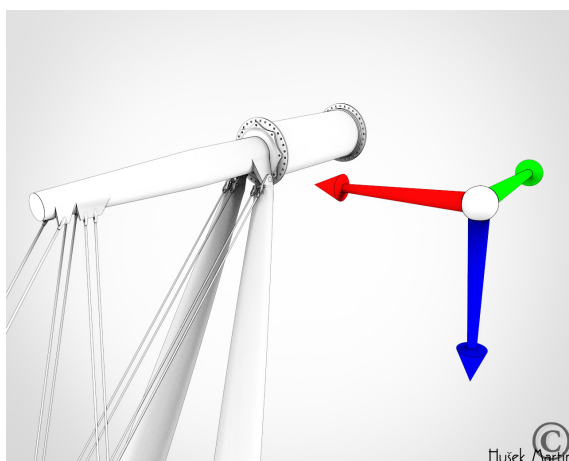


Obrázek 6.3 Kotevní lana spojující hřídél s podpěrami. (hřídél → podpěry)

Předpětí v kotevních lanech Londýnského oka vycházelo ze stejného principu. Aby se dalo s rámem, ale i s konstrukcí jako takovou, manipulovat², a to zejména docílit dokonale svislé polohy roviny rámu, jsou osy čepů popsané v kapitole 5.3 a 5.4 rovnoběžné s globální osou celé konstrukce. Pro pochopení je na *obrázku 6.4* globální souřadný systém konstrukce a na *obrázku 6.5* a *6.6* je pak lokální souřadný systém kloubového spojení. Je zřejmé, že červená šipka je souhlasná s lokální osou tuhého prutu, který zprostředkovává spojení dvou ploch tak, jak je vysvětleno na *obrázku 5.9*.



Obrázek 6.4 Globální souřadný systém konstrukce.



Obrázek 6.5 Lokální souřadný systém kloubu hřídele. Obrázek 6.6 Lokální souřadný systém kloubů pilíře.

Systém kloubů byl také důmyslně využit při zmiňované montáži, kdy se celá konstrukce zdvihala a zapřena byla jen v kloubech na *obrázku 6.6* – klouby na pilíři. Předpětí v kotevních lanech mělo po dobu montáže rektifikovat konstrukci a po dosažení navrhované geometrie zajistit svislou polohu roviny rámu. Dokonale svislá poloha rámu je důležitá, zejména pro nerušený a bezchybný chod ložisek, která jsou situována mezi hřídeli a osou.

² V analogickém smyslu jako při použití rektifikačního šroubu.

Návrhové předpětí v kotevních lanech však nevychází z pouhé hodnoty stálého zatížení. Londýnské oko je v provozu téměř celoročně a téměř celoročně je jeho kapacita obsazena. Předpětí tak vychází z vlastní hmotnosti konstrukce a z hmotnosti všech pasažérů při plném obsazení všech kabin. Celkem 32 kabin, každá pojme 25 osob. Na stranu bezpečnou lze předpokládat hmotnost jedné osoby 100 kg, což činí přetížení jedné kabiny o 2,5 tuny. Hmotnost jedné kabiny je 10 tun a je zřejmé, že přetížení o 25 % není zanedbatelné.

Předpětí v **lanech středových** bylo odvozeno pro minimalizaci deformace rámu a zároveň průvěsu v lanech samotných. Jsou tak využita přibližně ze 40 %. Oproti tomu předpětím v **lanech tangenciálních** bylo dosaženo jejich využití z pouhých 33 %. Je to z toho důvodu, že jsou primárně určena k uvedení kola do pohybu či k jeho zastavení, a tím jsou přidavně namáhána, viz také *obrázek 2.28*.

Všechna uvedená předpětí jsou v programu RFEM zadávána konkrétní počáteční předpínací silou.

6.2. VLASTNÍ TÍHA A OSTATNÍ STÁLÉ ZATÍŽENÍ

V kapitole 5 bylo nastíněno, že téměř veškeré hmatatelné části konstrukce byly fyzicky namodelovány a implementovány do výpočtového modelu. Dostaly příslušné materiálové vlastnosti, tedy i objemové tíhy a příslušné tloušťky. Program RFEM pak umožňuje generovat zatížení od vlastní tíhy automaticky. Jediné úpravy se dostalo kabinám a ložiskům situovaným mezi hřídelí a osou.

Úprava všech kabin spočívala v úpravě její celkové hmotnosti. Generovaná tíha programem RFEM jedné kabiny byla doplněna o plošné zatížení ve spodní části kabiny tak, aby byla splněna celková hmotnost 10 tun, jak je uvedeno v *přehledu hmotností kapitoly 4*.

Rovněž generovaná tíha osových ložisek byla doplněna plošným zatížením tak, aby každé z ložisek ve svém součtu vážilo 0,2 tuny.

V kapitole 5.6, stručně odvozující činnost dynamických pohlcovačů kmitání umístěných na obvodu hlavního nosného pásu, viz *obrázek 5.17*, bylo řečeno, že „*Pohlcovač jakožto soustava s jedním stupněm volnosti je představován hmotou, pružným a tlumícím členem.*“.

Ona představovaná hmota byla ve výpočtovém modelu statické analýzy modelována pouze jako přidavné zatížení na prutech tvořící těla tlumičů. Ovšem bylo by nesprávné pouze usuzovat, jaká velikost balastní hmoty by byla schopna udělat dynamickou podporu soustavě při její rezonanční frekvenci kmitání.

6.2.1. DYNAMICKÁ PODPORA

Ačkoliv zde bude diskutována problematika přesahující rámec této práce, je vhodné ji uvést pro lepší porozumění podstaty věci. Sám autor vychází ze svých elementárních znalostí problematiky návrhu dynamických pohlcovačů kmitání, a proto je většina tohoto textu přejata a vhodně přeformulována z [17], [24], [25], [26], [27] a zejména z [28].

V souvislosti se stavební dynamikou bude vždy řeč o termínech *vlastní frekvence*³ a *vlastní tvary*⁴ konstrukce. Z matematického hlediska se pak mluví o *vlastních hodnotách*. Jejich stanovení lze najít v [24], a proto se zde jejich určení nebude popisovat.

³ Také vlastní čísla.

⁴ Také vlastní vektory.

Namísto matematické definice, co to vlastní hodnoty jsou, zde bude uvedeno inženýrské vysvětlení potřebné pro následující analýzu.

- **Vlastní frekvence** je frekvence, při které kmitající systém klade nejmenší odpor vůči deformaci (amplitudě kmitání). Je to *rezonanční frekvence soustavy*.
- Tvar takového kmitání se nazývá **vlastní tvar**.

Je nutné si uvědomit, že každá konstrukce je alespoň trochu tlumená, a to i bez montáže dynamických pohlcovačů kmitání. Konstrukce tedy nejsou neustále ve svém kmitavém pohybu. Proto je důležité pohlížet na vlastní frekvence konstrukcí jako na *rezonanční frekvence*. Následující uvedené vztahy poslouží pro pochopení návrhu tlumičů samotných. Schéma pro odvození vztahů vycházelo z *obrázku 5.15*. Zároveň bude patrné, že jako tlumící člen dynamických pohlcovačů byl použit viskózní tlumící člen.

VOLNÉ KMITÁNÍ VISKÓZNĚ TLUMENÉ SOUSTAVY

Vztahy vycházejí ze soustavy s jedním stupněm volnosti a podkritického poměrného útlumu. Poměrný útlum⁵ ξ [–] lze vyjádřit jako

$$\xi = \frac{c}{c_{cr}} \quad (6.1)$$

Kde c je koeficient viskózního tlumení [Nsm^{-1}], c_{cr} je koeficient kritického tlumení [Nsm^{-1}] a může být vyjádřen jako

$$c_{cr} = 2m\omega_n = \frac{2k}{\omega_n} = 2\sqrt{km} \quad (6.2)$$

Ostatní veličiny rovnice (6.2) byly již použity v *kapitole 5.6*. Podkritický poměrný útlum pak splňuje rovnici (6.3).

$$0 < \xi < 1 \quad (6.3)$$

Rovnice výchylky volného kmitání viskózně tlumené soustavy s jedním stupněm volnosti pak může být napsána jako

$$u_c(t) = e^{-\xi\omega_n t} \cdot [A_1 \cos(\omega_d t) + A_2 \sin(\omega_d t)] \quad (6.4)$$

Kde konstanty A_1 a A_2 se určí z počátečních podmínek $u_{(0)}$ a $\dot{u}_{(0)}$, ω_d je vlastní tlumená úhlová frekvence [s^{-1}] častěji [$rad\ s^{-1}$], pro kterou platí rovnice (6.5).

$$\omega_d = \omega_n \sqrt{1 - \xi^2} \quad (6.5)$$

ODEZVA NETLUMENÉ SOUSTAVY NA HARMONICKÉ BUZENÍ

Vztahy vycházejí ze soustavy s jedním stupněm volnosti. Vlastní kmitání obecných soustav může být harmonické i se zohledněním kombinace několika kmitů a tedy jejich tvarů, které mohou vznikat v ten samý okamžik.⁶ Je tedy značný problém, pokud je budící element umístěn na

⁵ Také parametr viskózního tlumení.

⁶ Například visutá mostní konstrukce, která kmitá současně podélně, příčně a torzně.

konstrukci a budí frekvencí, které odpovídá vlastní frekvence konstrukce – rezonanční frekvence soustavy. Popis budící síly a tedy funkce harmonického buzení může být zapsána jako

$$F_{(t)} = F_0 \cos(\Omega t) \quad (6.6)$$

Kde F_0 je velikost budící síly [N] a Ω je úhlová frekvence budící síly [s^{-1}] častěji [$rad\ s^{-1}$]. Řešením pohybových rovnic lze získat rovnici výchylky nuceného kmitání, kterému odpovídá u harmonického buzení **ustálená odezva**.

$$u_{f(t)} = A \cos(\Omega t) \quad (6.7)$$

Kde amplitudu ustáleného kmitání A [m] lze zapsat jako

$$A = \frac{F_0}{k - m\Omega^2} \quad (6.8)$$

Za podmínky, že

$$k - m\Omega^2 \neq 0 \quad (6.9)$$

Pokud bude hodnota statické amplitudy A_0 [m] zapsána jako

$$A_0 = \frac{F_0}{k} \quad (6.10)$$

Může být získána hodnota funkce frekvenční odezvy $H_{(\Omega)}$ [-] dle rovnice (6.11). Ve své absolutní hodnotě se nazývá dynamický součinitel ustáleného kmitání či faktor zesílení D_s [-].

$$H_{(\Omega)} = \frac{A}{A_0} = \frac{1}{1 - r^2} \quad (6.11)$$

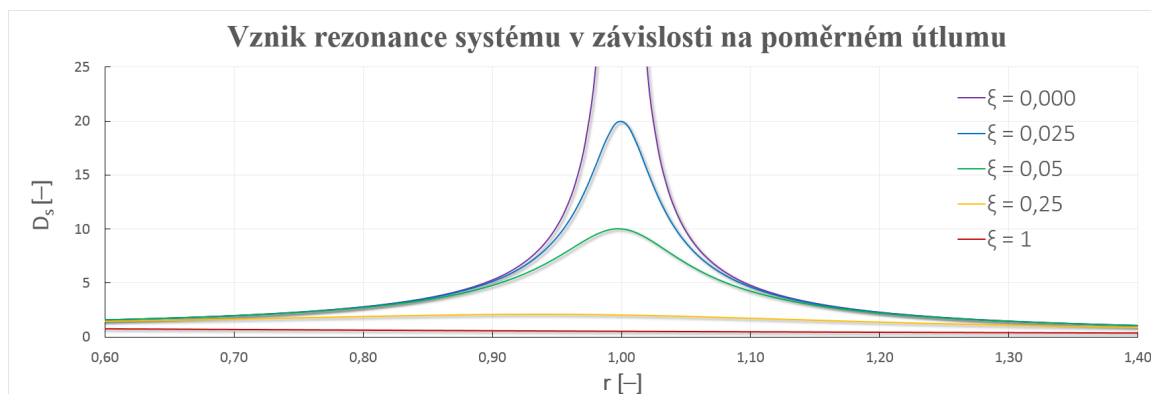
$$D_s = |H_{(\Omega)}| \quad (6.12)$$

Po dosazení rovnice (6.8) a (6.10) do rovnice (6.11) bude frekvenční poměr r [-]

$$r = \frac{\Omega}{\omega_n} \quad (6.13)$$

Je tedy zřejmé, že problém nastane při rezonančním buzení a tedy při

$$r = 1 \quad (6.14)$$



Graf 6.1 Možná varianta závislosti dynamického součinitele ustáleného kmitání na frekvenčním poměru.

ODEZVA VISKÓZNĚ TLUMENÉ SOUSTAVY NA HARMONICKÉ BUZENÍ

Vztahy vycházejí ze soustavy s jedním stupněm volnosti. Oproti předchozímu případu, kdy ustálená odezva byla ve fázi s buzením – rovnice (6.15), či protifázi s buzením – rovnice (6.16), tak tomu již není, což je zapříčiněno tlumením. [24]

$$r < 1 \quad (6.15)$$

$$r > 1 \quad (6.16)$$

Ustálená odezva pak může být zapsána jako

$$u_f(t) = A \cos(\Omega t - \alpha) \quad (6.17)$$

Kde A [m] je amplituda ustáleného kmitání a α je fázový posun [rad]. Faktor zesílení – dynamický součinitel při ustálené odezvě nyní zahrnuje i tlumící člen a lze jej popsat rovnicí (6.18).

$$D_s = \frac{1}{\sqrt{(1-r^2)^2 + (2\xi r)^2}} \quad (6.18)$$

Kombinací výše popsaných rovnic (6.4), (6.17) a (6.18) lze získat odezvu viskózně tlumené soustavy s jedním stupněm volnosti na harmonické buzení. Výsledkem je rovnice (6.19), resp. (6.20).

$$u(t) = u_f(t) + u_c(t) \quad (6.19)$$

$$u(t) = \frac{A_0}{\sqrt{(1-r^2)^2 + (2\xi r)^2}} \cos(\Omega t - \alpha) + e^{-\xi \omega_n t} \cdot [A_1 \cos(\omega_d t) + A_2 \sin(\omega_d t)] \quad (6.20)$$

Kde konstanty A_1 a A_2 se určí z počátečních podmínek $u(0)$ a $\dot{u}(0)$.

LOGARITMICKÝ DEKREMENT ÚTLUMU

Logaritmický dekrement útlumu δ je bezrozměrné číslo, kterým se vyjadřuje intenzita viskózního tlumení, neboť nezávisí na rychlosti kmitání. Může být zapsán jako

$$\delta = \ln\left(\frac{u_i}{u_{i+1}}\right) \quad (6.21)$$

Kde velikost výchylek

$$u_i = u(t_i) \quad (6.22)$$

$$u_{i+1} = u(t_i + T_d) \quad (6.23)$$

A perioda tlumené soustavy T_d [s] se určí jako

$$T_d = \frac{2\pi}{\omega_d} = \frac{2\pi}{\omega_n \sqrt{1 - \xi^2}} \quad (6.24)$$

Jinými slovy říká, jaký je poměr posuzovaných po sobě jdoucích výchylek. Díky logaritmickému dekrementu útlumu lze například říci, že každá následující výchylka soustavy v útlumu bude o polovinu menší než výchylka stávající.

K tomu také směřuje návrh dynamického pohlcovače kmitání, který byl ve zkoumaném případě navrhován tak, aby dekrement útlumu soustavy splňoval následující.

$$\delta = \ln 2 \approx 0,693$$

A z toho plynoucí

$$u_{i+1} = 0,5 u_i$$

Rovnice (6.25) pak ukazuje vztah mezi logaritickým dekrementem útlumu a poměrným útlumem.

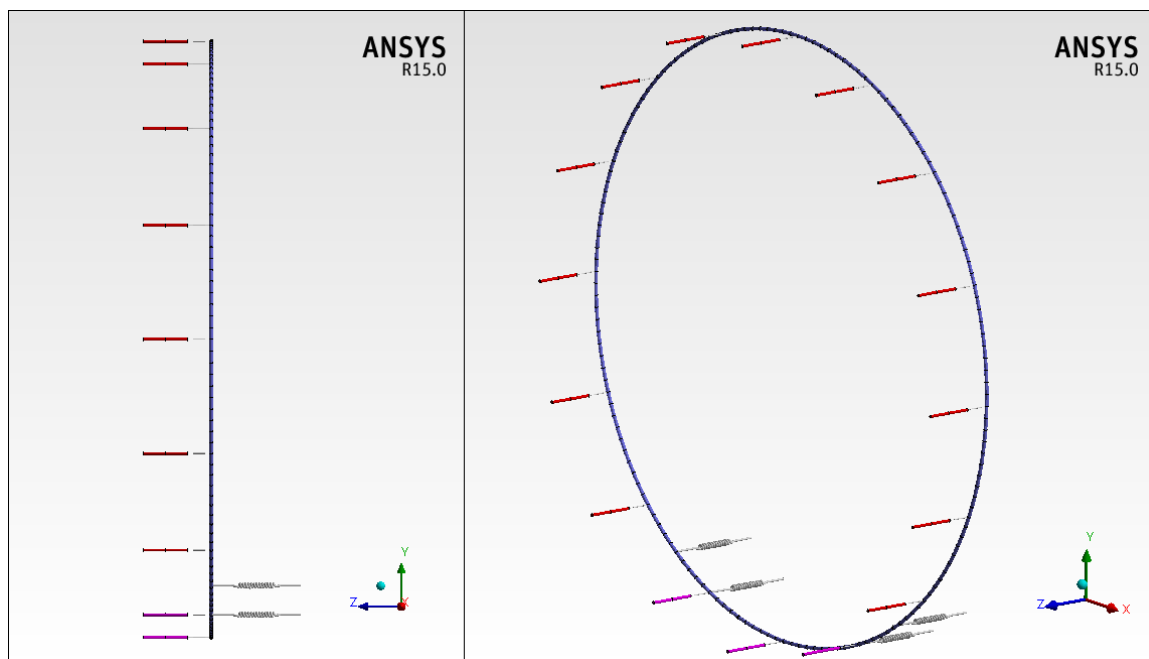
$$\delta = \xi \omega_n T_d = \frac{2\pi\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \quad (6.25)$$

Rovnice (6.26) pak může být akceptována pro malé hodnoty poměrného útlumu.

$$\delta \approx 2\pi\xi \quad (6.26)$$

MODELOVANÝ SYSTÉM

Pro potřeby návrhu statického zatížení, vznikajícího v důsledku umístění balastní hmoty dynamických pohlcovačů kmitání do výpočtového modelu, nebyl použit celý model Londýnského oka, ani žádná jeho část. Modelována byla pouze obruč, která měla průřezové parametry jako rám Londýnského oka, doplněná o příslušnou hmotu. Nutnou podmínkou této analogie bylo dosažení vlastních frekvencí a tvarů obruče, tak jako u celého výpočtového modelu. Bohužel při řešení vlastních hodnot celého modelu vznikají první vlastní tvary takové, které nepostihují deformaci rámu jako celku. Proto následující zmiňovanou první vlastní frekvencí není myšlena první vlastní frekvence celého modelu, ale jen její analogické části – modelu obruče.



Obrázek 6.7 Výpočtový model pro návrh dynamických pohlcovačů kmitání. [ANSYS 15.0.7]

Na obrázku 6.7 je pak zjednodušený model v pohledu a v perspektivě. Model jako takový je uchycen pouze pružně analogicky, tak jako rám výpočtového modelu Londýnského oka.

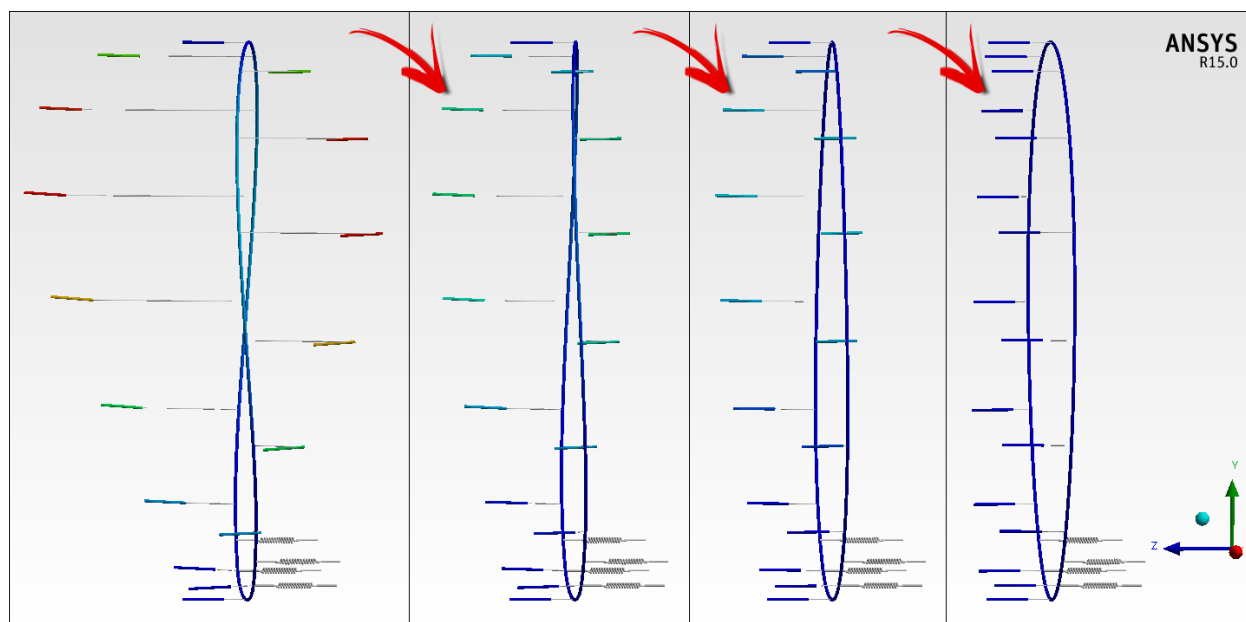
Takto vytvořený výpočtový model má první vlastní hodnoty stejné s celým modelem. První vlastní frekvence 0,54 Hz odpovídá vlastnímu tvaru, který nesymetricky vybočuje z roviny rámu, vytváří tzv. *osmu*, viz *obrázek 6.8*. Na tyto vlastní hodnoty byly navrhovány dynamické pohlcovače kmitání. Jelikož jsou pohlcovače orientovány ve stejném směru, tak jako amplituda rámu, mohou být naladěny tak, aby poskytovaly již zmiňovanou dynamickou oporu konstrukce, při vzniku kmitání rámu.

Londýnské oko má celkem 64 dynamických pohlcovačů kmitání. V provedené analogii jich bylo modelováno pouze 16. Jednalo se o balastní hmotu, bodově připojenou přes pružný, viskózní článek k modelované obruči. Volnost balastní hmoty byla pouze ve směru kolmém k rovině rámu, avšak se zohledněním natočení profilu obruče. Jinými slovy, balastní hmota se mohla volně pohybovat pouze ve směru osy procházející oběma spojovanými body, viz také *obrázek 5.15*. Jiné tlumení ve výpočtovém modelu nevystupovalo⁷. Samotný návrh velikosti balastní hmoty, tuhosti pružiny a parametru viskózního tlumení proběhl dle citlivosti a uvážení autora. Nastavení vhodného řešiče či dalších numerických konstant bylo provedeno dle doporučení [28] a [29].

Hodnota logaritmického dekrementu útlumu pro první vlastní frekvenci konstrukce přibližně rovna 0,693 byla dosažena pro konfigurace uvedené v *tabulce 6.1*.

DEKREMENT ÚTLUMU	POMĚRNÝ ÚTLUM	BALASTNÍ HMOTA	PÉROVÁ TUHOST	VISKÓZNÍ TLUMENÍ
0,709	0,11209	1 000 kg	10 000 Nm ⁻¹	950 Nsm ⁻¹
0,714	0,11288	2 000 kg	22 000 Nm ⁻¹	2 000 Nsm ⁻¹
0,703	0,11115	4 000 kg	36 500 Nm ⁻¹	5 000 Nsm ⁻¹

Tabulka 6.1 Možné konfigurace dynamických pohlcovačů kmitání.



Obrázek 6.8 Průběh útlumu konstrukce. Zleva geometrie konstrukce při periodě $n \cdot T_a$ při $n = 1, 2, 3$ a 4 . [ANSYS 15.0.7]

Na *obrázku 6.8* je vynesena průběh relativní deformace konstrukce obruče. Je zřejmé, že díky navrženým dynamickým pohlcovačům kmitání by konstrukce rámu, pakliže by byla vybudována

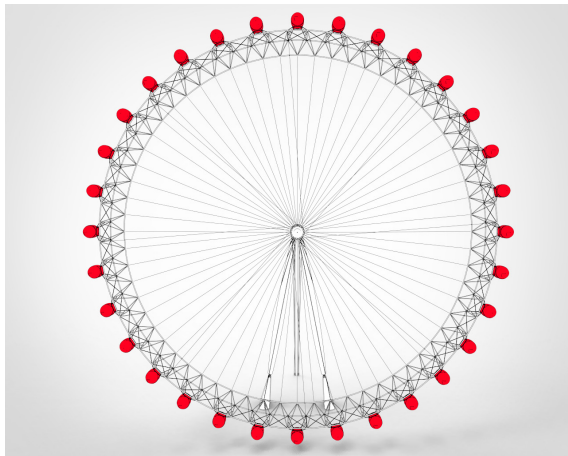
⁷ Nebyl zahrnut často užívaný Rayleighův model útlumu $[C] = \alpha[M] + \beta[K]$, kde v matici tlumení $[C]$ vystupuje člen tlumení inverzně proporcionalní k vlastní frekvenci $\alpha[M]$ a člen tlumení lineární k vlastní frekvenci $\beta[K]$. Matice $[M]$ je maticí hmotností a matice $[K]$ pak maticí tuhostí.

silami o stejné frekvenci, jako je první rezonanční frekvence konstrukce, přešla do klidového stavu poměrně rychle. Ačkoliv bez zkoumání chování konstrukce při nuceném buzení nemůže být řečeno, jak velká by byla amplituda konstrukce, logaritmický dekrement útlumu dává jistý směrodatný ukazatel toho, co od konstrukce může být očekáváno při kmitání v její vlastní frekvenci.

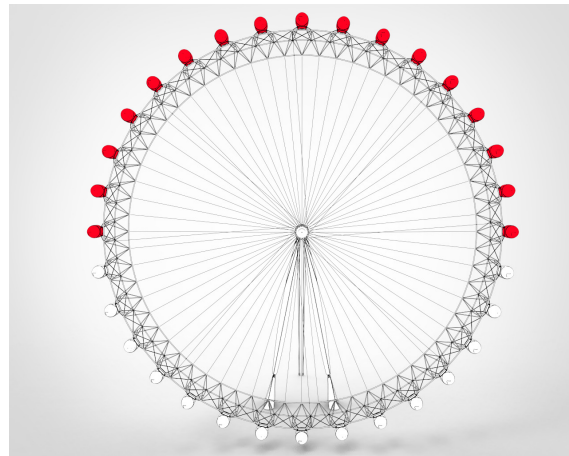
Ze tří navržených pohlcovačů byl zvolen první vzhledem k tomu, že stačilo nejméně balastní hmoty na požadovaný útlum. Nicméně ve skutečné konstrukci Londýnského oka je pohlcovačů 64. Hmotnost 1000 kg, která připadá na jeden navrhovaný pohlcovač, byla proto přerozdělena v poměru 16/64 – navrhovaný počet pohlcovačů/skutečný počet. Ve statickém modelu bude pak tělo tlumiče přitíženo hmotností 250 kg. Dopad na konfiguraci navrhované tuhosti pružiny a velikosti viskózního tlumení však bude zřejmý. Cílem práce však není návrh dynamických pohlcovačů kmitání ani zkoumání dalších vlastních hodnot, a proto další analýzy nebyly provedeny.

6.3. NAHODILÁ ZATÍŽENÍ

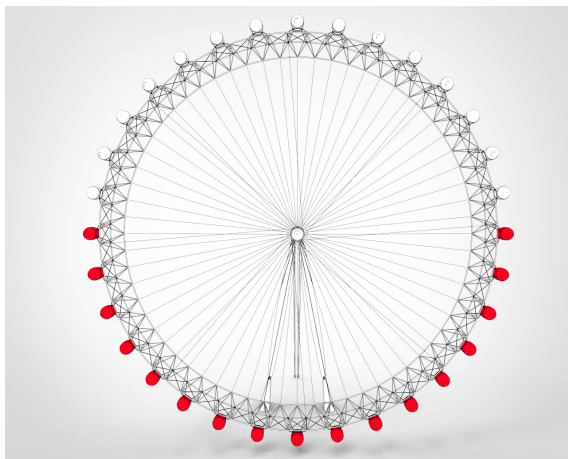
Nahodilá zatížení byla představována obsazeností jednotlivých kabin. V kapitole 6.1 bylo popsáno navržení předpětí v kotevních lanech pro plnou obsazenost všech 32 kabin s úvahou, že se jedná o stav, ve kterém se bude konstrukce převážně nacházet. Je ovšem otázkou, zda neexistuje rozložení zatížení po obvodu rámu Londýnského oka, které by mohlo způsobit výrazně horší namáhání konstrukce. Různými schémata zatížení se také vytváří budoucí obálka zatížení, která bude později při detailnější analýze aplikována na hřídel. Na následujících obrázcích značí červeně zbarvená kabina její plnou obsazenost, a tedy přitížení o 2,5 tuny. Naopak bílé kabiny značí pouze jejich vlastní tíhu.



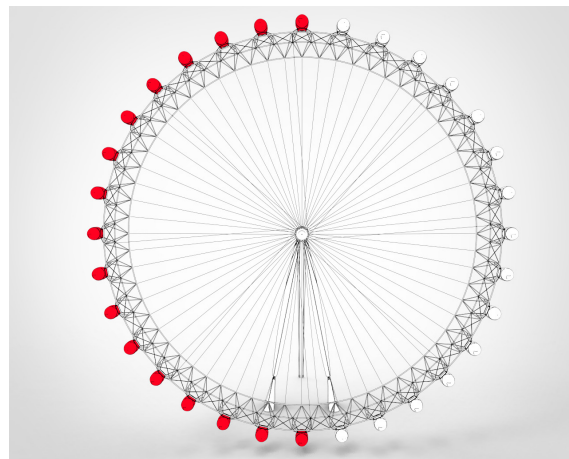
Obrázek 6.9 Zatěžovací schéma 1.



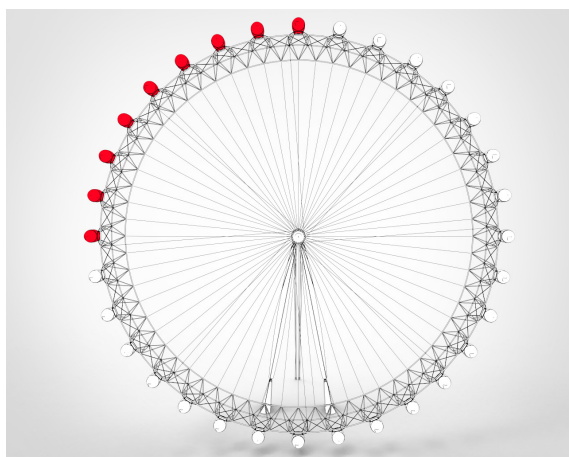
Obrázek 6.10 Zatěžovací schéma 2.



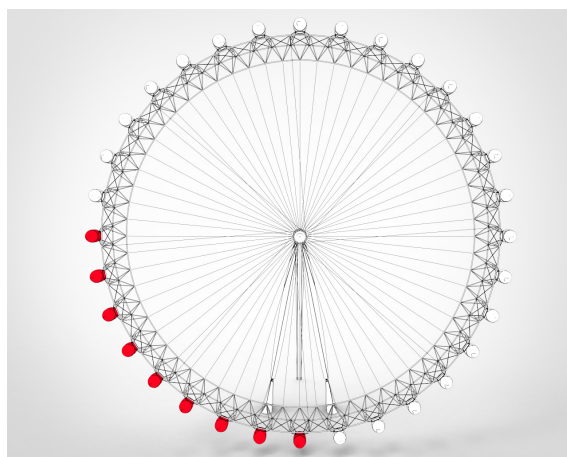
Obrázek 6.11 Zatěžovací schéma 3.



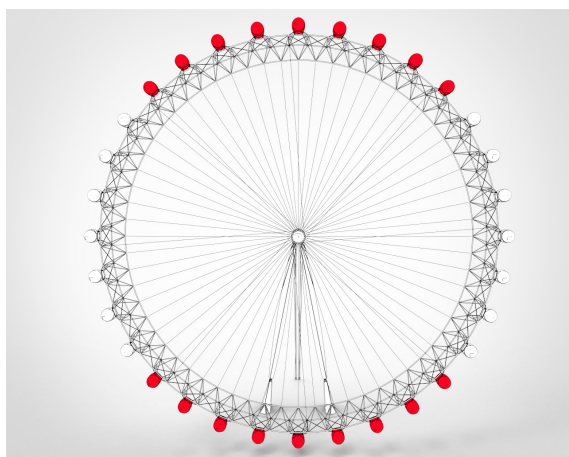
Obrázek 6.12 Zatěžovací schéma 4.



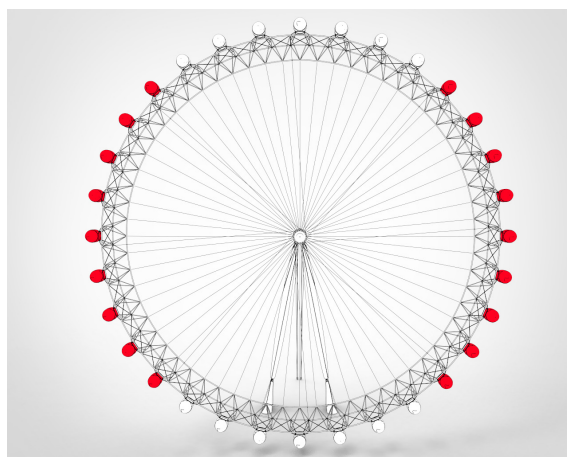
Obrázek 6.13 Zatěžovací schéma 5.



Obrázek 6.14 Zatěžovací schéma 6.



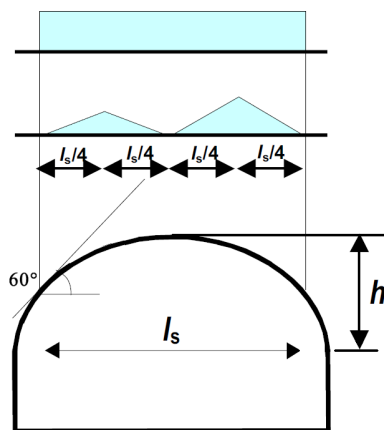
Obrázek 6.15 Zatěžovací schéma 7.



Obrázek 6.16 Zatěžovací schéma 8.

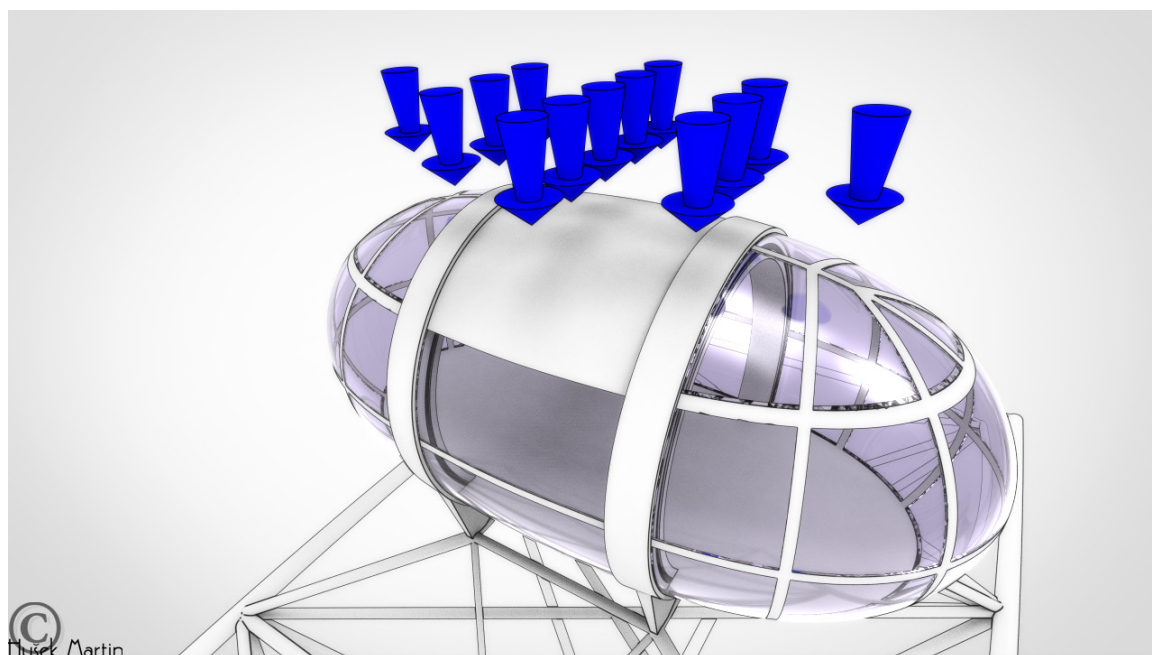
6.4. ZATÍŽENÍ SNĚHEM

Zatížení sněhem bylo navrhováno dle Eurokódu 1, části 1-3 s přihlédnutím k doporučeným hodnotám dané lokality. Pro úplnost je zde uvedeno, že Londýnské oko se nachází ve sněhové oblasti III, pro kterou se dle mapy sněhových oblastí Spojeného království uvažuje základní hodnota zatížení sněhem $s_k = 0,5 \text{ kPa}$ s přihlédnutím k položení konstrukce v 24 m n. m. Bylo rovněž nutné přihlédnout ke křivosti jednotlivých komponent vzhledem k tomu, že norma připouští zanedbání sněhové pokrývky tam, kde tečna k povrchu přesahuje 60° , viz také *obrázek 6.17*.



Obrázek 6.17 Zanedbání sněhové pokrývky na strmé ploše.

U prutových konečných prvků se vliv tohoto zanedbání realizoval formou sníženého zadávaného liniového zatížení. U plošných prvků byla zatížena příslušná část dle *obrázku 6.17*. Zatížené kabiny Londýnského oka byly všechny vzhledem k faktu, že tak, jak se kolo otáčí, sníh tak postupně zavane každou z nich.



Obrázek 6.18 Schéma oblasti zatížení kabin od sněhové pokrývky.

6.5. ZATÍŽENÍ VĚTREM

Zatížení větrem bylo navrhováno dle Eurokódu 1, části 1-4 s přihlédnutím k doporučeným hodnotám dané lokality. Pro úplnost je zde uvedeno, že Londýnské oko se nachází ve větrové oblasti XXII, pro kterou se dle mapy větrových oblastí Spojeného království uvažuje základní hodnota rychlosti větru $v_{b,0} = 22,55 \text{ ms}^{-1}$ s přihlédnutím k položení konstrukce ve 24 m n. m. a kategorii terénu IV, čemuž odpovídá městská zástavba.

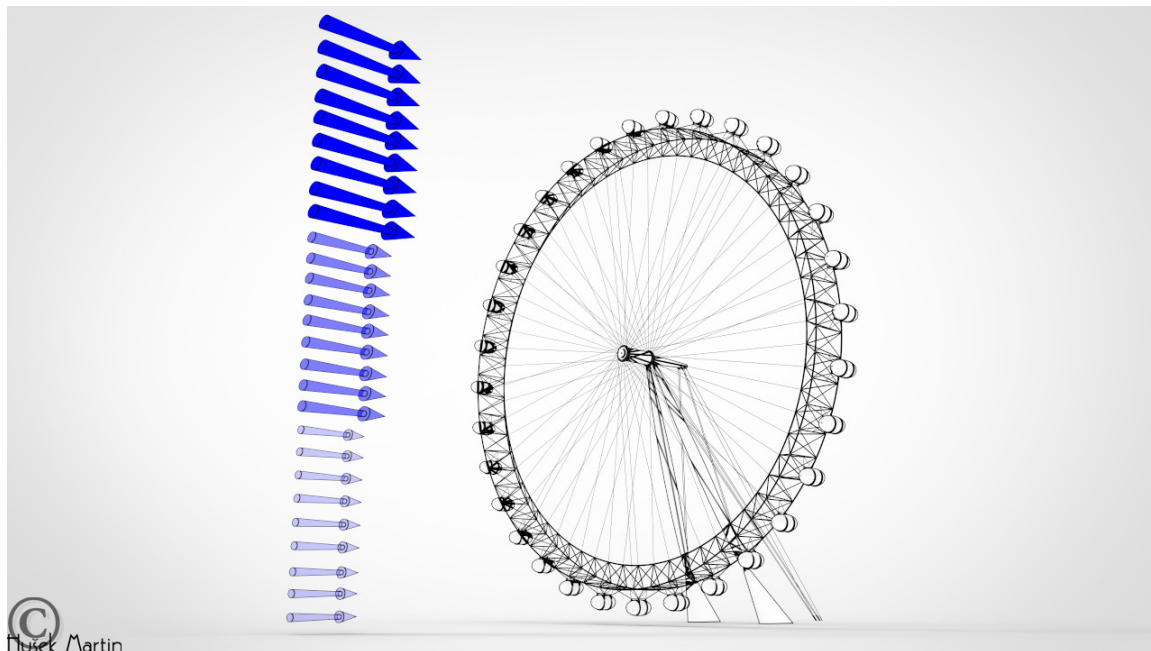
Ačkoliv je zatížení modelováno jako statické, návrh zatížení větrem dle Eurokódu 1 již v sobě dynamickou složku zahrnuje. Tím by se dal také stručně shrnout rozdíl oproti původní normě ČSN 73 0035 – Zatížení stavebních konstrukcí, kde se vliv dynamického účinku větru musel dopočítávat. Původní norma ČSN ani Eurokód však nezohledňují sofistikované tvary a kvality obtékaných povrchů těles. Naštěstí obě z norem připouštějí stanovení přesnějších hodnot součinitelů tlaku⁸, a tedy i použití aerodynamických koeficientů pro sofistikované tvary těles, které vyjadřují jejich aerodynamickou čistotu.

Této možnosti se využije zejména při stanovení zatížení větrem na kabiny Londýnského oka. Součinitel odporu byl převzat z tabulek, kde tvar byl uvažován jako elipsoid s poměrem hlavní a vedlejší osy rovno 2, s povrchem tělesa – téměř hladký a Reynoldsovým číslem $R_e = 10^7$. Po stanovení maximální hodnoty dynamického tlaku větru se pak tato hodnota násobila součinitelem C_D dle směru zatížení větrem.

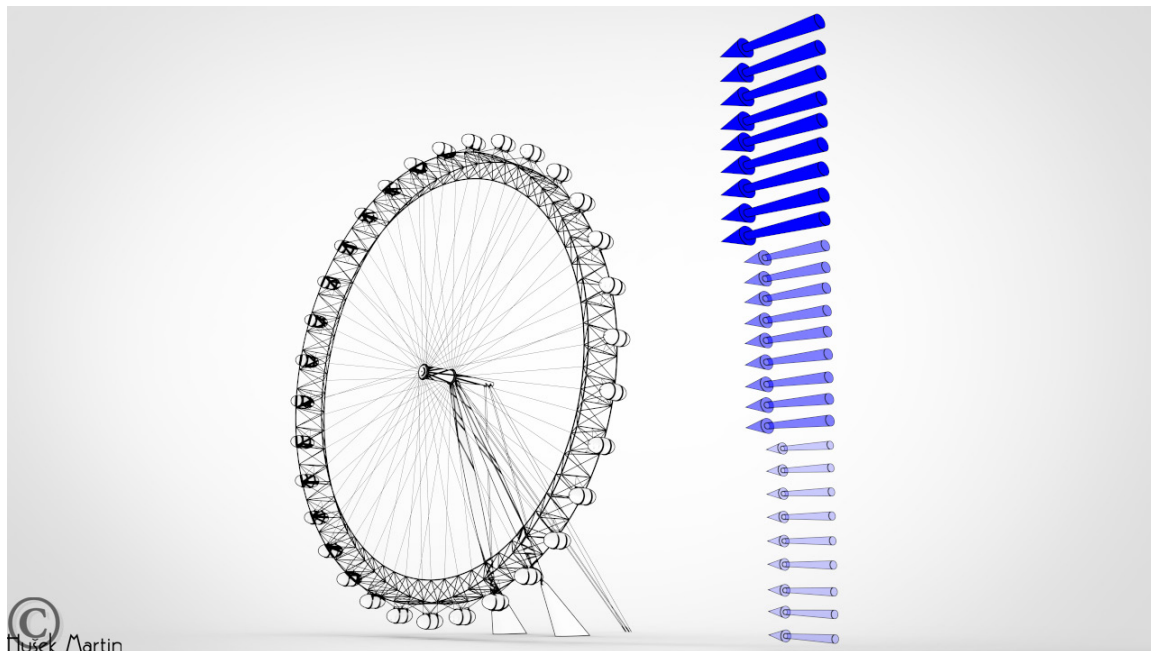
- Kolmo na rovinu rámu – $C_D = 0,30$
- V rovině rámu – $C_D = 0,45$

⁸ V ČSN 73 0035 – tvarové součinitele.

Zatížení větrem bylo modelováno ve třech směrech – ve směru kolmém na rovinu rámu oběma směry a v rovině rámu pouze v jednom směru. Ačkoliv Eurokód připouští navrhovat zatížení větrem pro celou konstrukci tak, že se ve výpočtu objevuje pouze nejvyšší výška konstrukce, která zároveň nepřesáhne 200 m v urbanistické zástavbě, byly stanoveny celkem tři výškové hladiny po 50 m, mezi nimiž byla velikost maximálního dynamického tlaku konstantní, jak je také patrné z obrázku 6.19 a 6.20.



Obrázek 6.19 Schéma zatížení větrem kolmo na rovinu rámu se třemi výškovými hladinami.



Obrázek 6.20 Schéma zatížení větrem v rovině rámu se třemi výškovými hladinami

6.6. OSTATNÍ ZATÍŽENÍ A KOMBINACE

Ve výpočtovém modelu statické analýzy nebylo použito další zatížení. Kombinace všech zatěžovacích stavů s náležitými součiniteli zatížení proběhly dle Eurokódu – Zásady navrhování konstrukcí.

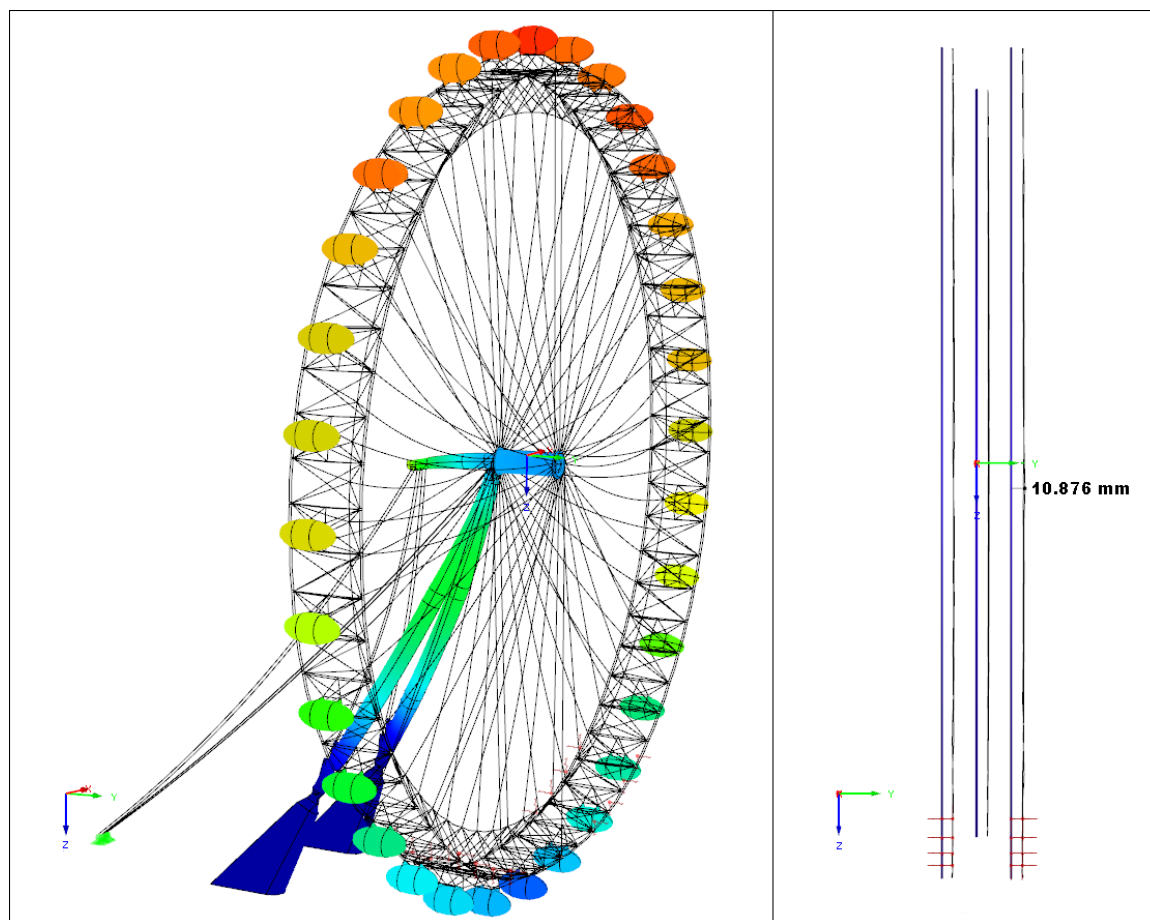
This page intentionally left blank.

7. VÝSLEDKY STATICKÉ ANALÝZY

V následující kapitole budou shrnuty výsledky statických analýz, konkrétně budou posouzeny mezní stavy únosnosti a použitelnosti globálního výpočtového modelu, bude věnována pozornost detailnější analýze hřídele a bude navržen reprezentativní, avšak atypický spoj lana s konstrukcí rámu. Výpočet globálních modelů proběhl vždy podle principů statické mechaniky, přičemž se hledaly rovnice silové rovnováhy na přetvořené konstrukci, což umožnilo zahrnout velké deformace. V případě analýzy hřídele a navrhovaného spoje budou nastavení výpočtu upřesněna.

7.1. GLOBÁLNÍ MODEL

Než budou diskutovány výsledky mezních stavů, je na *obrázku 7.1* uvedena celková a horizontální deformace Londýnského oka návrhové situace po stanovení počátečního předpětí kotevních lan. Jak bylo podrobně popsáno v *kapitole 6.1*, jedná se o stav, při kterém jsou plně obsazeny veškeré kabiny, přičemž není uvažováno žádné klimatické zatížení. Při návrhu předpětí v kotevních lanech byl kladen důraz zejména na dokonale svislou rovinu rámu pro co nejoptimálnější chod a namáhání ložisek. Tvar deformované konstrukce je v levé části *obrázku 7.1*. Horizontální posun roviny rámu je přibližně 11 mm, přičemž zůstala prakticky dokonale svislá – pravá část *obrázku 7.1*, vykresleny jsou pouze hlavní nosné pásy s posuny.

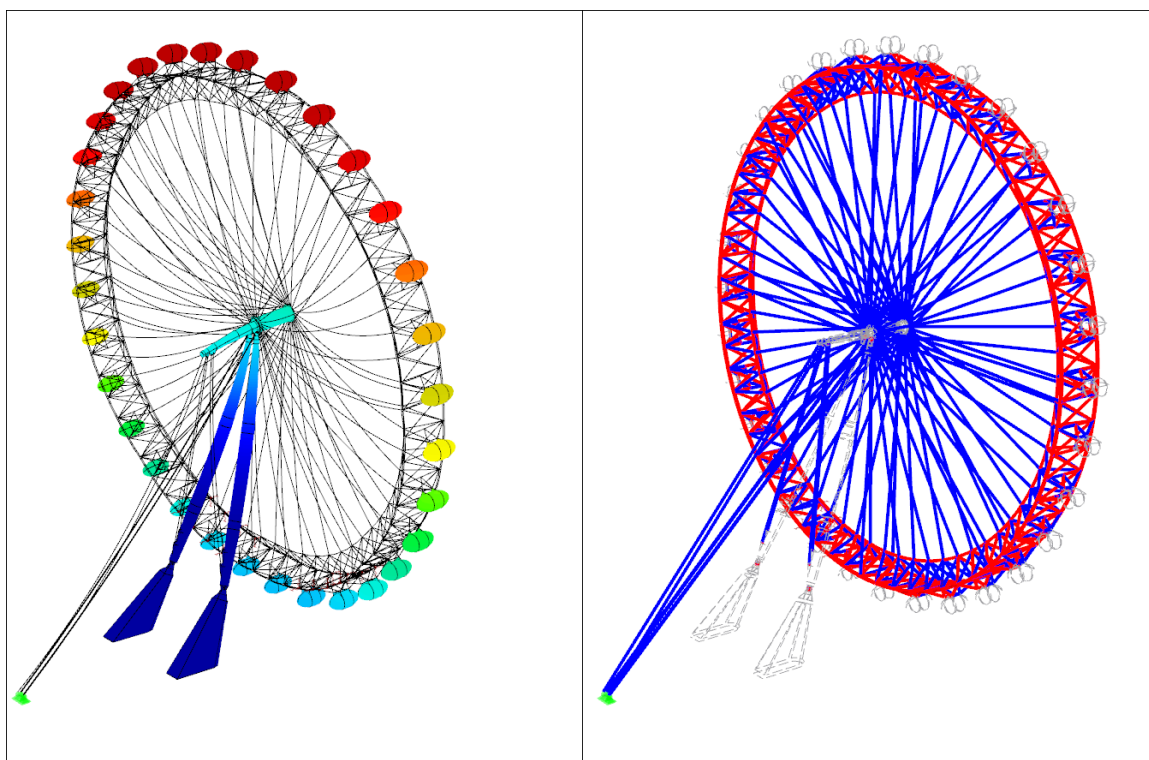


Obrázek 7.1 Deformace Londýnského oka po navržení předpětí v kotevních lanech. Deformace je 50x zvětšena. [RFEM 5.04]

7.1.1. MEZNÍ STAV ÚNOSNOSTI

Normativní posudky *Eurokódu 3 – Navrhování ocelových konstrukcí* jsou v programu RFEM generovány automaticky, přičemž jsou posuzovány veškeré zadané zatěžovací stavy či jejich kombinace. Uživatel v souhrnném posudku pak vidí, jaké vnitřní síly rozhodovaly o únosnosti, jaké rovnice norem byly použity a které konstrukční prvky si mohou dovolit případnou optimalizaci¹.

Na tomto místě nebude popsán výsledek každého prutu rámu pro veškeré zatěžovací stavy, rovněž nebude uvedeno napětí v každé konstrukční části Londýnského oka. Bude ovšem popsán každý výsledný optimalizovaný profil rámu, přičemž bude symbolicky posouzen formou procentuálního využití tak, jak Eurokód 3 povoluje.



Obrázek 7.2 První ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav únosnosti. V levé části – tvar deformované konstrukce. V pravé části – tlačené (červeně), tažené (modře) prvky. [RFEM 5.04]

Rozhodujícími zatěžovacími stavy, resp. kombinacemi zatěžovacích stavů byly zejména tři z celkových 119 posuzovaných. Tyto kombinace zatěžovacích stavů lze systematicky rozdělit na tři kategorie prozatím bez uvažovaného vlivu součinitelů zatížení.

- Kombinace I
 - nahodilá zatížení → nulová
 - zatížení sněhem → nulové
 - zatížení větrem → kolmé na rovinu rámu, proti sklonu podpěr

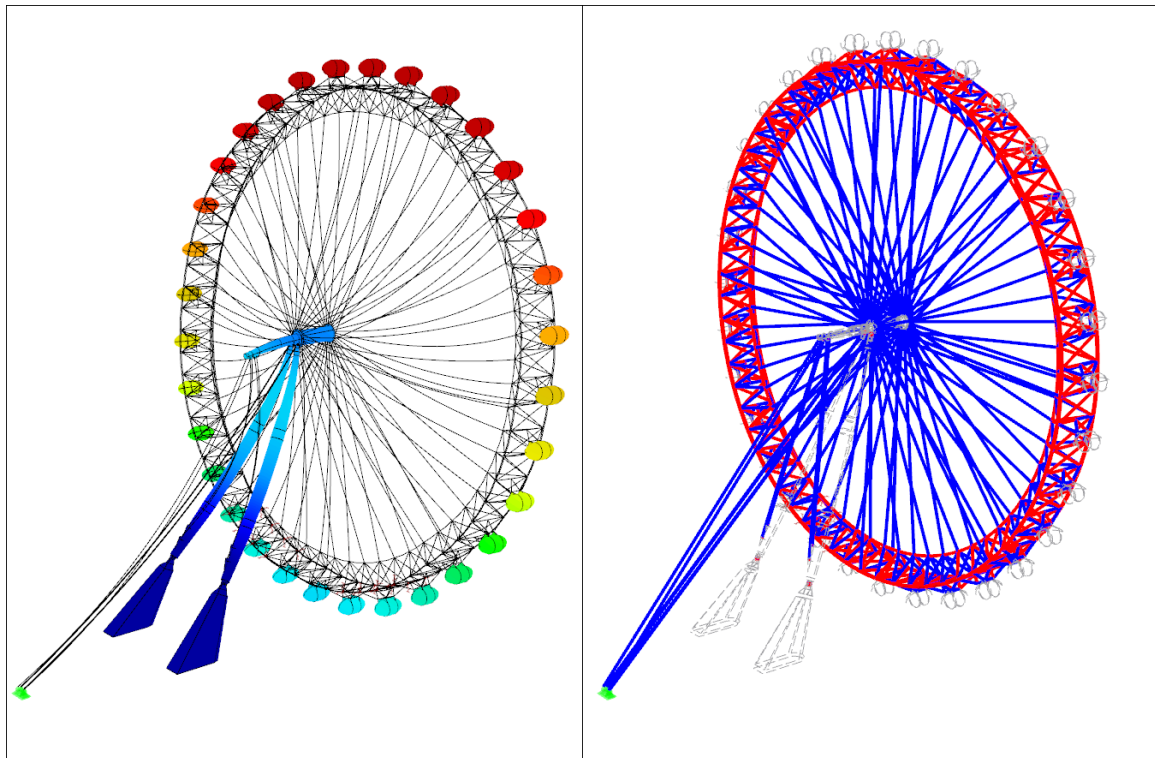
- Kombinace II
 - nahodilá zatížení → plné obsazení kabin
 - zatížení sněhem → plně zatíženo
 - zatížení větrem → kolmé na rovinu rámu, po sklonu podpěr

¹ Například změnu materiálu, dimenze profilů apod.

- Kombinace III – nahodilá zatížení → plné obsazení kabin
 - zatížení sněhem → plně zatíženo
 - zatížení větrem → v rovině rámu

Výsledkem zatížení Londýnského oka kombinací I je pak deformovaná konstrukce na obrázku 7.2. Deformace v levé části obrázku 7.2 je 50x zvětšena. Je zřejmé, že se vlivem větru celý rám vychyluje směrem k podporám – zaklání se. V průběhu výpočtu pak vlastní vychýlená hmota rámu působí jako nepříznivá. Čím více se rám v průběhu nanášení zatížení zaklání, tím více působí nepříznivé síly vlastní hmotnosti rámu na celou konstrukci – rám se snaží přepadnout. Velikost deformace zde není jako taková důležitá vzhledem k tomu, že se jedná o zatížení stanovené z mezních stavů únosnosti. Deformace stanovené z charakteristických hodnot zatížení budou probrány následně. Je ovšem zřejmé, že kombinace I bude zajímavá především z hlediska stability.

V pravé části obrázku 7.2 jsou pak vykresleny normálové vnitřní síly v prutech od zatížení kombinací I. Tlačené pruty jsou symbolicky značené červenou barvou, tažené pak barvou modrou. Hlavní nosný pás je samozřejmě tlačen díky radiálnímu zatížení předepnutými lany. Zbylé pruty jsou pak namáhány dle působícího zatížení, přičemž je patrné, že se nejedná o intuitivní systém namáhání prutů, o kterém by se mohlo ještě před výpočtem říci, jak bude namáhán.

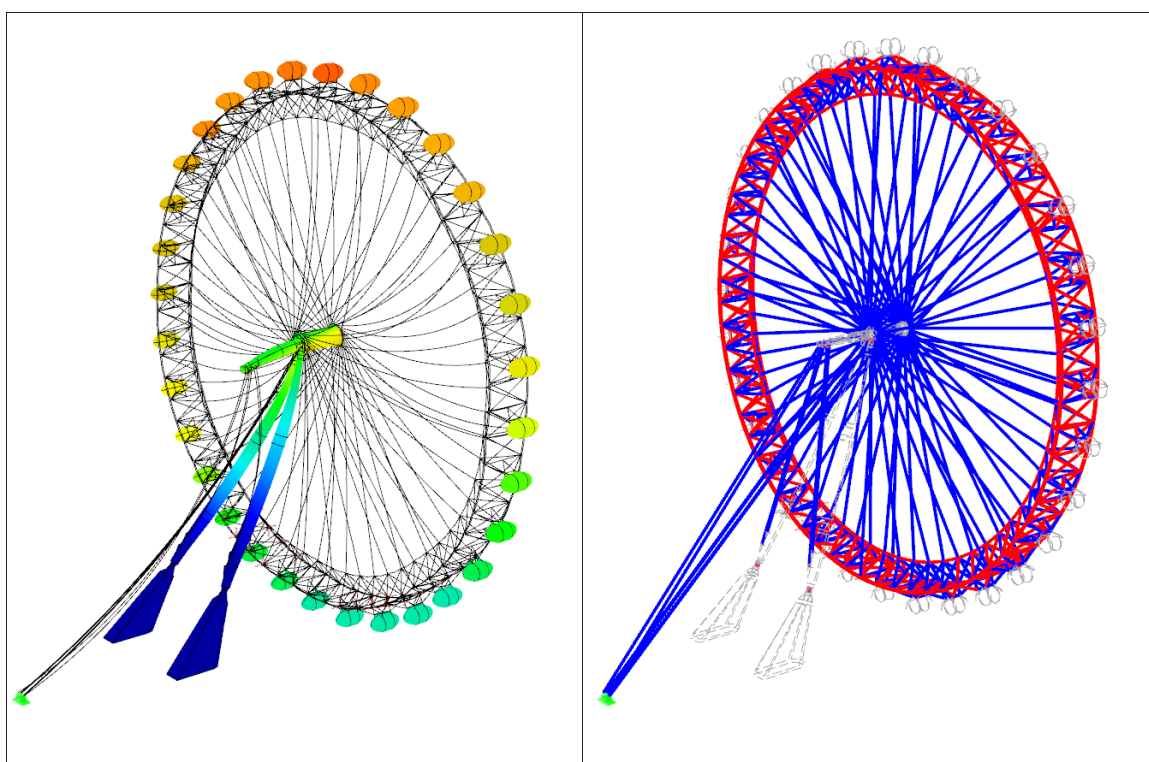


Obrázek 7.3 Druhý ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav únosnosti. V levé části – tvar deformované konstrukce. V pravé části – tlačené (červeně), tažené (modře) pruty. [RFEM 5.04]

Kombinace zatížení II je oproti předchozímu zatížení pravým opakem. Nejenže vítr zatěžující kolmo rovinu rámu vane opačným směrem – rám se předklání, ale i zatížení nahodilé a zatížení sněhem je v plné výši. Deformace v levé části obrázku 7.3 je 50x zvětšena. Opět i v tomto případě dochází ke stejnému negativnímu účinku vychýlené hmoty konstrukce rámu na celkové namáhání konstrukce. Tak, jak zatížení větrem postupně vychyluje rovinu rámu z její svislé polohy, začíná negativně přitěžovat vychýlená hmota rámu či nanesené zatížení konstrukci Londýnského oka.

Vhodnou otázkou by pak bylo, proč i v kombinaci zatížení I nedocházelo k většímu namáhání konstrukce při současném působení větru, plného zatížení nahodilého a plného zatížení sněhem. Důvodem je normativní pozadí v generovaných zatěžovacích kombinacích. Eurokódy obecně v případech kombinace zatížení rozlišují zatížení na účinky hlavní a vedlejší. K těmto hlavním účinkům zatížení se pak vztahují jiné kombinační součinitele zatížení než k účinkům vedlejším. Vznikají tak kombinační pravidla, díky kterým lze vyjádřit pravděpodobnosti souhry v působení několika zatížení současně. Dalším důvodem pak může být fakt, že při plném obsazení všech kabin a aplikování zatížení sněhem rám Londýnského oka přepadá tak, jako tomu je u kombinace zatížení II. Vítr vanoucí ve směru zatížení kombinace I však ono přepadávající kolo stabilizuje – vrací ho do svislé polohy.

V pravé části *obrázku 7.3* jsou pak vykresleny normálové vnitřní síly v prutech od zatížení kombinací II. Tlačené pruty jsou symbolicky značené červenou barvou, tažené pak barvou modrou. Rozdíl oproti kombinaci zatížení I, s výsledky na *obrázku 7.2*, je pak nepatrný ve smyslu vzniku tahového nebo tlakového namáhání.



Obrázek 7.4 Třetí ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav únosnosti. V levé části – tvar deformované konstrukce. V pravé části – tlačené (červeně), tažené (modře) pruty. [RFEM 5.04]

Ačkoliv *obrázek 7.4* zobrazuje ve své levé části 50x zvětšený deformovaný tvar konstrukce Londýnského oka od působícího zatížení kombinace III, podstatný problém této deformace možná není zřejmý. K výrazné deformaci, konkrétně k posunům, nedochází tak, jako u předchozích kombinací ve směru kolmém na rovinu rámu, ale v rovině rámu. Samotná rovina rámu zůstává svislá. Důležitý dopad této kombinace zatížení není až tak významný v namáhání prutů rámu. Ovšem pro oblast spoje, konkrétně spojení hřídele s podpěrami, je toto zatížení limitní. Konstrukce rámu se snaží v místě spoje otočit. Globální model však nebyl dostatečně komplexní, aby poskytl výsledky o vhodném či nevhodném konstrukčním detailu. V následující kapitole bude toto namáhání detailněji popsáno. Pro namáhání prutů v pravé části *obrázku 7.4* platí opět to samé jako pro varianty kombinací zatížení I a II.

OPTIMALIZOVANÝ PROFIL – HLAVNÍ NOSNÝ PÁS DN 400 (406,4x36) | EN 10220

Procentuální využití kapacity únosnosti průřezu je **90 %**.

Průřezová charakteristika	Symbol	Hodnota	Jednotka
Vzpěrná křivka podle EN	VK _{y,EN}	a	
Vzpěrná křivka podle EN pro ocel S 460	VK _{y,EN,S460}	a ₀	
Plně plast. normál. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	N _{pl,d}	9.141	MN
Plně plast. posouv. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	V _{pl,d}	3.360	MN
Plně plast. ohyb. moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,d}	1.078	MNm
Plně plast. torzní moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,x,d}	0.977	MNm
Vnější průměr	D	406.4	mm
Tloušťka stěny	s	36.0	mm
Plocha průřezu	A	41891.3	mm ²
Smyková plocha	A _y	20899.6	mm ²
Plocha jádra	A _{jád}	107754.0	mm ²
Plastická smyková plocha	A _{pl,y}	26668.8	mm ²
Moment setrvačnosti (plošný moment 2. stupně)	I _y	7.252E+08	mm ⁴
Poloměr setrvačnosti	i _y	131.6	mm
Polární poloměr setrvačnosti	i _p	186.1	mm
Objem	V	4.189E+07	mm ³ /m
Hmotnost průřezu	G	328.8	kg/m
Plocha pláště	A _{plášť}	1.277	m ² /m
Součinitel profilu	A _m /V	30.478	1/m
Moment tuhosti v kroucení	I _t	1.437E+09	mm ⁴
Elastický průřezový modul	W _y	3568900.0	mm ³
Statický moment	S _{y,max}	1238650.0	mm ³
Plastický průřezový modul	W _{pl,y}	4954610.0	mm ³
Plastický tvarový součinitel	α _{pl,y}	1.388	
Vzpěrná křivka (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN}	a	
Vzpěrná křivka pro ocel s $f_y \geq 460 \text{ N/mm}^2$ (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN,S460}	a ₀	

Tabulka 7.1 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu hlavního nosného pásu.

OPTIMALIZOVANÝ PROFIL – HLAVNÍ VÝZTUHA DN 150 (193,7x40) | EN 10220

Procentuální využití kapacity únosnosti průřezu je **58 %**.

Průřezová charakteristika	Symbol	Hodnota	Jednotka
Vzpěrná křivka podle EN	VK _{y,EN}	a	
Vzpěrná křivka podle EN pro ocel S 460	VK _{y,EN,S460}	a ₀	
Plně plast. normál. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	N _{pl,d}	4.214	MN
Plně plast. posouv. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	V _{pl,d}	1.549	MN
Plně plast. ohyb. moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,d}	0.206	MNm
Plně plast. torzní moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,x,d}	0.187	MNm
Vnější průměr	D	193.7	mm
Tloušťka stěny	s	40.0	mm
Plocha průřezu	A	19314.5	mm ²
Smyková plocha	A _y	10017.2	mm ²
Plocha jádra	A _{jád}	18554.0	mm ²
Plastická smyková plocha	A _{pl,y}	12296.0	mm ²
Moment setrvačnosti (plošný moment 2. stupně)	I _y	6.090E+07	mm ⁴
Poloměr setrvačnosti	i _y	56.2	mm
Polární poloměr setrvačnosti	i _p	79.4	mm
Objem	V	1.931E+07	mm ³ /m
Hmotnost průřezu	G	151.6	kg/m
Plocha pláště	A _{plášť}	0.609	m ² /m
Součinitel profilu	A _m /V	31.506	1/m
Moment tuhosti v kroucení	I _t	1.141E+08	mm ⁴
Elastický průřezový modul	W _y	628786.0	mm ³
Statický moment	S _{y,max}	241570.0	mm ³
Plastický průřezový modul	W _{pl,y}	966281.0	mm ³
Plastický tvarový součinitel	α _{pl,y}	1.537	
Vzpěrná křivka (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN}	a	
Vzpěrná křivka pro ocel s $f_y \geq 460 \text{ N/mm}^2$ (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN,S460}	a ₀	

Tabulka 7.2 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu hlavní výztuhy.

OPTIMALIZOVANÝ PROFIL – HLAVNÍ ZAVĚTROVÁNÍ DN 150 (168,3x30) | EN 10220

Procentuální využití kapacity únosnosti průřezu je **63 %**.

Průřezová charakteristika	Symbol	Hodnota	Jednotka
Vzpěrná křivka podle EN	VK _{y,EN}	a	
Vzpěrná křivka podle EN pro ocel S 460	VK _{y,EN,S460}	a ₀	
Plně plast. normál. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	N _{pl,d}	2.844	MN
Plně plast. posouv. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	V _{pl,d}	1.045	MN
Plně plast. ohyb. moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,d}	0.125	MNm
Plně plast. torzní moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,x,d}	0.114	MNm
Vnější průměr	D	168.3	mm
Tloušťka stěny	s	30.0	mm
Plocha průřezu	A	13034.5	mm ²
Smyková plocha	A _y	6668.3	mm ²
Plocha jádra	A _{jád}	15022.2	mm ²
Plastická smyková plocha	A _{pl,y}	8298.0	mm ²
Moment setrvačnosti (plošný moment 2. stupně)	I _y	3.263E+07	mm ⁴
Poloměr setrvačnosti	i _y	50.0	mm
Polární poloměr setrvačnosti	i _p	70.8	mm
Objem	V	1.303E+07	mm ³ /m
Hmotnost průřezu	G	102.3	kg/m
Plocha pláště	A _{plášt}	0.529	m ² /m
Součinitel profilu	A _m /V	40.564	1/m
Moment tuhosti v kroucení	I _t	6.233E+07	mm ⁴
Elastický průřezový modul	W _y	387760.0	mm ³
Statický moment	S _{y,max}	145702.0	mm ³
Plastický průřezový modul	W _{pl,y}	582807.0	mm ³
Plastický tvarový součinitel	α _{pl,y}	1.503	
Vzpěrná křivka (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN}	a	
Vzpěrná křivka pro ocel s $f_y \geq 460 \text{ N/mm}^2$ (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN,S460}	a ₀	

Tabulka 7.3 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu hlavního zavětrování.

OPTIMALIZOVANÝ PROFIL – VÝZTUHA KAPSULE DN 100 (133x10) | EN 10220

Procentuální využití kapacity únosnosti průřezu je **59 %**.

Průřezová charakteristika	Symbol	Hodnota	Jednotka
Vzpěrná křivka podle EN	VK _{y,EN}	a	
Vzpěrná křivka podle EN pro ocel S 460	VK _{y,EN,S460}	a ₀	
Plně plast. normál. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	N _{pl,d}	0.843	MN
Plně plast. posouv. síla podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	V _{pl,d}	0.310	MN
Plně plast. ohyb. moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,d}	0.033	MNm
Plně plast. torzní moment podle DIN 18800-1 pro $f_{y,d} = 21,82 \text{ kN/cm}^2$	M _{pl,x,d}	0.030	MNm
Vnější průměr	D	133.0	mm
Tloušťka stěny	s	10.0	mm
Plocha průřezu	A	3864.2	mm ²
Smyková plocha	A _y	1924.2	mm ²
Plocha jádra	A _{jád}	11882.3	mm ²
Plastická smyková plocha	A _{pl,y}	2460.0	mm ²
Moment setrvačnosti (plošný moment 2. stupně)	I _y	7355910.0	mm ⁴
Poloměr setrvačnosti	i _y	43.6	mm
Polární poloměr setrvačnosti	i _p	61.7	mm
Objem	V	3864160.0	mm ³ /m
Hmotnost průřezu	G	30.3	kg/m
Plocha pláště	A _{plášt}	0.418	m ² /m
Součinitel profilu	A _m /V	108.130	1/m
Moment tuhosti v kroucení	I _t	1.462E+07	mm ⁴
Elastický průřezový modul	W _y	110615.0	mm ³
Statický moment	S _{y,max}	37905.8	mm ³
Plastický průřezový modul	W _{pl,y}	151623.0	mm ³
Plastický tvarový součinitel	α _{pl,y}	1.371	
Vzpěrná křivka (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN}	a	
Vzpěrná křivka pro ocel s $f_y \geq 460 \text{ N/mm}^2$ (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN,S460}	a ₀	

Tabulka 7.4 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu výztuhy kapsule.

OPTIMALIZOVANÝ PROFIL – VZPĚRA KAPSULE DN 150 (168,3x20) | EN 10220

Procentuální využití kapacity únosnosti průřezu je **46 %**.

Průřezová charakteristika	Symbol	Hodnota	Jednotka
Vzpěrná křivka podle EN	VK _{y,EN}	a	
Vzpěrná křivka podle EN pro ocel S 460	VK _{y,EN,S460}	a ₀	
Plně plast. normál. síla podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	N _{pl,d}	2.033	MN
Plně plast. posouv. síla podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	V _{pl,d}	0.747	MN
Plně plast. ohyb. moment podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	M _{pl,d}	0.096	MNm
Plně plast. torzní moment podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	M _{pl,x,d}	0.087	MNm
Vnější průměr	D	168.3	mm
Tloušťka stěny	s	20.0	mm
Plocha průřezu	A	9318.0	mm ²
Smyková plocha	A _y	4676.1	mm ²
Plocha jádra	A _{jád}	17273.2	mm ²
Plastická smyková plocha	A _{pl,y}	5932.0	mm ²
Moment setrvačnosti (plošný moment 2. stupně)	I _y	2.608E+07	mm ⁴
Poloměr setrvačnosti	i _y	52.9	mm
Polární poloměr setrvačnosti	i _p	74.8	mm
Objem	V	9317960.0	mm ³ /m
Hmotnost průřezu	G	73.1	kg/m
Plocha pláště	A _{plášt}	0.529	m ² /m
Součinitel profilu	A _m /V	56.743	1/m
Moment tuhosti v kroucení	I _t	5.123E+07	mm ⁴
Elastický průřezový modul	W _y	309947.0	mm ³
Statický moment	S _{y,max}	110631.0	mm ³
Plastický průřezový modul	W _{pl,y}	442524.0	mm ³
Plastický tvarový součinitel	α _{pl,y}	1.428	
Vzpěrná křivka (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN}	a	
Vzpěrná křivka pro ocel s f _y ≥ 460 N/mm ² (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN,S460}	a ₀	

Tabulka 7.5 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu vzpěry kapsule.

OPTIMALIZOVANÝ PROFIL – ZAVĚTROVÁNÍ KAPSULE DN 100 (127x20) | EN 10220

Procentuální využití kapacity únosnosti průřezu je **81 %**.

Průřezová charakteristika	Symbol	Hodnota	Jednotka
Vzpěrná křivka podle EN	VK _{y,EN}	a	
Vzpěrná křivka podle EN pro ocel S 460	VK _{y,EN,S460}	a ₀	
Plně plast. normál. síla podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	N _{pl,d}	1.467	MN
Plně plast. posouv. síla podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	V _{pl,d}	0.539	MN
Plně plast. ohyb. moment podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	M _{pl,d}	0.050	MNm
Plně plast. torzní moment podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	M _{pl,x,d}	0.045	MNm
Vnější průměr	D	127.0	mm
Tloušťka stěny	s	20.0	mm
Plocha průřezu	A	6723.0	mm ²
Smyková plocha	A _y	3411.8	mm ²
Plocha jádra	A _{jád}	8992.0	mm ²
Plastická smyková plocha	A _{pl,y}	4280.0	mm ²
Moment setrvačnosti (plošný moment 2. stupně)	I _y	9957620.0	mm ⁴
Poloměr setrvačnosti	i _y	38.5	mm
Polární poloměr setrvačnosti	i _p	54.4	mm
Objem	V	6723010.0	mm ³ /m
Hmotnost průřezu	G	52.8	kg/m
Plocha pláště	A _{plášt}	0.399	m ² /m
Součinitel profilu	A _m /V	59.346	1/m
Moment tuhosti v kroucení	I _t	1.924E+07	mm ⁴
Elastický průřezový modul	W _y	156813.0	mm ³
Statický moment	S _{y,max}	57911.7	mm ³
Plastický průřezový modul	W _{pl,y}	231647.0	mm ³
Plastický tvarový součinitel	α _{pl,y}	1.477	
Vzpěrná křivka (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN}	a	
Vzpěrná křivka pro ocel s f _y ≥ 460 N/mm ² (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN,S460}	a ₀	

Tabulka 7.6 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu zavětrování kapsule.

OPTIMALIZOVANÝ PROFIL – TĚLO POHLCOVAČŮ KMITÁNÍ DN 200 (219,1x10) | EN 10220

Procentuální využití kapacity průřezu je **40 %**.

Průřezová charakteristika	Symbol	Hodnota	Jednotka
Vzpěrná křivka podle EN	VK _{y,EN}	a	
Vzpěrná křivka podle EN pro ocel S 460	VK _{y,EN,S460}	a ₀	
Plně plast. normál. síla podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	N _{pl,d}	1.433	MN
Plně plast. posouv. síla podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	V _{pl,d}	0.527	MN
Plně plast. ohyb. moment podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	M _{pl,d}	0.095	MNm
Plně plast. torzní moment podle DIN 18800-1 pro f _{y,d} = 21,82 kN/cm ²	M _{pl,x,d}	0.087	MNm
Vnější průměr	D	219.1	mm
Tloušťka stěny	s	10.0	mm
Plocha průřezu	A	6569.1	mm ²
Smyková plocha	A _y	3261.6	mm ²
Plocha jádra	A _{jád}	34339.8	mm ²
Plastická smyková plocha	A _{pl,y}	4182.0	mm ²
Moment setrvačnosti (plošný moment 2. stupně)	I _y	3.598E+07	mm ⁴
Poloměr setrvačnosti	i _y	74.0	mm
Polární poloměr setrvačnosti	i _p	104.7	mm
Objem	V	6569070.0	mm ³ /m
Hmotnost průřezu	G	51.6	kg/m
Plocha pláště	A _{plást}	0.688	m ² /m
Součinitel profilu	A _m /V	104.782	1/m
Moment tuhosti v kroucení	I _t	7.180E+07	mm ⁴
Elastický průřezový modul	W _y	328475.0	mm ³
Statický moment	S _{y,max}	109390.0	mm ³
Plastický průřezový modul	W _{pl,y}	437561.0	mm ³
Plastický tvarový součinitel	α _{pl,y}	1.332	
Vzpěrná křivka (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN}	a	
Vzpěrná křivka pro ocel s f _y >= 460 N/mm ² (DIN 18800-2:2008-11)	VK _{y,DIN,S460}	a ₀	

Tabulka 7.7 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu těla pohlcovačů kmitání.

DODATKY K UVEDENÝM OPTIMALIZOVANÝM PROFILŮM

Pruty hlavního nosného pásu rámu Londýnského oka byly modelovány jako spojité pruty s konstantní křivostí. Eurokód 3 však nabízí jen omezené informace, jak takto modelované pruty posuzovat na jejich vzpěrnou únosnost. Problém není jen ve vzpěrných délkách, je bohužel i v zohlednění přímo napojené geometrie, která je v případě hlavního nosného pásu představována hlavními výztuhami, hlavním zavětrováním pásu, ale i napojenými lany. Pruty hlavního nosného pásu byly proto posuzovány dvojím způsobem. V prvním kroku se posoudilo jejich výsledné napětí při nejméně příznivé kombinaci zatížení. V druhém kroku se pak zjišťovala kritická síla potřebná pro ztrátu stability hlavního nosného pásu, resp. každého z jeho tří prutů, viz *obrázek 4.12*. Problém lineární stability a nalezení kritické síly prutu lze popsat následovně:

Při řešení problému lineární stability se hledá takový stav napjatosti konstrukce, při kterém může vzniknout deformace, aniž by se zvětšilo dané zatížení.

Matematicky se pak hledá netriviální řešení homogenní soustavy lineárních rovnic. Je známo, že homogenní soustava rovnic má netriviální řešení jen tehdy, pokud se determinant soustavy rovná nule. Řeší se tedy determinantní rovnice. [30]

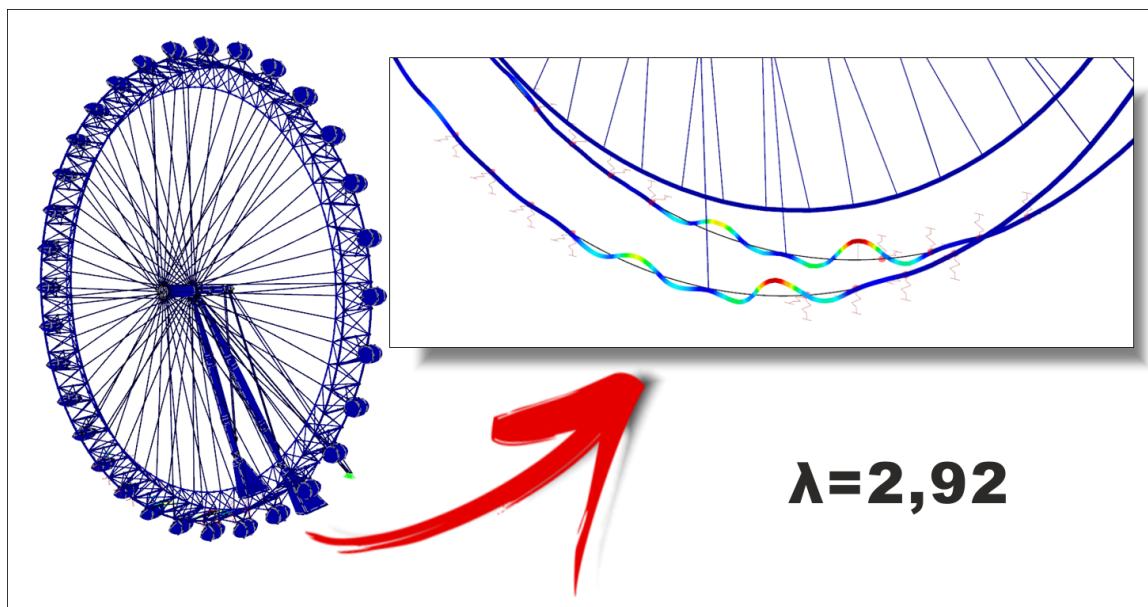
Tuto determinantní rovnici lze zapsat jako

$$\det|[K] + \lambda_i[S]| = 0 \quad (7.1)$$

V rovnici (7.1) je matice $[K]$ materiálová matice tuhosti, matice $[S]$ geometrická matice tuhosti pro dané zatížení a λ_i jsou hledané součinitele zatížení, při kterých je rovnice (7.1) splněna, tzv. *vlastní čísla*.

Netriviálním řešením pro dané vlastní číslo je potom *vlastní vektor*, tj. tvar ztráty stability. Řešení dané homogenní soustavy rovnic vyhovuje každý vektor parametrů deformace, který je násobkem vypočítaného vlastního vektoru. Determinant rovnice (7.1) představuje polygon n -tého stupně, kde n je řád matic $[K]$ a $[S]$. Obecně lze nalézt n řešení. Při řešení úlohy stability má však obvykle smysl pouze nejnižší nalezené vlastní číslo. [30]

V případě hlavního nosného pásu se jednalo o součinitel zatížení $\lambda = 2,92$ a to pro nejméně příznivou zatěžovací kombinaci III. Z toho pak plyne, že ke ztrátě stability prutů hlavního nosného pásu dojde při aplikovaném zatížení kombinace III násobené součinitelem rovným 2,92.



Obrázek 7.5 První vlastní číslo a tvar vybočení prutů hlavního nosného pásu.

Pro všechny ostatní uvedené optimalizované profily byly v únosnosti rozhodující kombinace ohybových momentů s normálovými vnitřními silami. Důvodem, proč se využitelnost únosnosti jednotlivých profilů pohybuje v okolí 60 %, je požadavek minimalizace deformace konstrukce Londýnského oka. Změna profilů a následný dopad na chování rámu byla probrána v kapitole 4.2. V jednotlivých grafech odezvy lze pak nalézt zdůvodnění optimalizovaných profilů.

Ačkoliv je optimalizovaný profil těl dynamických pohlcovačů kmitání uveden zde v kapitole mezních stavů únosnosti, jedná se spíše o zařazení z hlediska uceleného celku. Samotné profily pohlcovačů jsou namáhány jen tíhou balastní hmoty, viz kapitola 6.2.1 a posléze klimatickým zatížením. Ovšem vzhledem k možnému prokluzu spojení profilů těl pohlcovačů vůči hlavnímu pásu nevznikaly v profilech pohlcovačů významné vnitřní síly. Bylo však nutné dosáhnout jejich dobré tuhosti, a to zejména z důvodu omezení kmitání a také pro splnění podmínek nadměrného průhybu tak, aby nebyla negativně ovlivněna funkčnost těchto dynamických pohlcovacích systémů. Procentuálním využitím kapacity průřezu 40 % je tedy myšleno zohlednění průhybu těla pohlcovačů kmitání. Masivnost profilu je však naddimenzována vzhledem ke zvýšení jeho tuhosti pro eliminaci nepříznivého kmitání.

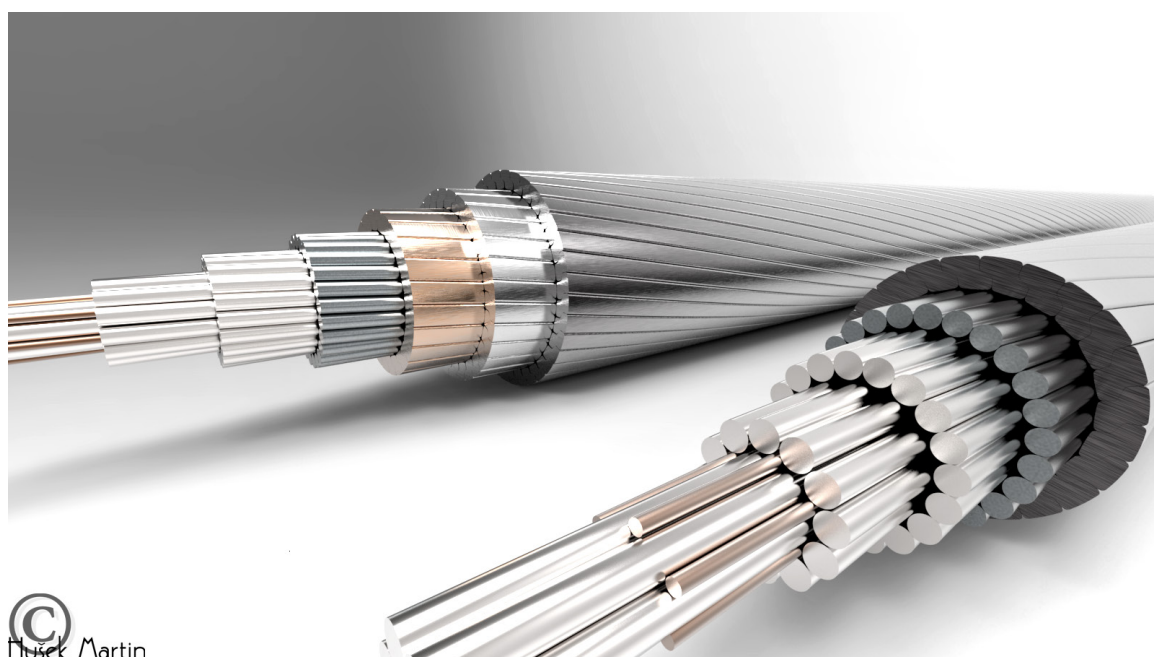
LANA

Počáteční předpětí v lanech, ať už středových, tangenciálních, či kotevních, není jejich výsledným předpětím, resp. nevyvozuje výsledné napětí. Výsledné napětí v lanech středových a tangenciálních však také není to výsledné, které by alespoň po nějakou dobu zůstalo konstantní. Tak, jak se rám kola otáčí kolem osy, mění se jednotlivé síly v těchto lanech. Pakliže by se neměnilo zatížení přitěžující rám kola, lana středová i tangenciální by při otočení kola o 360° prošla fází

maximálního namáhání a fázi minimálního namáhání. V obou případech by samozřejmě stále byla namáhána tahem. Fáze maximálního namáhání je dosažena, když je lano natočeno od osy směrem dolů², naopak fáze minimálního namáhání je dosažena, když je lano natočeno od osy směrem vzhůru³. Počáteční předpětí je pak nutné volit i s ohledem na únavu materiálu lan a zejména pak s ohledem na konstrukční řešení detailů spojení lana s konstrukcí. Doporučené předepnutí lan nemá dle [22] a [23] být menší než $0,1f_u$, kde f_u značí mezní únosnost lan.⁴ Doporučené maximální napětí však nemá překročit $0,45f_u$. Je zřejmé, že pro zaručení dlouhé životnosti lan i konstrukčních detailů by se měla napětí v lanech pohybovat v rozmezí

$$\sigma_{Ed} \in \langle 0,1f_u ; 0,45f_u \rangle \quad (7.2)$$

Lana je navíc nutné před osazením do konstrukce několikrát zatížit napětím $0,1$ až $0,5f_u$. Tímto způsobem se eliminují plastické deformace lan, způsobené vinutím drátů. V případě Londýnského oka se jednalo o uzavřená ocelová lana⁵ Macalloy-Tensoteci Galvanised Cable Systems. Vizualizace lan je na obrázku 7.6.



Obrázek 7.6 Vlevo kotvení lano v 10 vrstvách, vpravo středové a tangenciální lano v 6 vrstvách.

DRUH LANA	MAX NAPĚTÍ	MIN NAPĚTÍ	MAX VYUŽITÍ ¹	MIN VYUŽITÍ ¹	ROZKMIT NAPĚTÍ
středové	693,03 MPa	396,52 MPa	$0,42 \cdot f_u$	$0,24 \cdot f_u$	$0,18 \cdot f_u$
tangenciální	612,14 MPa	311,89 MPa	$0,37 \cdot f_u$	$0,19 \cdot f_u$	$0,18 \cdot f_u$
podpěry → kotvení	990,08 MPa	764,10 MPa	$0,60 \cdot f_u$	$0,46 \cdot f_u$	$0,14 \cdot f_u$
hřidel → kotvení	496,45 MPa	239,16 MPa	$0,30 \cdot f_u$	$0,14 \cdot f_u$	$0,15 \cdot f_u$
hřidel → podpěry	196,65 MPa	174,71 MPa	$0,12 \cdot f_u$	$0,11 \cdot f_u$	$0,01 \cdot f_u$

¹ Hodnota f_u lan Macalloy-Tensoteci Galvanised Cable Systems je rovna 1660 MPa.

Tabulka 7.8 Namáhání lan Londýnského oka.

² Na analogickém číselníku hodin by se jednalo o rafičku ukazující na 6.

³ Na analogickém číselníku hodin by se jednalo o rafičku ukazující na 12.

⁴ Pracovní diagram ocelových lan je většinou bez zřejmé meze kluzu. Obvykle se může brát smluvně při poměrném přetvoření 2 ‰. U kvalitních ocelových lan lze však pro mezní namáhání volit mez únosnosti.

⁵ Pozn. autora: V překladu „Full Locked Coil Strands“.

OCELOVÉ PLOCHY

Výše uvedené posudky se týkaly komponentů prutového typu. Ačkoliv program RFEM je schopný posoudit i plošné komponenty modelu, nebylo toho ve smyslu detailní analýzy využito. V globálním modelu byla obzvláště v místech propojení plošných prvků provedena řada zjednodušení⁶, a proto byla ponechána detailní napjatostní analýza včetně posouzení dle platných norem na samostatné analýzy. Program RFEM pomohl, jak bylo několikrát v textu již zmíněno, k samotnému návrhu Londýnského oka. Nicméně program RFEM dle autorova názoru momentálně není schopný konkurovat nástrojům, jež poskytuje program ANSYS. Z tohoto důvodu bylo detailní posouzení provedeno v programu ANSYS, přičemž bude popsáno v následujících kapitolách.

7.1.2. MEZNÍ STAV POUŽITELNOSTI

Eurokód 3 ani žádný další Eurokód bohužel neposkytuje dostatečně konkrétní stanoviska, ze kterých by bylo zřejmé, co musí výšková konstrukce typu Ferrisova kola splňovat a za jakých okolností má být posuzována z hlediska mezních stavů použitelnosti. Lze samozřejmě vždy zaujmout dvojí postoj. Jednou z možností je konstrukce posoudit dle normativních požadavků, které specifikují mezní stavy použitelnosti, avšak pro konstrukce jiného typu. Druhou možností je pak přímo si vyžádat specifika a omezení od investora stavby tak, jak je tomu například u výškových sloupů nesoucích zesilovače mobilních operátorů⁷.

Pakliže by bylo využito varianty první, a tedy přihlédnuto k normám upřesňujícím mezní stavy použitelnosti pro stavby podobného typu, jednalo by se zejména o normy:

- Eurokód 3, část 3-1 – Navrhování ocelových konstrukcí – Stožáry, která stanovuje
 - maximální vodorovný posun
 - maximální natočení
 - přípustné kmitání konstrukce
- ČSN 73 1430 – Navrhování ocelových konstrukcí stožárů, která stanovuje
 - maximální vodorovný posun
 - maximální natočení
 - přípustné kmitání konstrukce

Jakkoliv by se mohlo zdát, že alespoň varianta dnes platného Eurokódu 3, část 3-1 může poskytnout minimální informace o mezním stavu použitelnosti, norma pouze uživatele odkazuje v článku

7.2.2 Definice mezních hodnot

(1) Mezní hodnoty se mají stanovit pro každý uvažovaný zatěžovací stav, viz příloha B.

na přílohu B, přičemž v ní lze nalézt, konkrétně v článku

B 4.3.2.7 Zatížení pro stanovení průhybů a natočení

(1) Limity stanoví objednatel v zadání pro projekt, viz 7.2.2.

Ačkoliv může uvedený příklad působit snad i komicky, kdy jeden článek odkazuje zpět na původní, přičemž ani jeden z nich není schopný dát jakoukoliv uchopitelnou informaci, původní

⁶ Nejčastěji geometrické, viz například kapitola 5.3.

⁷ V tomto případě je specifikováno maximální možné natočení zesilovače, popř. vysílače.

norma z roku 1984 – ČSN 73 1430 specifikuje alespoň mezní vodorovný posun bodů konstrukce, které mají splnit rovnici (7.3).

$$u_{max(z)} < 0,01 \cdot h_{(z)} \quad (7.3)$$

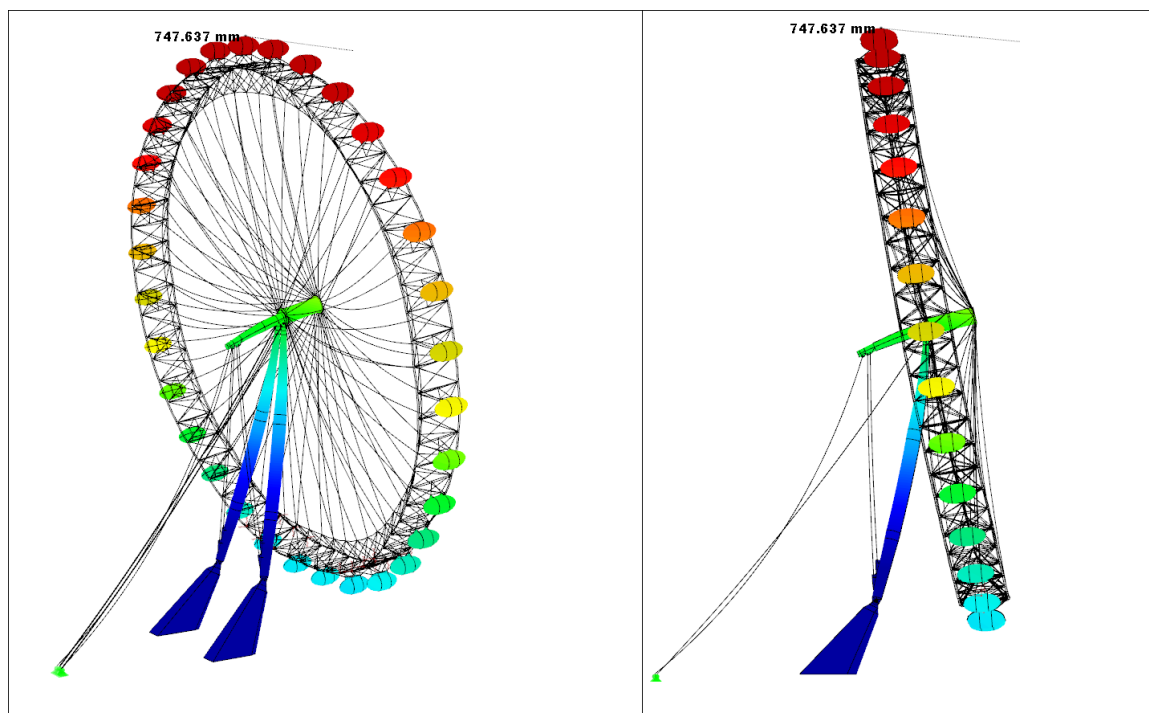
Kde $h_{(z)}$ je výška posuzovaného bodu nad patou stožáru. V případě Londýnského oka by pak pro nejvyšší bod konstrukce platilo

$$u_{max(135)} < 1,35 \text{ m} \quad (7.4)$$

V posudcích pro mezní stav použitelnosti Londýnského oka byly rozhodující opět tři kombinace zatížení z celkových 52 posuzovaných, které lze popsat následovně:

- Kombinace I – nahodilá zatížení → nulová
 – zatížení sněhem → nulové
 – zatížení větrem → kolmé na rovinu rámu, proti sklonu podpěr
- Kombinace II – nahodilá zatížení → plné obsazení kabin
 – zatížení sněhem → plně zatíženo
 – zatížení větrem → kolmé na rovinu rámu, po sklonu podpěr
- Kombinace III – nahodilá zatížení → plné obsazení kabin
 – zatížení sněhem → plně zatíženo
 – zatížení větrem → v rovině rámu

Na následujících obrázcích budou výsledky těchto tří kombinací zatížení zobrazeny, příčemž budou doplněny o krátký text. Veškeré deformace jsou zvětšeny 50x tak, aby bylo zřejmé chování konstrukce. Pro lepší orientaci ve výsledcích jsou části deformované konstrukce barevně rozlišeny. Teplé barvy značí posuny maximální, studené barvy pak posuny zanedbatelné.



Obrázek 7.7 První ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav použitelnosti. Zleva – tvar deformované konstrukce v perspektivě, tvar deformované konstrukce v pohledu. [RFEM 5.04]

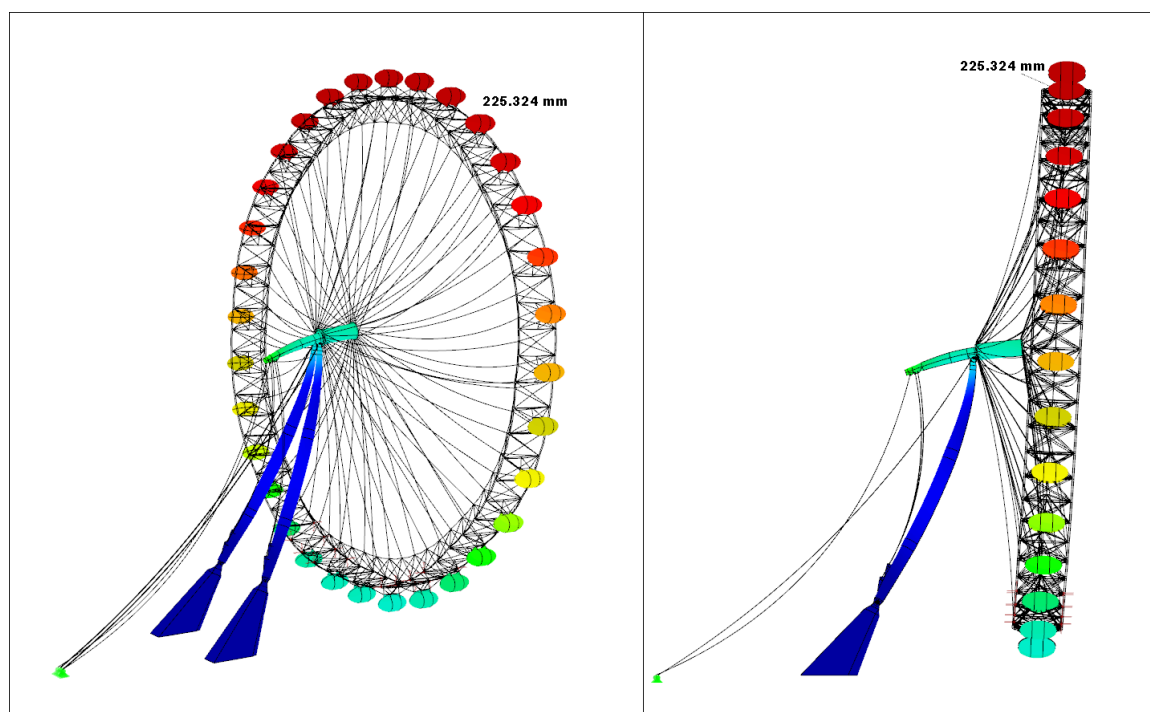
Na *obrázku 7.7* je zobrazená deformace konstrukce Londýnského oka, která je víceméně stejná s deformací na *obrázku 7.2 kapitoly 7.1.1*. Rozdíl je jen ve velikosti deformace vzhledem k navrhovanému zatížení, kdy v případě deformace pro posouzení mezního stavu použitelnosti bylo modelované zatížení charakteristické.

Hodnota maximálního celkového posunu⁸ je přibližně 750 mm. Ačkoliv se může zdát tato deformace nadměrná, je nutné si uvědomit, že vítr působící proti sklonu podpěr byl uvažován jako kvazistatický. Eurokód – Zásady navrhování konstrukcí definuje kvazistatické zatížení jako

„Dynamické zatížení reprezentované ve statickém modelu pomocí ekvivalentního statického zatížení.“ [19]

Ve smyslu velikosti zatížení se pak jedná o zatížení násobené zvyšujícími součiniteli. Dalším významným prvkem ovlivňujícím velikost tohoto zatížení je součinitel pravděpodobnosti c_{prob} , který násobí velikost základní hodnoty rychlosti větru. Součinitel c_{prob} v sobě reflektuje návrhovou životnost konstrukce, a vyjadřuje tak pravděpodobnost překročení základní hodnoty rychlosti větru právě po dobu životnosti konstrukce. Samotná statická výchylka konstrukce od působení větru nemusí tak být nutně směrodatným ukazatelem nadměrných deformací. Při dynamickém zatěžování konstrukce, např. při buzení silou ve směru kolmém na tok větru, která symbolizuje odtrhávání Strouhalových vírů, může dojít ke vzniku rezonance konstrukce a výchylka rámu pak může značně převyšovat statickou výchylku.

Jak bylo naznačeno v *kapitole 7.1.1*, kombinace zatížení I je rovněž důležitá z hlediska stability konstrukce jako takové. Stabilizující zatížení, které by v tomto případě odpovídalo plnému zatížení nahodilému a zatížení sněhem, je nulové. Zaklánějící se rám Londýnského oka je tak stabilizován pouze pružným podepřením ve spodní části rámu a silami ve středových a tangenciálních lanech. V těch pak může vznikat extrémní napětí.

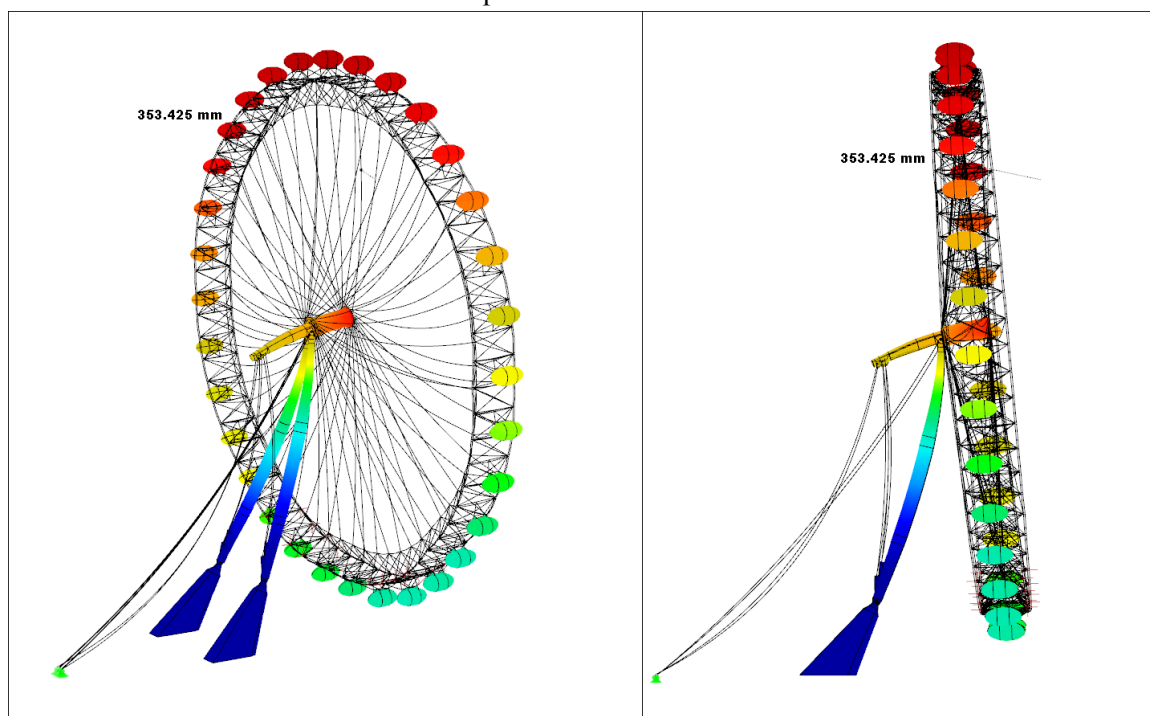


Obrázek 7.8 Druhý ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav použitelnosti. Zleva – tvar deformované konstrukce v perspektivě, tvar deformované konstrukce v pohledu. [RFEM 5.04]

⁸ Nikoliv jen vodorovného.

Deformace konstrukce vyvolaná druhou kombinací zatížení je pravým opakem kombinace zatížení I – *obrázek 7.8*. Opět tak, jako na *obrázku 7.3*, v *kapitole 7.1.1* je deformace svým způsobem stejná, ovšem menší, vzhledem k charakteristickým hodnotám zatížení. Hodnota maximálního celkového posunu⁹ je přibližně 225 mm. Tato hodnota je daleko snesitelnější, než hodnota deformace z kombinace zatížení I. Ačkoliv vítr i zbylé zatížení předkládá rám Londýnského oka, uplatní se v tomto případě nejvíce stabilizující prvky, a to kotevní lana. Kotevní lana tak redukuje posun rámu ve směru sklonu podpěr na 30 % výchylky, způsobené kombinací zatížení I opačného směru.

Poslední deformace globálního výpočtového modelu zde zmíněná bude deformace od kombinace zatížení III – *obrázek 7.9*. Oproti předchozí kombinaci zatížení se vítr pouze otáčí ze směru kolmého na rovinu rámu na směr paralelní s rovinou rámu.



Obrázek 7.9 Třetí ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav použitelnosti. Zleva – tvar deformované konstrukce v perspektivě, tvar deformované konstrukce v pohledu. [RFEM 5.04]

Tomu také odpovídají výsledky. Jak bylo řečeno, teplé barvy značí deformace, konkrétně posuny maximální. Oproti předcházejícím dvěma výsledkům, kdy bylo barevné schéma po výškové úrovni konstantní, tomu tak zde není. Nejlépe postřehnutelný rozdíl je nyní v oblasti hřídele. Londýnské oko se celé otáčí kolem kloubu spojení hřídele a podpěr. Hodnota maximálního celkového posunu¹⁰ je přibližně 350 mm, přičemž se posun primárně odehrává v rovině rámu. Kombinace zatížení III bude jednou z posuzovaných v následující analýze hřídele. Na její deformaci pak budou zřejmé vznikající problémy namáhání.

Veškeré deformace zde popsané, resp. jejich maximální hodnoty splňují podmínky rovnice (7.3). Vzhledem k tomu, že nelze říci, jaké další objektivní podmínky mají být plněny, byl návrh konstrukce Londýnského oka považován za dostatečně tuhý. Popisované předdimenzování profilů rámu v *kapitole 7.1.1* bylo zejména z důvodů minimalizace deformace konstrukce jako celku. Jednotlivé profily tak tvoří stabilizující hmotu a zároveň dostatečně tuhý rám.

⁹ Nikoliv jen vodorovného.

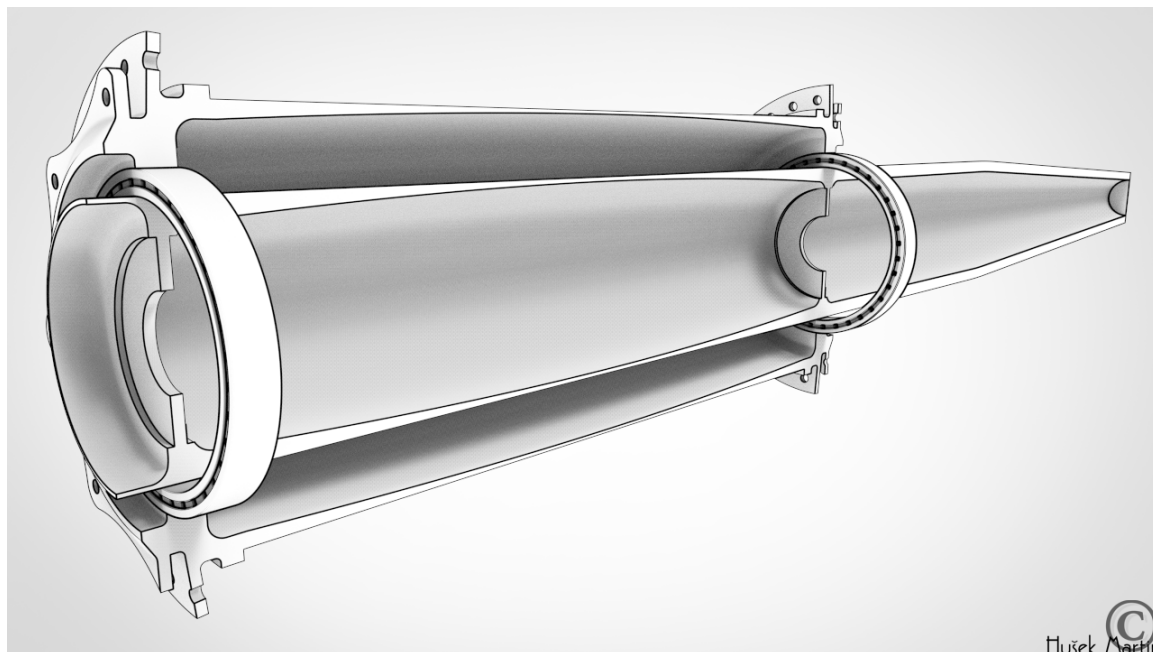
¹⁰ Nikoliv jen vodorovného.

7.2. ANALÝZA HŘÍDELE

V kapitole 7.1.1 bylo v posudku plošných ocelových částí modelu uvedeno, že jim bude věnována větší pozornost v následujících kapitolách. Vzhledem k tomu, že tyto plošné části modelu, popsané také v kapitole 5, mají vždy kruhový profil, a jednalo by se tak vždy o stejný proces návrhu resp. posudku, tj.

- modelování komplexní geometrie části konstrukce,
- tvorba výpočtového modelu s okrajovými podmínkami,
- vyhodnocení napjatostní analýzy,
- návrh optimalizace,

bude tento proces proveden pouze pro reprezentativní část konstrukce, a to konkrétně pro hřídel Londýnského oka. Jednak se jedná o primární nosný systém celého rámu¹¹, ale i z hlediska namáhání se jedná o komponentu, které by se měla věnovat větší pozornost.



Obrázek 7.10 Řez hřídelí a osou Londýnského oka bez výztužného diafragma.

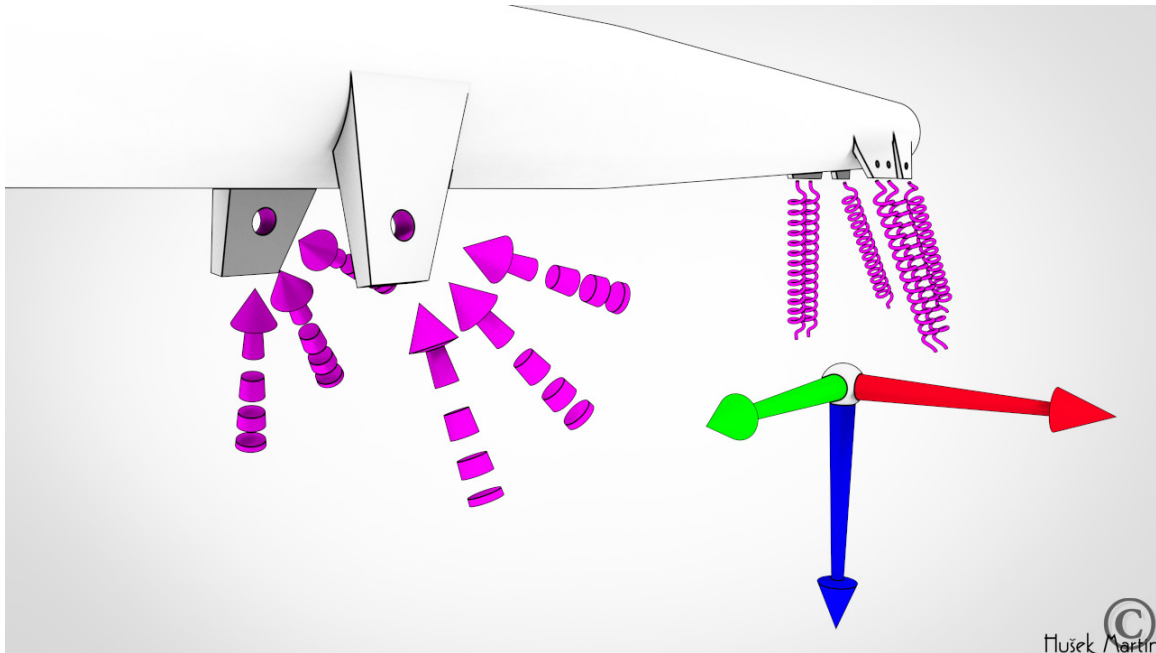
Specifika analýzy by se dala shrnout následovně:

- Celá modelovaná geometrie a z ní následně vytvořený výpočtový model hřídele byl tvořen prostorovými konečnými prvky.
- Podepření výpočtového modelu spočívalo v nelineárním plošném podepření působícím pouze v tlaku a pružném podepření s konkrétními pérovými tuhostmi¹². Nelineární plošné podepření bylo aplikováno na válcové plochy pomocného konstrukčního prvku hřídele, který zprostředkovává čepové spojení hřídele s podpěrami, viz také obrázek 5.8. Pružné podepření potom nahrazovalo jednotlivá kotevní lana. Vše je patrné z obrázku 7.11. V případech zatížení v rovině rámu bylo rovněž aplikováno podepření v tomto směru.

¹¹ Sekundárním nosným systémem, který pomáhá udržet rám kola v silové rovnováze, jsou pružné podpory ve spodní části rámu.

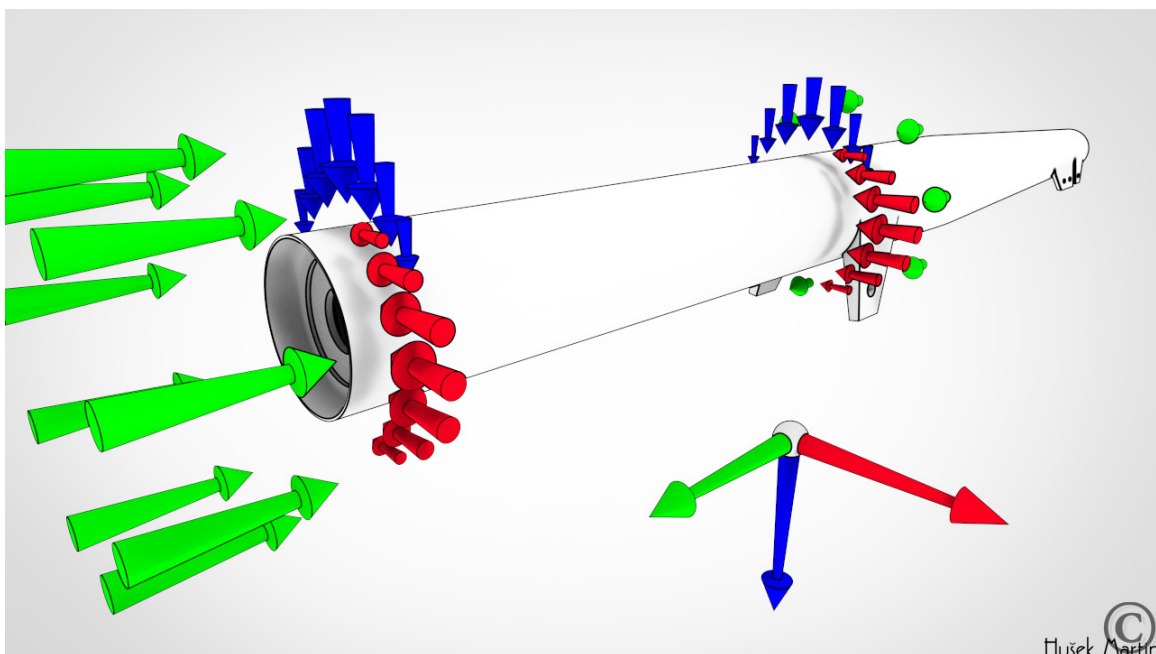
¹² Tuhosti byly odvozeny z charakteristik jednotlivých kotevních lan.

Tato dodatečná lineární okrajová podmínka se vztahovala pouze na ty válcové plochy, na které již bylo aplikováno podepření nelineárního typu.



Obrázek 7.11 Schéma podepření modelu hřídele.

- Silové zatížení bylo postupně nanášeno přes celý výpočtový krok¹³. Výsledné velikosti zatížení byly přebírány z již několikrát uvedených kombinací zatížení I, II a III, modelovaných pro mezní stavy únosnosti. Princip odvození aplikovaného zatížení bude popsán po tomto shrnutí analýzy. Na obrázku 7.12 je pak vizualizace schematického zatížení aplikovaného na model hřídele. Jednalo se zejména o tři typy nanášeného zatížení.

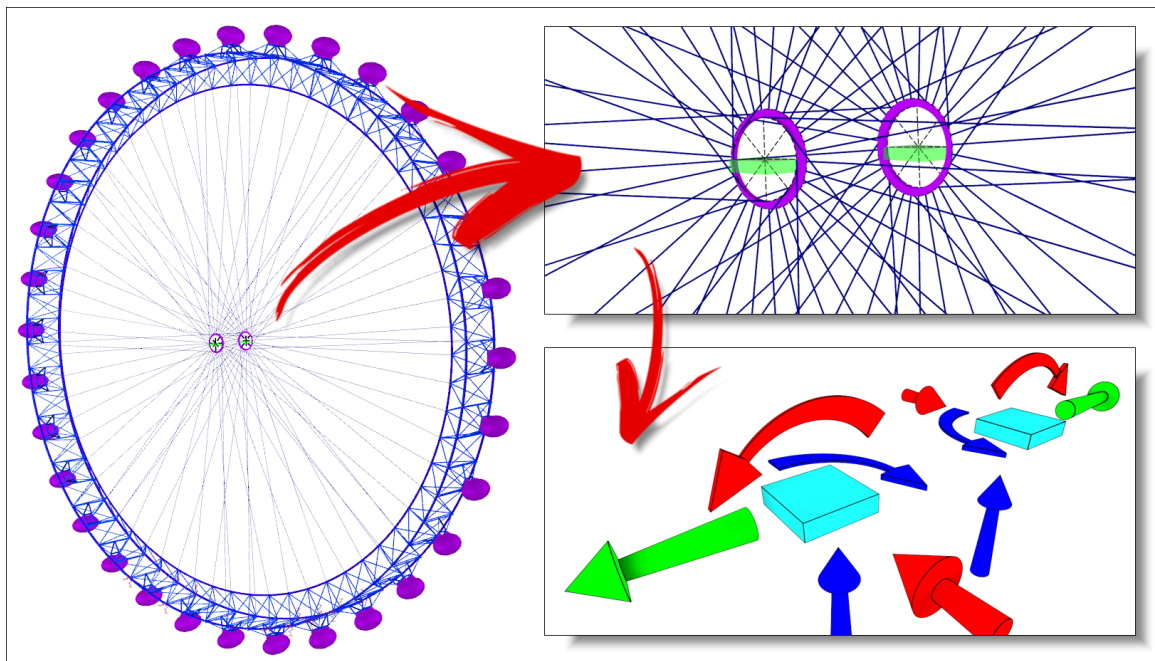


Obrázek 7.12 Schéma zatížení modelu hřídele.

¹³ V terminologii programu ANSYS se jedná o tzv. *Ramped Loading*.

- zatížení ložiskového typu¹⁴ – Lze aplikovat pouze na válcové plochy. Zadává se formou výsledné síly, přičemž síla musí být kolmá na tyto plochy. Program pak automaticky převede zatížení do příčných uzlů konečných prvků tak, aby byla zatížena pouze ta část ploch, která by byla namáhána při reálném čepovém namáhání.
 - zatížení na plochy – Lze aplikovat na veškeré typy ploch formou plošného zatížení či výslednou silou.
 - předpětí v pružinách – Lze aplikovat počáteční silou nebo počátečním pretvořením pružin.
- Výše popsaná zatížení ložiskového typu a rovněž zatížení na plochy byla aplikována pouze na ty části plochy hřídele, které jsou přímo v kontaktu s tělem ložisek, viz *obrázek 7.10*.
 - Předpětí v pružinách bylo zadáno dle navrženého předpětí kotevních lan, vysvětleného v *kapitole 6.1*.
 - Dalším, avšak méně podstatným typem zatížení bylo aplikování gravitačního zrychlení v opačném směru modré osy souřadného systému na *obrázku 7.12*.¹⁵
 - Materiálový model hřídele odpovídal konstrukční oceli S460, přičemž se jednalo o bilineární pracovní diagram s mezí kluzu 460 MPa. Počáteční modul pružnosti byl 210 GPa, modul zpevnění, který již definuje plastické deformace, byl 1 GPa.

Pro odvození silového zatížení byl použit globální výpočtový model, analyzovaný v programu RFEM, avšak upravený. Konkrétně se jednalo o odstranění nosné konstrukce rámu tak, aby ve výpočtovém modelu zůstal pouze rám s lany, viz *obrázek 7.13*.

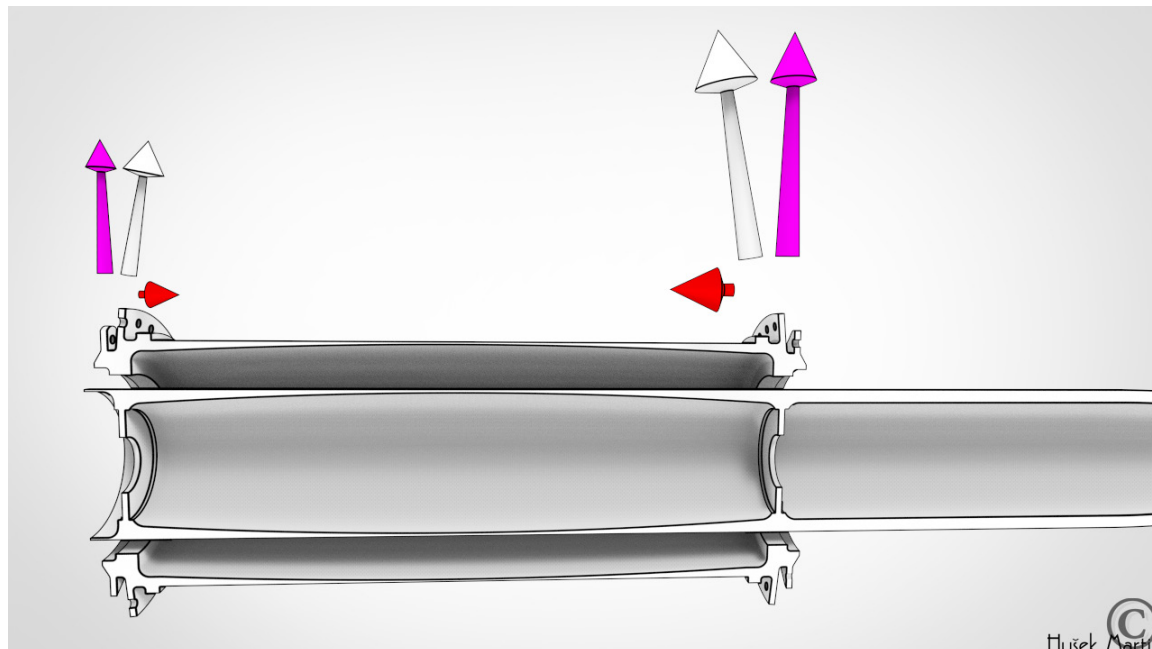


Obrázek 7.13 Upravený globální model pro potřeby získání silového namáhání ložisek.

¹⁴ V terminologii programu ANSYS se jedná o tzv. *Bearing Load*.

¹⁵ Vliv setrvačných sil pak působí shodně s orientací modré osy souřadného systému.

Z obrázku 7.13 je pak zřejmé, že se veškerá lana středová a tangenciální sbíhají do jedné, resp. do dvou podpor typu vetknutí, které jsou umístěny v pozicích těžišť ložisek. Propojení konců lan s vetknutím je modelováno prostřednictvím tuhých prutů. Podepření modelu na obrázku 7.13 je vykresleno se silovými i s momentovými reakcemi. V případě momentových reakcí nejsou však vykresleny ty z nich, které leží v rovině rámu. Pro lepší pochopení myšlenky modelování zatížení hřídele jsou zde uvedeny úvahy, ze kterých se při analýze hřídele vycházelo.



Obrázek 7.14 Rozklad silového účinku lana.

Výpletová lana rámu jsou kotvena po celém obvodu osy. Namáhání v lanech je vždy tahové. Silový účinek lan na osu je vykreslen na obrázku 7.14, přičemž bílá šipka znázorňuje normálovou sílu v lanu. Tyto normálové síly v lanech jsou po celém obvodu osy různé. Při rozkladu sil do složek radiálních¹⁶ a tangenciálních¹⁷, tak jak je tomu na obrázku 7.14, vzniká jistá silová soustava v oblasti každého ložiska. Tato silová soustava může být dále rozložena na soustavu silově rovnovážnou¹⁸ a na soustavu silově nerovnovážnou¹⁹.

Bylo předpokládáno, že radiální síly rovnovážné soustavy přenesou tělo osy. Výslednici radiálních sil nerovnovážné soustavy přenesou hřídel a je jí pak zatěžována. Této výslednici radiálních sil nerovnovážné soustavy odpovídá součet silové reakce horizontální, působící rovnoběžně s rovinou rámu, a silové reakce vertikální, avšak s opačným smyslem, viz obrázek 7.13 – červené a modré silové reakce. Vzhledem k tomu, že veškeré radiální síly procházejí podélnou osou hřídele, nevytvářejí tak přídatný torzní moment ležící v rovině rámu.

Výslednici tangenciálních sil z obrázku 7.14 je součet všech těchto sil působících po obvodu osy resp. po obvodu jednotlivých ložisek. Tomuto odpovídají silové reakce kolmé na rovinu rámu z obrázku 7.13 – zelené silové reakce. Vzhledem k tomu, že obecně žádná z tangenciálních sil není stejná, vzniká tak přídatný prostorový moment, resp. po rozkladu dvojice momentů. Této dvojici momentů odpovídají momentové reakce na obrázku 7.13 – červené a modré momentové reakce. Jedná se o momentové reakce, které neleží v rovině rámu. Tyto reakce, silová kolmá na rovinu rámu s dvojicí momentových, rovněž zatěžovaly hřídel, avšak s opačným smyslem.

¹⁶ Fialově.

¹⁷ Červeně.

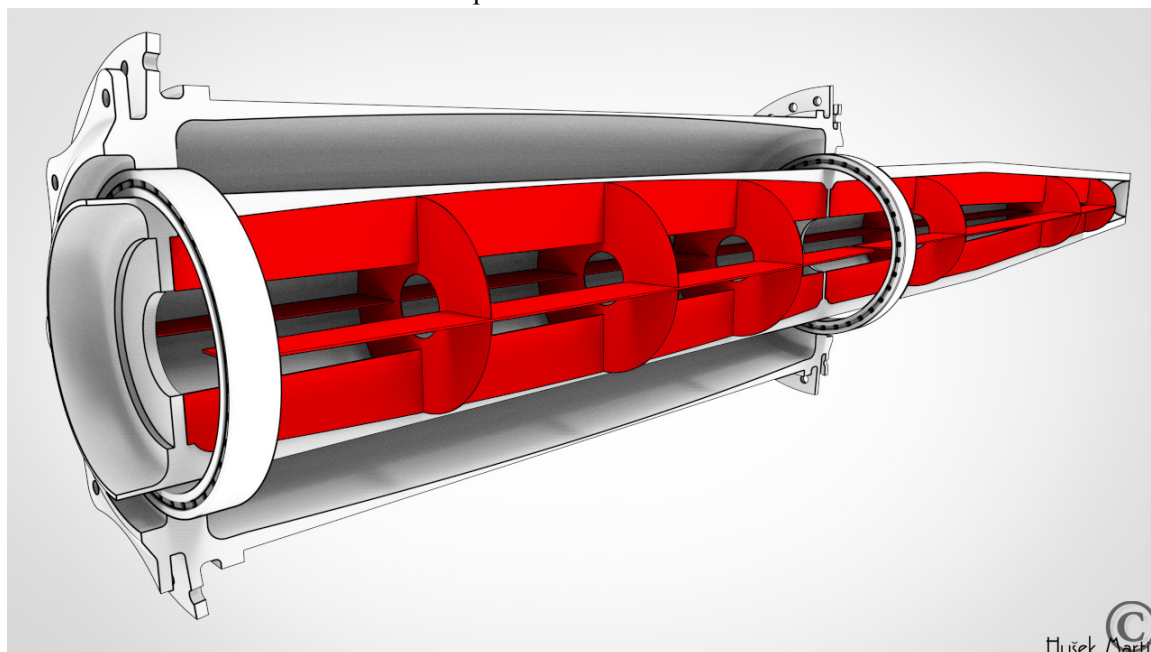
¹⁸ Výslednice sil je rovna nule.

¹⁹ Výslednice sil není rovna nule.

Bylo předpokládáno, že torzní moment ležící v rovině rámu, vznikající od upnutých tangenciálních lan, bude přenesen tělem osy. Ostatní výslednice sil nerovnovážných soustav opět přenesou hřídel.

Samotná hmotnost těla osy byla opět zadávána formou zatížení ložiskového typu. Jelikož se ve výpočtovém modelu nacházela nelineární podpora, výpočet probíhal iterační formou. Celý výpočtový model je však dostatečně podepřen a při výpočtu tak nevykazoval nestability.

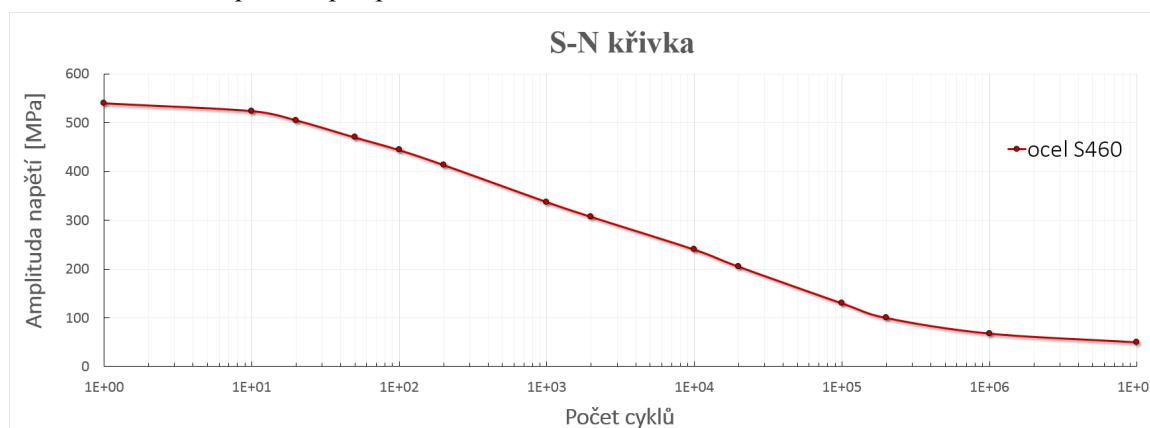
V následujících kapitolách budou upřesněny výsledky, kterých bylo dosaženo po aplikaci zatížení ze zatěžovacích kombinací I, II a III. Bude rovněž popsán výsledek při pouhém zatížení vlastní tíhou konstrukce a to zejména pro vyhodnocení výsledků únavového namáhání. Aby se již v každé následující kapitole nemusel znovu objevovat návrh výztužného diafragma, je zde uveden na *obrázku 7.15*, doplněn do původního *obrázku 7.10*. Jedná se o ocelové pláty tloušťky 20 mm, oceli S355 s mezi kluzu 355 MPa a se zpevněním 1 GPa.



Obrázek 7.15 Řez hřídelí a osou Londýnského oka včetně výztužného diafragma (červeně).

7.2.1. CYKlickÉ NAMÁHÁNÍ

Samotná problematika životnosti materiálu konstrukce a cyklického namáhání zde popsána nebude. Veškeré potřebné informace lze dohledat v [29]. Na *grafu 7.1* je vykreslena S-N nebo také Wöhlerova křivka, použitá pro posouzení životnosti hřídele.



Graf 7.1 S-N (Wöhlerova) křivka pro ocel S460 – symetricky střídavé cykly. [29]

Celá problematika únavového namáhání je zde uvedena zejména z důvodu dalšího možného pohledu na věc. Při porovnávání výsledků namáhání hřídele bez vyztužení nebo s vyztužením nemusí být např. vzniklá deformace nebo kritické napětí tím pravým rozhodujícím ukazatelem kvality. Při jednotlivých srovnáních pak budou v následujících analýzách i vzhledem k únavovému namáhání vystupovat další pomocné charakteristiky. Nebude možné se obejít bez těchto.

Srovnávací von Misesovo²⁰ napětí σ_e [MPa] definované dle rovnice (7.5). Více o něm také v [31].

$$\sigma_e = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (7.5)$$

Kde σ_1, σ_2 a σ_3 [MPa] jsou složky hlavního napětí. Dále také faktor bezpečnosti napjatosti F_s [-] definovaný rovnicí (7.6).

$$F_s = \frac{\sigma_{limit}}{\sigma_e} \quad (7.6)$$

Kde σ_{limit} [MPa] je mezní napětí, které bude většinou rovné mezi kluzu či mezi únosnosti materiálu. Pak lze stanovit kritérium, při kterém nastane porušení, rovnice (7.7).

$$\frac{\sigma_{limit}}{\sigma_e} \leq 1 \quad (7.7)$$

Pokud se bude hledat mezní životnost hřídele L [N], kde N je počet zatěžovacích cyklů, bude v každé její části nalezena různá v závislosti na průběhu napětí²¹. Smysl má však jen ta nejnižší, která vyplývá z rovnice (7.8).

$$L = \min\{N_1, N_2, \dots, N_i\} \quad (7.8)$$

Kde N_1, N_2, \dots, N_i jsou mezními počty zatěžovacích cyklů pro každý bod hřídele. Tento mezní počet zatěžovacích cyklů je určen tak, že se z S-N křivky porovná přípustná amplituda napětí s posuzovanou zatěžovací amplitudou napětí. Pro obě tyto amplitudy pak platí rovnice (7.9).

$$\sigma_a = \frac{(\sigma_{max} - \sigma_{min})}{2} \quad (7.9)$$

Kde σ_{max} a σ_{min} [MPa] jsou maximální a minimální napětí v tomtéž místě v průběhu jednoho zatěžovacího cyklu. Z uvedených rovnic (7.6), (7.8) a (7.9) lze pak také vyjádřit faktor bezpečnosti únavového namáhání $F_s(N)$ [-], který navíc zohledňuje velikost aktuální σ_{limit} v závislosti na již provedeném počtu cyklů. A tedy

$$F_s(N) = \frac{\sigma_{limit}(N)}{\sigma_e} \quad (7.10)$$

kde

$$\sigma_{limit}(N) = f(\sigma_{limit}, N, \dots) \quad (7.11)$$

²⁰ Napětí vycházející z von Misesovy neboli také HMM hypotézy (formulována nezávisle Huberem, von Misesem a Henckym).

²¹ Rovněž může být zohledňován průběh přetvoření.

V rovnici (7.11) může kromě meze kluzu, meze pevnosti a počtu zatěžovacích cyklů vystupovat rovněž aktuální teplota konstrukce, způsob namáhání či rychlost namáhání. Je zřejmé, že rovněž platí

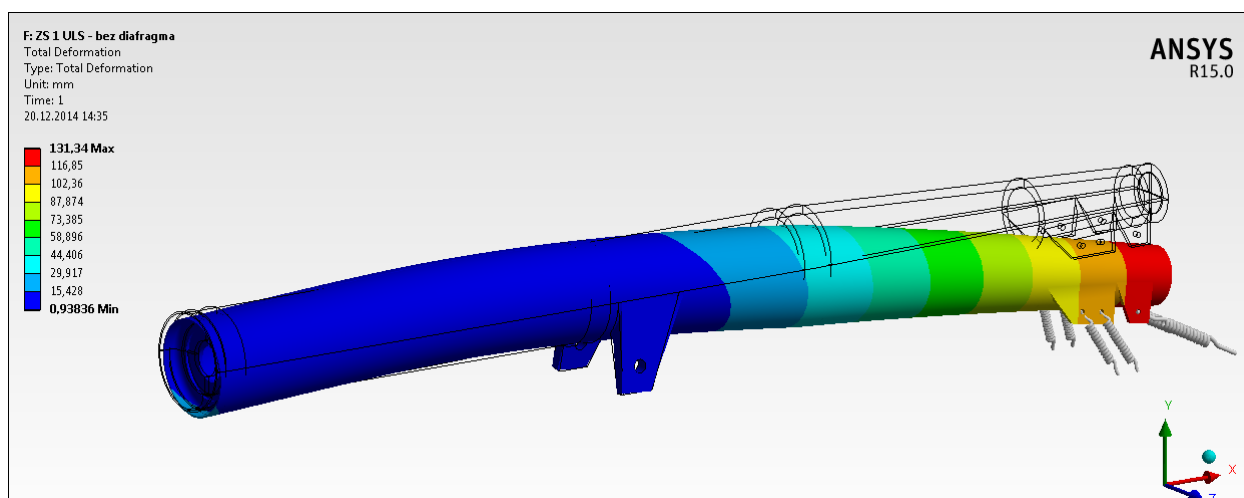
$$F_s(N) = \frac{\sigma_{a,limit}(N)}{\sigma_a} \quad (7.12)$$

kde $\sigma_{a,limit}(N)$ [MPa] je přípustná amplituda napětí pro daný počet zatěžovacích cyklů a σ_a [MPa] je amplituda napětí způsobeným cyklickým zatěžováním.

Pro úplnost je však nutné upozornit, že S-N křivka *grafu 7.1* byla převzata ze zkoušek, kde cykly zatěžování byly symetricky střídavé. Znaménka napětí se proto vždy přes jeden cyklus měnila²². Výsledky analýzy únavové pevnosti jsou proto podhodnoceny pro zatěžovací cykly, při kterých vzniká napětí neměnícího se smyslu²³. To ovšem pro potřeby prvotních návrhů postačuje s vědomím jisté rezervy bezpečnosti.

7.2.2. VLASTNÍ TÍHA KONSTRUKCE

Rozbor napětí v hřídeli, vyvolaného pouze od vlastní hmotnosti konstrukce, je zde uveden jen pro potřeby posudků únavového namáhání. Následně uvedená napjatost tedy poslouží jako spodní hranice cyklů, jinými slovy – při nulovém nahodilém a klimatickém zatížení konstrukce přejde hřídel do právě takového pole napětí. Pro snazší orientaci a lepší představu o chování hřídele však bude uvedena i její deformace a faktor bezpečnosti napjatosti F_s [–]. Veškeré následně uvedené obrázky jsou ve své deformaci 10x zvětšeny, aby byl vystižen princip deformace.



Obrázek 7.16 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od vlastní tíhy konstrukce. [ANSYS 15.0.7]

Ačkoliv je zde uvedena deformace hřídele pouze bez výztužného diafragma, rozdíl oproti deformaci hřídele s výztužným diafragma je nepatrný. Nicméně v následujících částech analýzy již bude vliv výztužného diafragma zřejmý, zejména ve výsledcích napjatosti, a proto bude i uváděn.

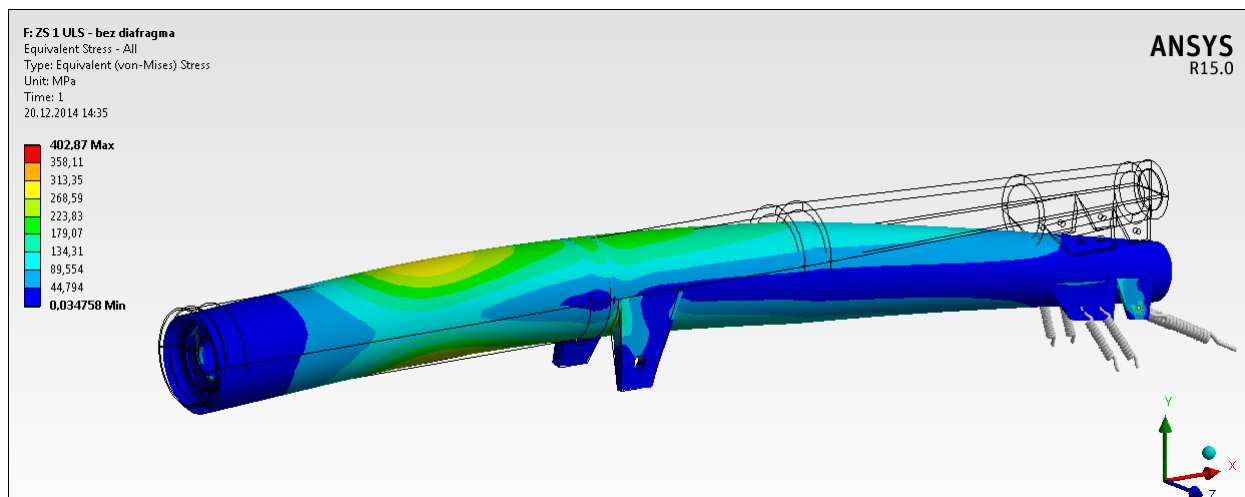
Podstatnou částí *obrázku 7.16* je jeho levá část, kde modře vykreslená oblast hřídele nabývá téměř nepatrné deformace, přičemž se ke své střední části mírně zvedá nad svou horizontální rovinu. Jedná se totiž o stav zatížení, který je velice podobný stavu při navrhovaném předpětí kotevních lan. S vlivem přitížení kabin se pak rovina rámu stává svislou tak, jak bylo vysvětleno v *kapitole 7.1*.

²² Amplituda napětí nabývala hodnot $\langle -\sigma_{max}; +\sigma_{max} \rangle$.

²³ Křivka *grafu 7.1* by byla ve fázích 10^6 cyklů a více položena výš.

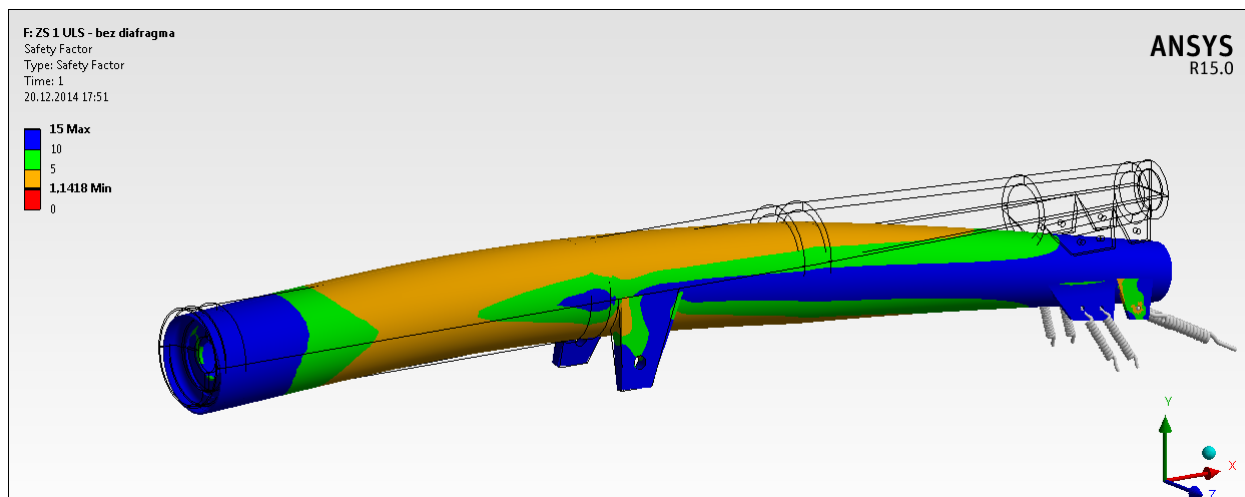
Na obrázku 7.17 je rovněž uvedeno pouze srovnávací von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma vzhledem k tomu, že oproti konstrukčnímu uspořádání s výztužným diafragma byl rozdíl v napětí rovněž zanedbatelný.

Nejvyšší dosažené srovnávací napětí je 402,87 MPa. Z obrázku 7.17 je však zřejmé, že k největší koncentraci napětí nedochází pod jednotlivými ložisky nebo na samotném těle hřídele. Právě oblasti konstrukčních prvků zprostředkovávající napojení na další části konstrukce Londýnského oka na sebe kumulují napětí nejvíce a působí tak nepříznivě jako vruby.



Obrázek 7.17 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro vlastní tíhu konstrukce. [ANSYS 15.0.7]

Nejnižší faktor bezpečnosti hřídele z obrázku 7.18 je 1,14. Převrácená hodnota faktoru bezpečnosti je potom procentuální využití kapacity únosnosti, která v případě zatížení hřídele vlastní tíhou konstrukce odpovídá 88 % celkové kapacity meze kluzu.

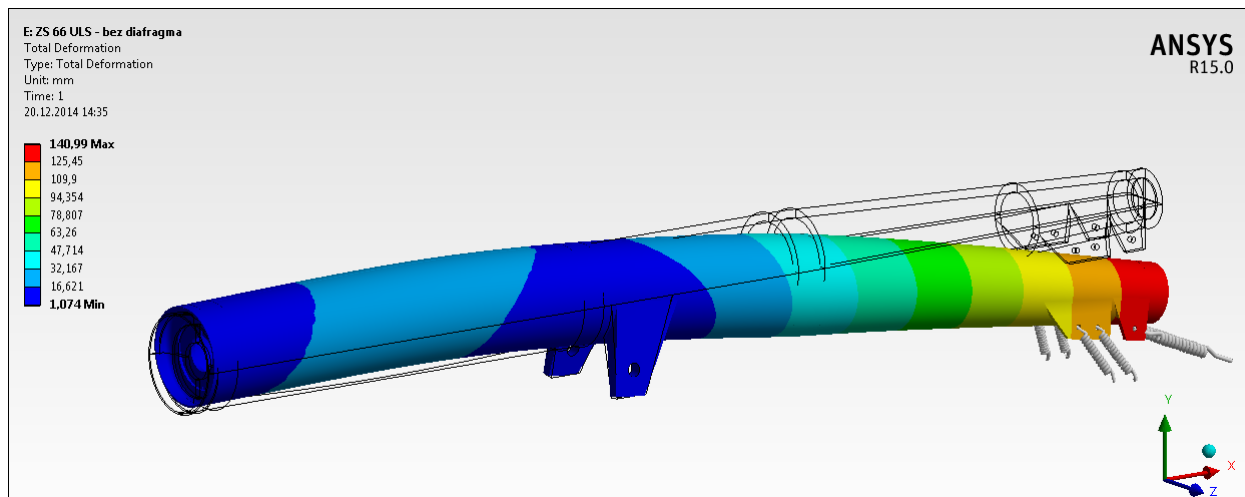


Obrázek 7.18 Faktor bezpečnosti hřídele bez výztužného diafragma pro vlastní tíhu konstrukce. [ANSYS 15.0.7]

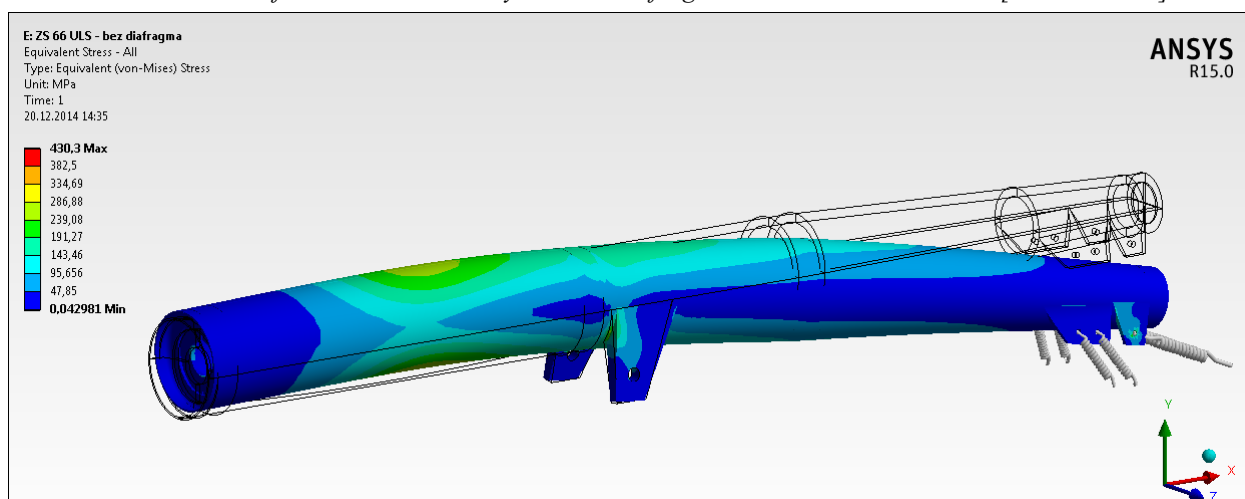
Ačkoliv je mez kluzu 460 MPa, má pracovní diagram materiálu hřídele vzestupnou větev zpevnění, a tedy je schopen vzdorovat většímu napětí než je 460 MPa, ovšem za cenu plastických deformací. Je však otázkou, zda na faktor bezpečnosti 1,14 nahlížet jako na hodnotu dostačující či nikoli. Je nutné zohlednit, že už při zadávání zatížení docházelo k násobení těchto hodnot součiniteli zatížení a kombinačními součiniteli. Navíc charakteristické hodnoty zatížení v pojetí Eurokódu nejsou jejich středními hodnotami. Vždy se jedná o hodnoty horních kvantilů.

7.2.3. KOMBINACE ZATÍŽENÍ I

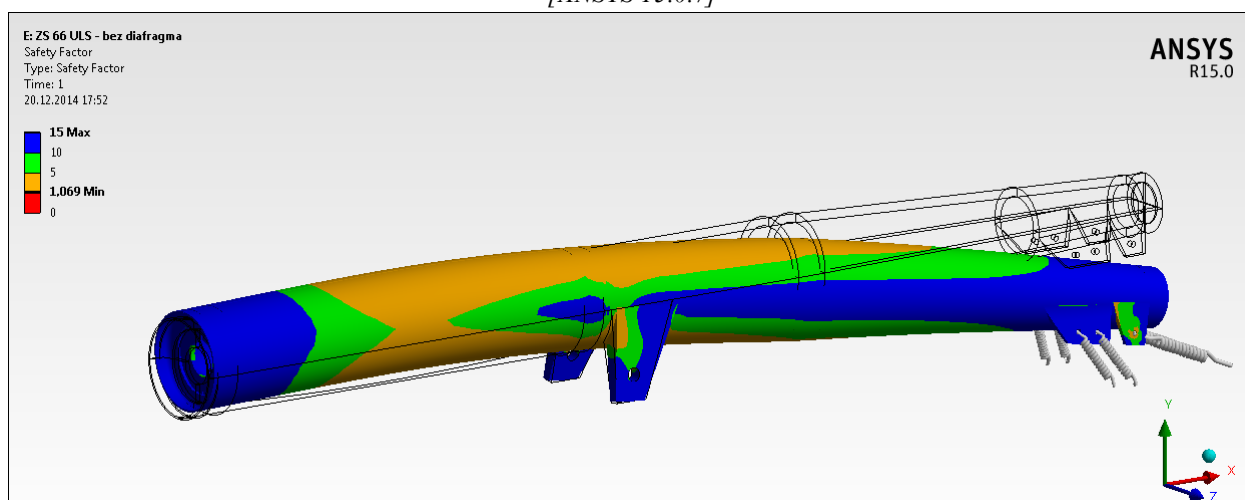
Vzhledem k tomu, že kombinace zatížení I nebyla rozhodující v napjatostní analýze hřídele, budou rovněž i zde uvedeny výsledky pouze pro konfiguraci bez vlivu výztužného diafragma, neboť tato konfigurace poskytla uspokojující výsledky.



Obrázek 7.19 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od kombinace zatížení I. [ANSYS 15.0.7]

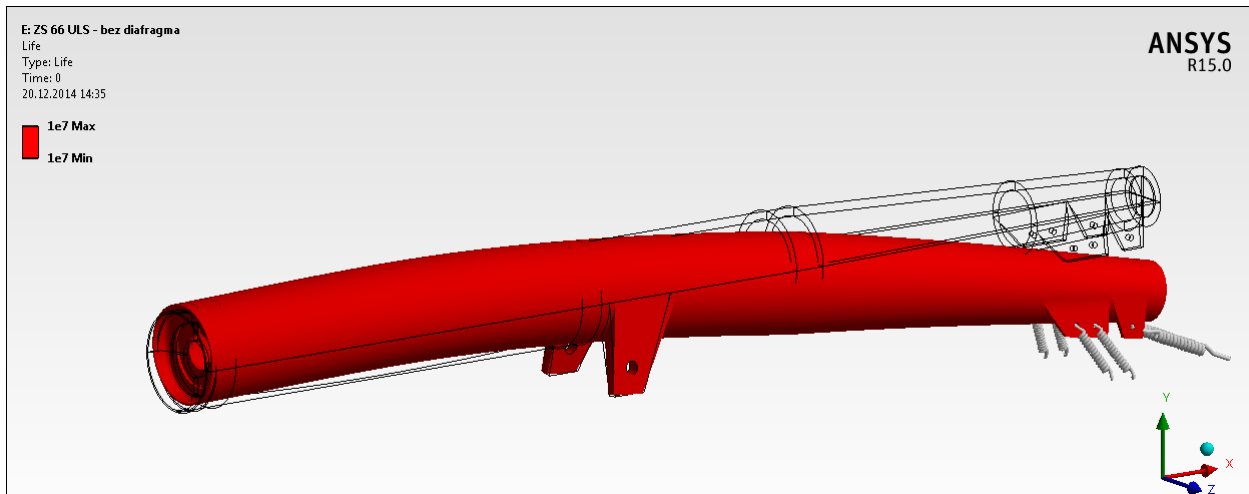


Obrázek 7.20 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7]



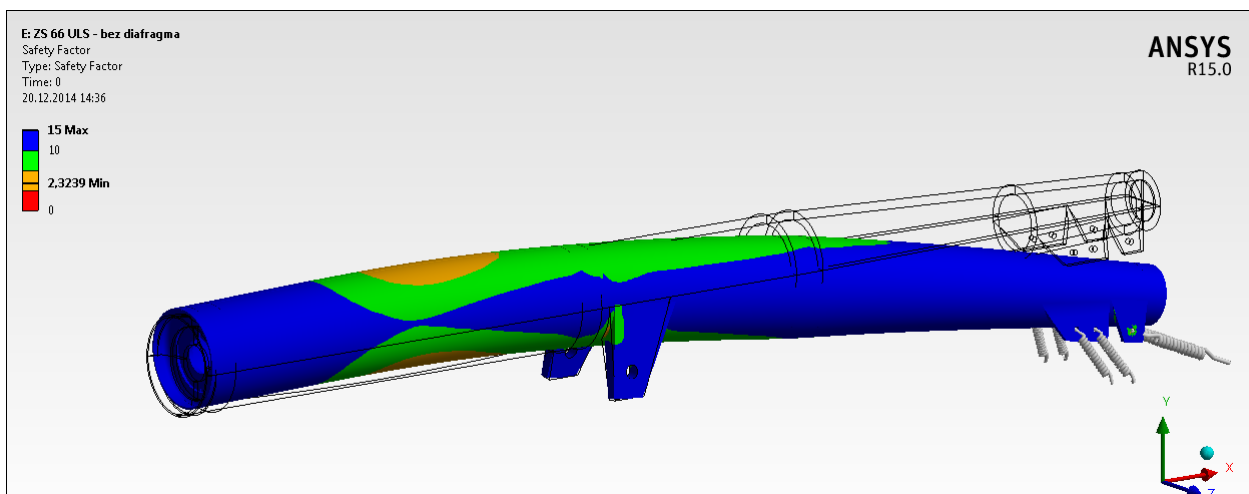
Obrázek 7.21 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7]

Na obrázku 7.22 je uvedena životnost hřídele, popsaná rovnicemi (7.8), (7.9) s přihlédnutím ke grafu 7.1. Ačkoliv se červenou barvou ve výsledcích životnosti obvykle vykresluje životnost nejnižší, v případě kombinace zatížení I vyhovují všechny části hřídele životnosti 10^7 cyklů a více. Oněch 10^7 cyklů je totiž poslední definovaná hranice grafu 7.1. Z toho vyplývá, že napětí od vlivu kombinace zatížení I, které cyklicky přechází do pole napětí vyvolaného vlastní tíhou konstrukce, nepůsobí takový výkyv amplitudy napětí, aby byla postižena únavová únosnost hřídele.



Obrázek 7.22 Životnost hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7]

Na obrázku 7.23 je pak faktor bezpečnosti $F_S(N)$ [–], který zohledňuje vliv únavového namáhání, neboli se jedná o rovnici (7.12). Faktor bezpečnosti únavového namáhání je vždy vykreslen pro doporučenou návrhovou životnost 10^7 cyklů – počet změn stavů napjatosti vyvolaných od vlastní tíhy konstrukce na stav napjatosti vyvolaný jednou z kombinací zatížení. V případě kombinace zatížení I je nejnižší²⁴ faktor bezpečnosti únavového namáhání roven 2,32. Je tak popsána rezerva, která říká, že ačkoliv srovnávací napětí nedosahuje meze kluzu materiálu, vzhledem k cyklickému zatěžování vzniká další omezující podmínka. V tomto případě však omezení negativním směrem nevzniká.

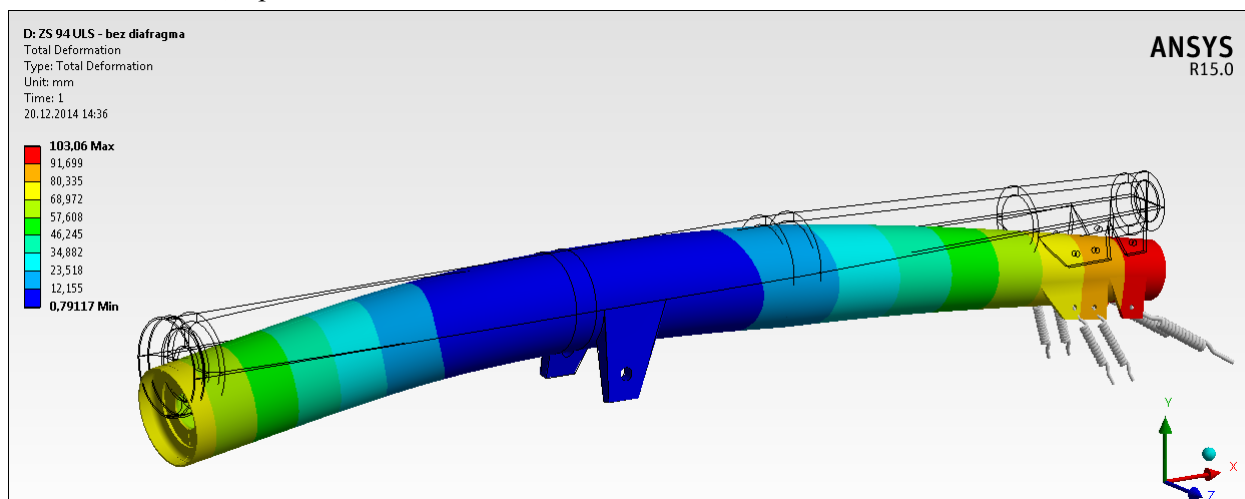


Obrázek 7.23 Faktor bezpečnosti únavy hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7]

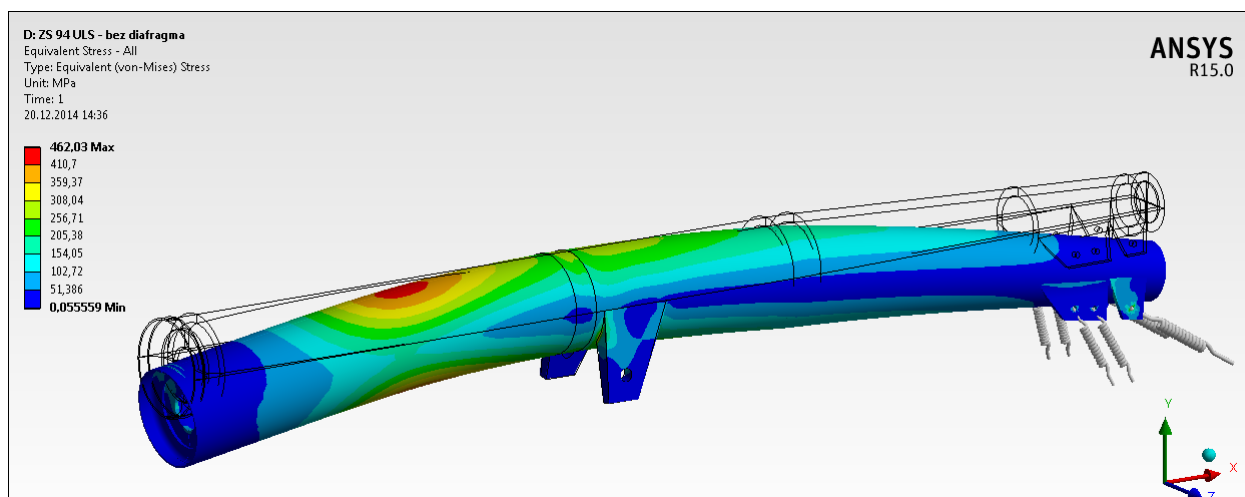
²⁴ Vzhledem k variabilitě pole napětí, viz také obrázek 7.20, jsou faktory bezpečnosti únavového namáhání různé po těle hřídele.

7.2.4. KOMBINACE ZATÍŽENÍ II

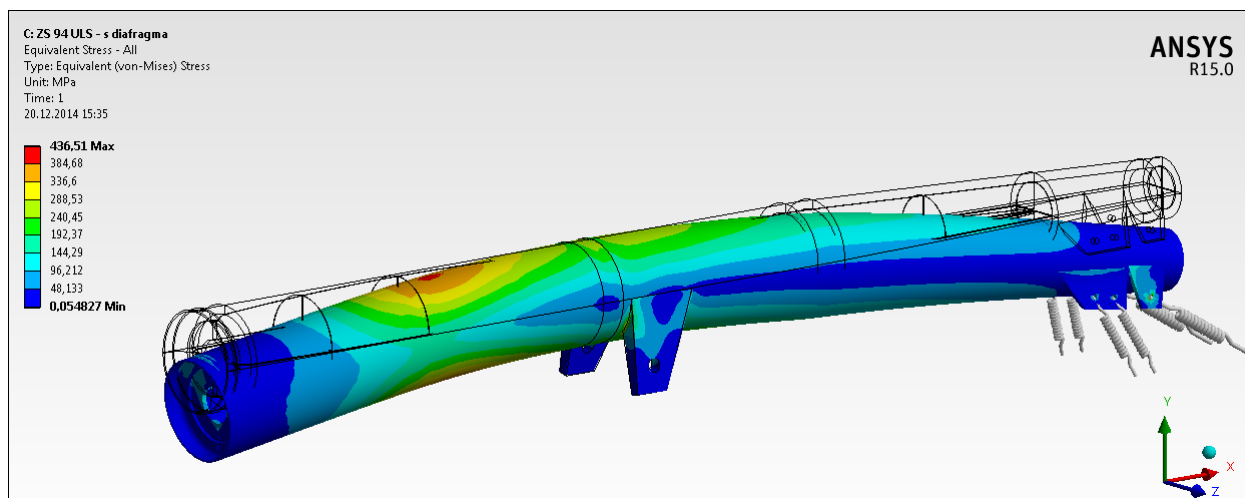
Deformovaná hřídel na *obrázku 7.24* je uvedena pro konstrukční uspořádání bez výztužného diafragma. Deformace hřídele pro konfiguraci včetně výztužného diafragma se však liší minimálně, a proto zde nebude uvedena.



Obrázek 7.24 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od kombinace zatížení II. [ANSYS 15.0.7]

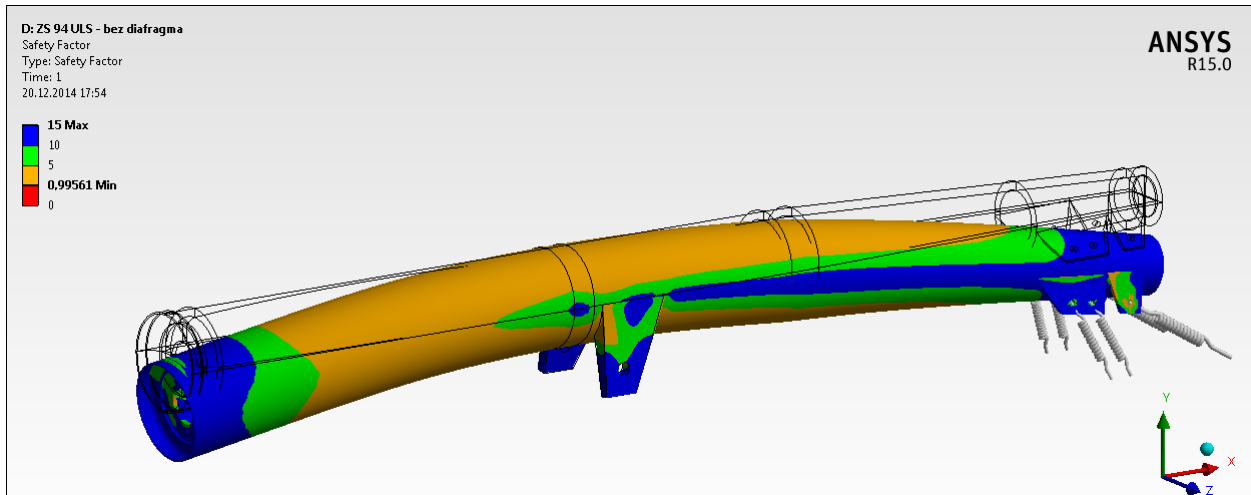


Obrázek 7.25 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]

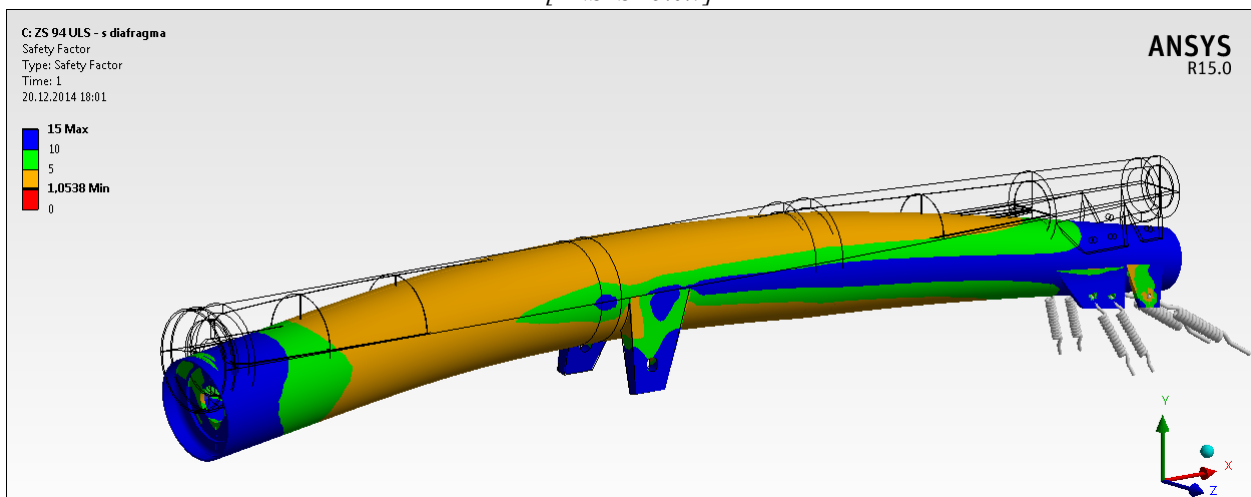


Obrázek 7.26 Von Misesovo napětí hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]

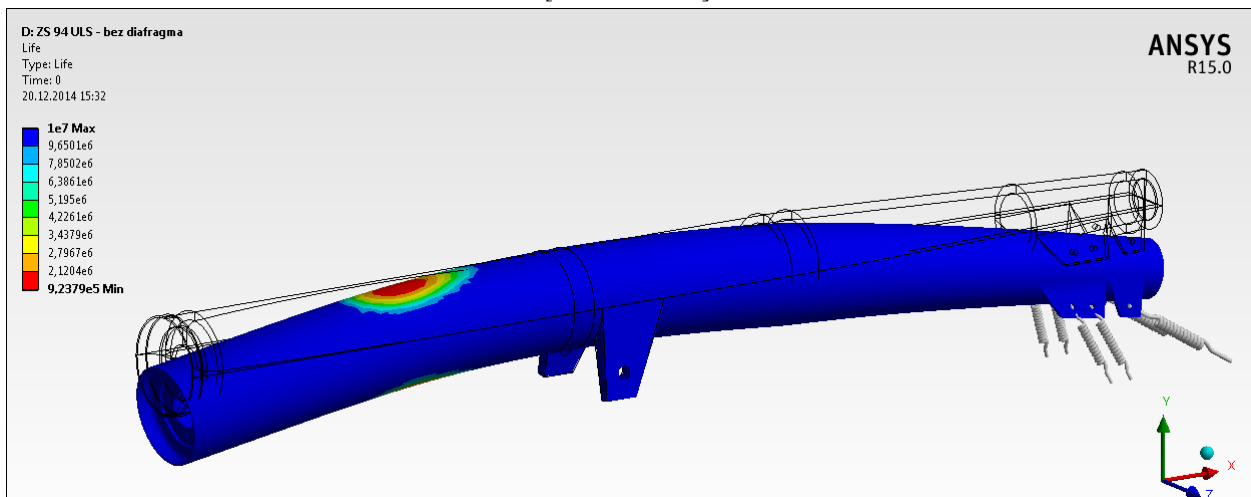
Oproti výsledkům vycházející z kombinace zatížení I je však již zde citelný rozdíl v modelech s výztužným diafragmami a bez něj. Z porovnání obrázků 7.25 a 7.26 je zřejmé, jak dodatečné výztuže přejímají podstatnou část namáhání, a redukují tak napětí z původních 462,03 MPa na pouhých 436,51 MPa. V pojetí faktoru bezpečnosti F_s [-] lze potom tvrdit, že konstrukční uspořádání bez výztužného diafragma nevyhoví $F_s = 0,99$ oproti $F_s = 1,05$.



Obrázek 7.27 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]

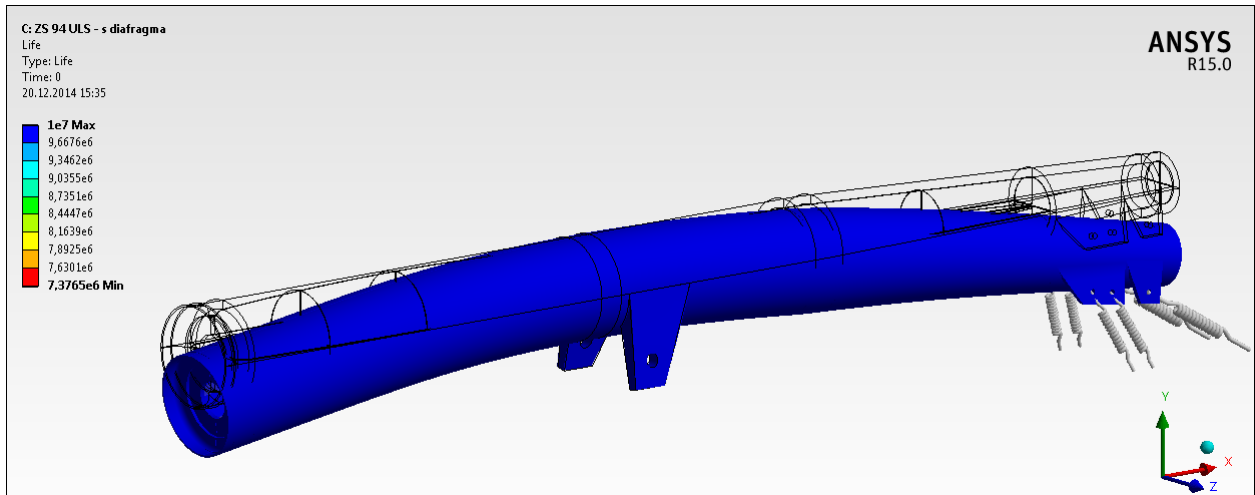


Obrázek 7.28 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]

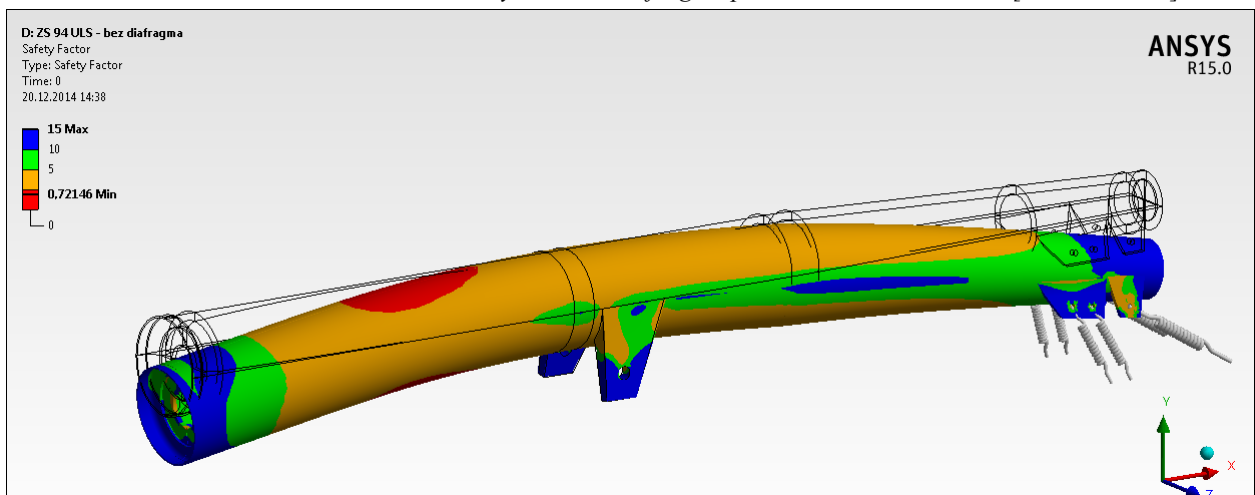


Obrázek 7.29 Životnost hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]

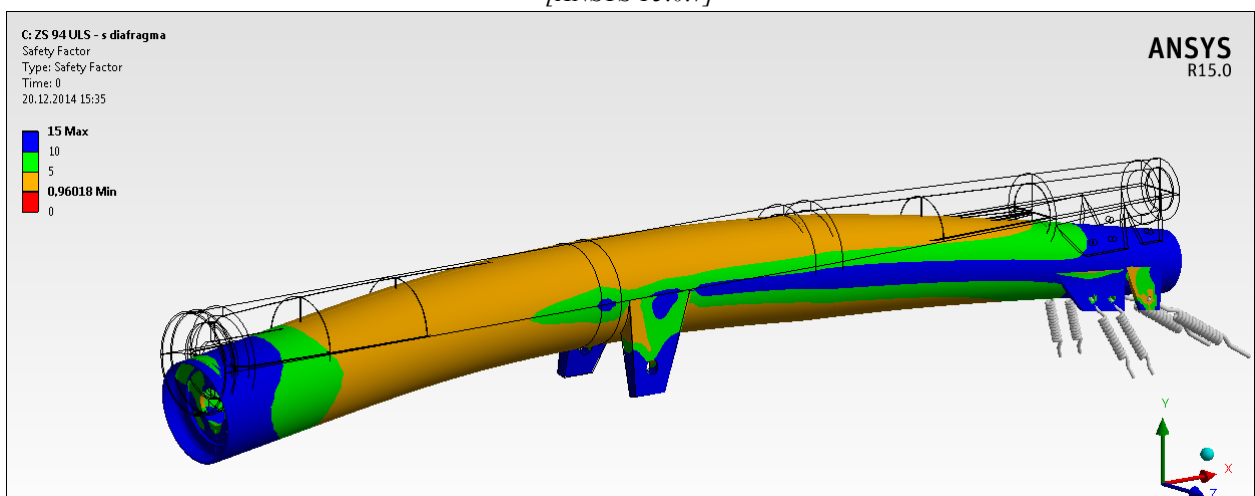
Nejen faktor bezpečnosti, ale i životnost konstrukce hřídele bez vyztužení – *obrázek 7.29*, nyní neplní ani hranici $2 \cdot 10^6$ cyklů, která je v některých případech považována za minimum pro ocelové konstrukce. Nejmenší životnosti $9 \cdot 10^5$ cyklů je dosaženo na horní části těla hřídele. Oproti tomu na *obrázku 7.30* je hřídel vyztužena a nejmenší počet zatěžovacích cyklů odpovídá $7 \cdot 10^6$ cyklů, přičemž téměř celé tělo hřídele splňuje hranici životnosti 10^7 cyklů zatížení.



Obrázek 7.30 Životnost hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]



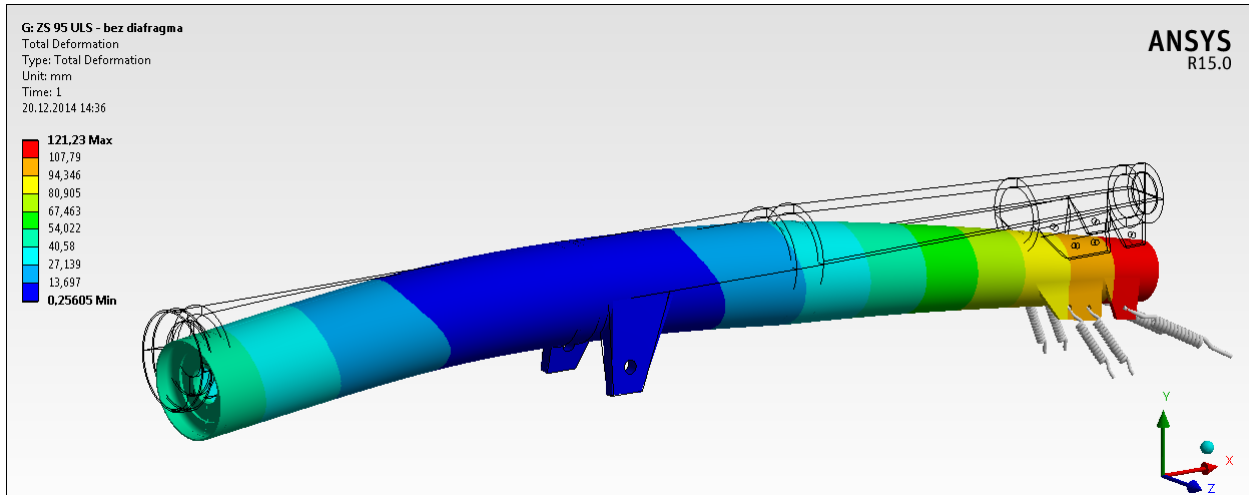
Obrázek 7.31 Faktor bezpečnosti únavy hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]



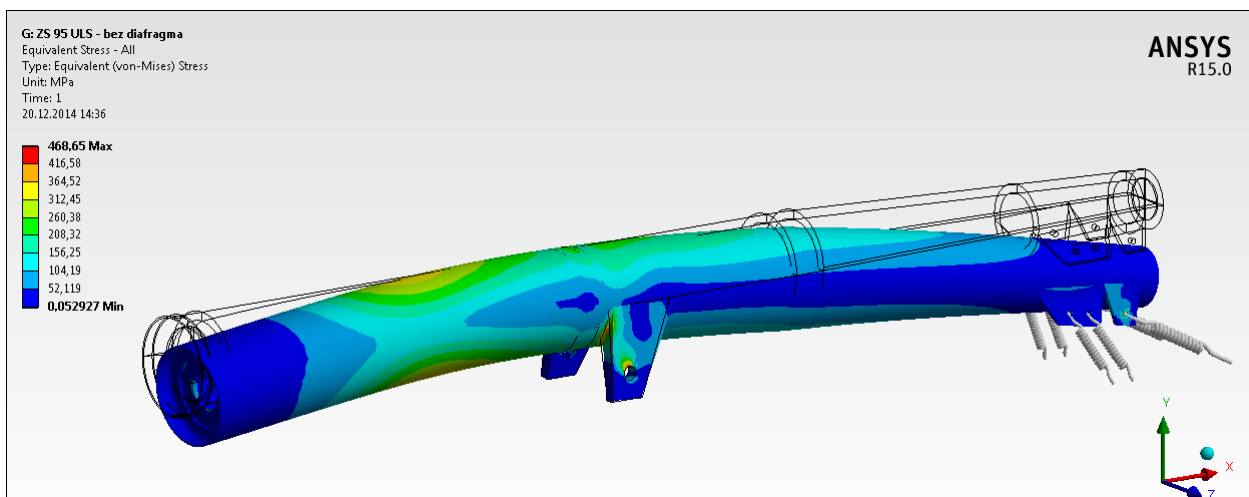
Obrázek 7.32 Faktor bezpečnosti únavy hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]

7.2.5. KOMBINACE ZATÍŽENÍ III

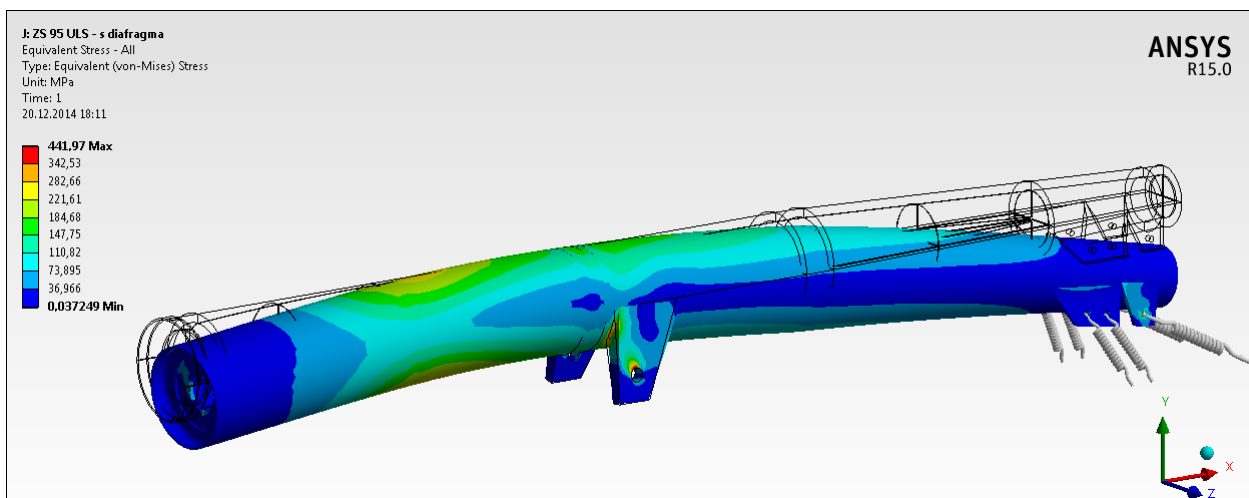
Deformovaná hřídel na *obrázku 7.33* je uvedena pro konstrukční uspořádání bez výztužného diafragma. Deformace hřídele pro konfiguraci včetně výztužného diafragma se však liší minimálně, a proto zde nebude uvedena.



Obrázek 7.33 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od kombinace zatížení III. [ANSYS 15.0.7]

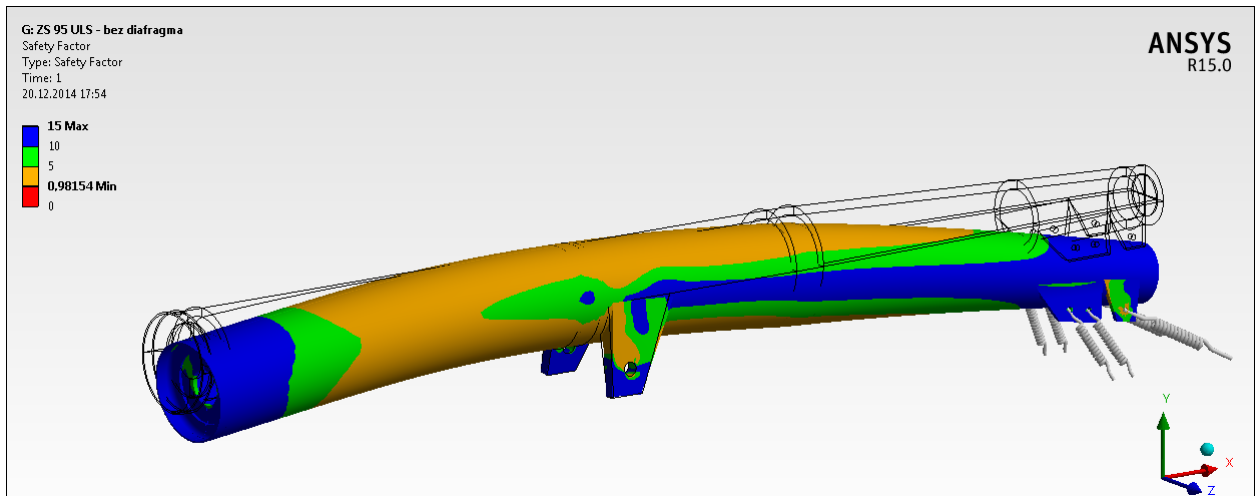


Obrázek 7.34 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]

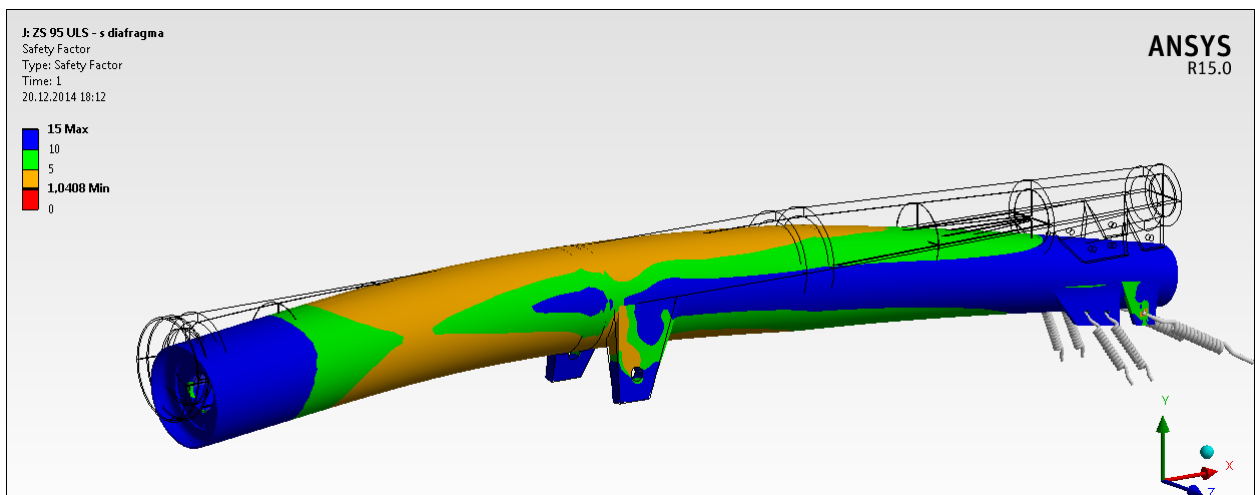


Obrázek 7.35 Von Misesovo napětí hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]

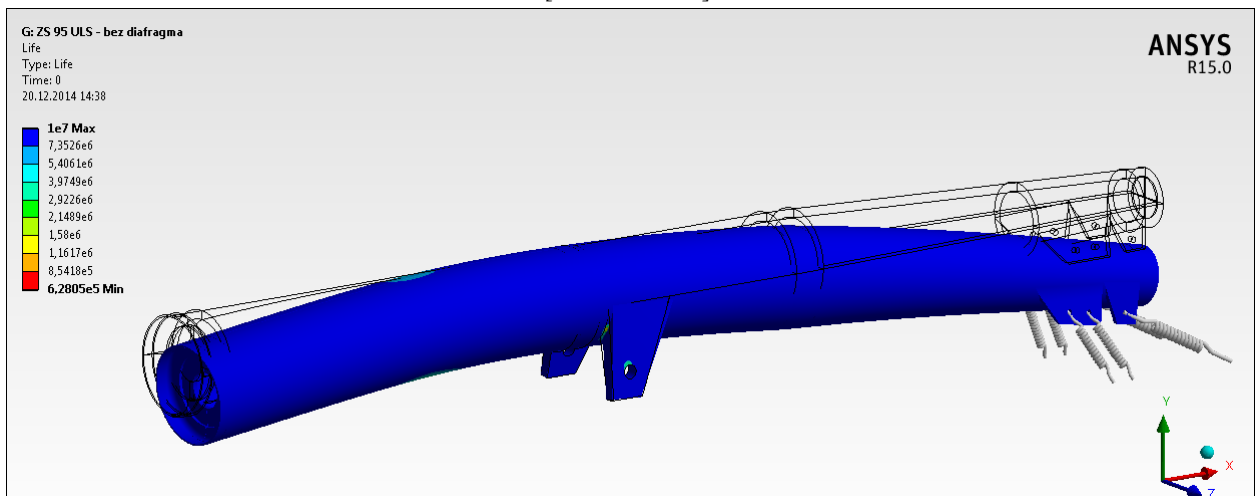
Z porovnání obrázků 7.34 a 7.35 je zřejmé, jak dodatečné výztuže přejímají podstatnou část namáhání, a redukuje tak napětí z původních 468,65 MPa na pouhých 441,97 MPa. V pojetí faktoru bezpečnosti $F_s [-]$ lze potom tvrdit, že konstrukční uspořádání bez výztužného diafragma nevyhoví $F_s = 0,98$ oproti konstrukčnímu uspořádání včetně výztužného diafragma, kdy $F_s = 1,04$.



Obrázek 7.36 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]

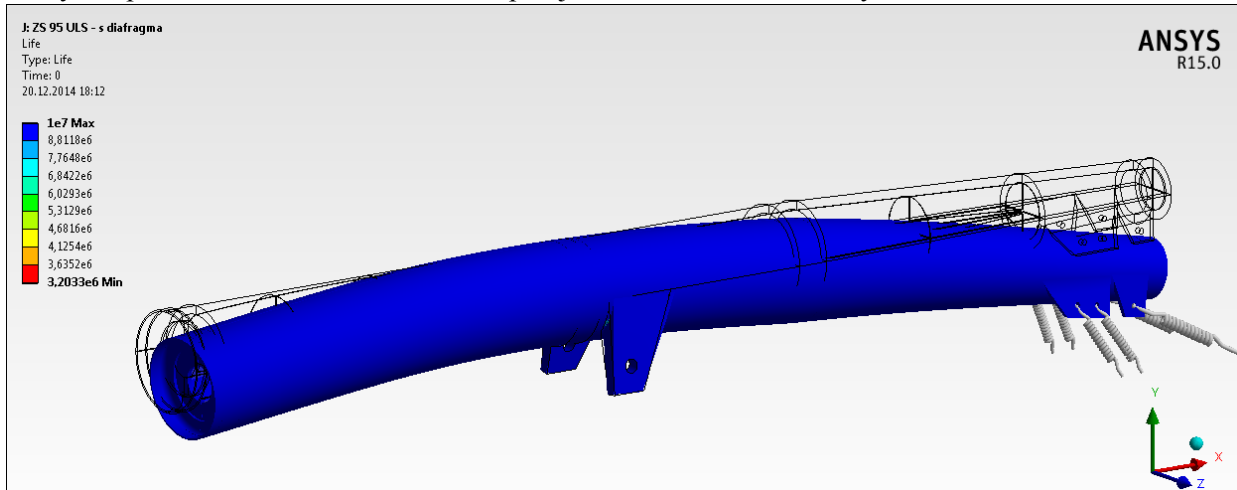


Obrázek 7.37 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]

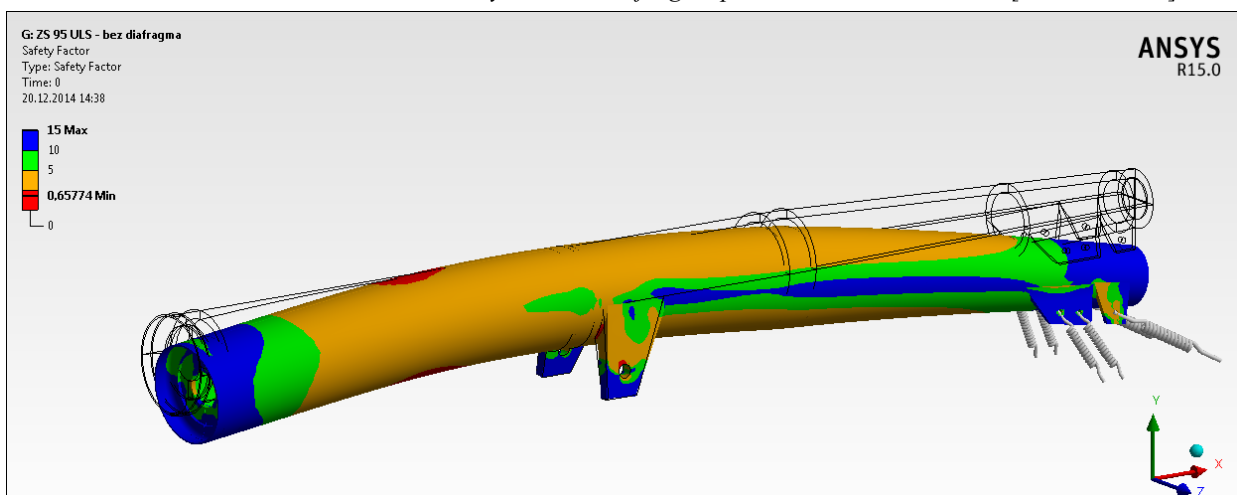


Obrázek 7.38 Životnost hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]

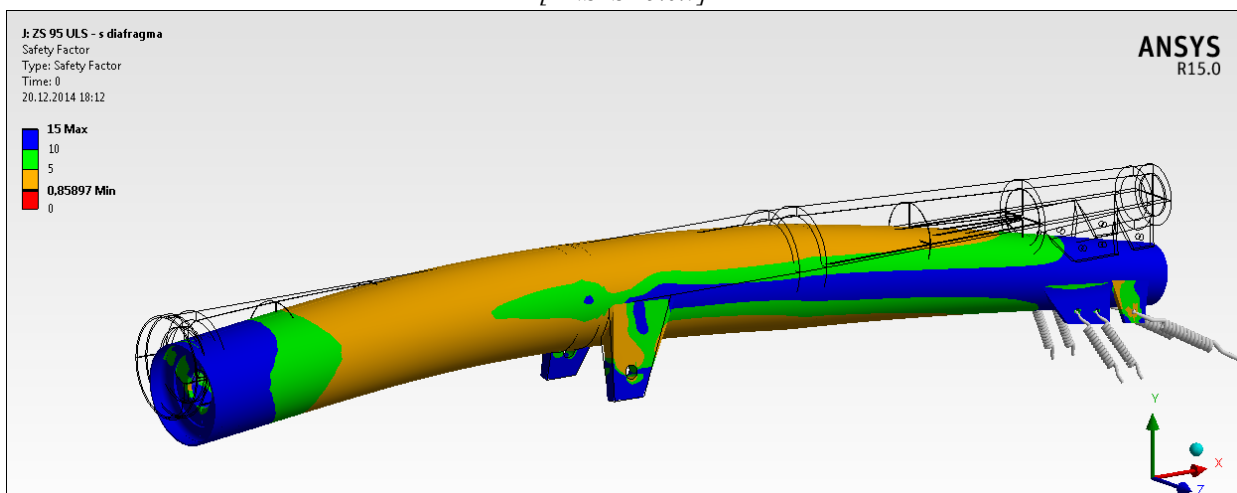
Nejen faktor bezpečnosti, ale i životnost konstrukce hřídele bez vyztužení – *obrázek 7.38*, nyní opět neplní ani hranici $2 \cdot 10^6$ cyklů, která je, jak bylo řečeno, v některých případech považována za minimum pro ocelové konstrukce. Nejmenší životnosti $6 \cdot 10^5$ cyklů je dosaženo v oblastech napojení na pomocné konstrukční prvky, konkrétně v oblasti napojení hřídele na podpěry. Oproti tomu na *obrázku 7.39* je hřídel vyztužena a nejmenší počet zatěžovacích cyklů odpovídá $3 \cdot 10^6$ cyklů, přičemž téměř celé tělo hřídele splňuje hranici životnosti 10^7 cyklů zatížení.



Obrázek 7.39 Životnost hřídele včetně vyztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]



Obrázek 7.40 Faktor bezpečnosti únavy hřídele bez vyztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]



Obrázek 7.41 Faktor bezpečnosti únavy hřídele včetně vyztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7]

Ačkoliv *obrázky 7.40 a 7.41* ukazují nejnižší faktory bezpečnosti únavy menší než 1, vyztužená hřídel je tímto defektem postížena pouze v nejbližším okolí pomocného konstrukčního prvku zprostředkovávajícího napojení hřídele na podpěry. V praxi by pak ošetření spočívalo v pouhém vytvoření pozvolnějšího napojení těchto prvků na samotné tělo hřídele. Oproti tomu na *obrázku 7.40* je zřejmá problematická část (červená barva) na horní části těla hřídele. Bezespору je tedy vliv vyztuženého diafragma nezanedbatelný.

7.2.6. SHRNUÍ ANALÝZY

Předložené výsledky analýzy hřídele dokázaly, že je možné vypracovat návrh komponenty komplexní konstrukce, jako je Londýnské oko. Nyní lze již připustit, že se nepodařilo sehnat veškeré podklady konstrukce, zejména pak specifické výkresové dokumentace, a proto byl proveden návrh dle nejlepšího uvážení. *Tabulky 7.9 a 7.10* pak shrnují výše uvedené výsledky extrémních hodnot.

HŘÍDEL BEZ VÝZTUŽNÉHO DIAFRAGMA				
ZATÍŽENÍ	MAX SROVNÁVACÍ NAPĚTÍ	FAKTOR BEZPEČNOSTI	MIN ŽIVOTNOST	FAKTOR ÚNAVOVÉ BEZPEČNOSTI ¹
Kombinace I	430,30 MPa	1,069	1,0·10 ⁷ cyklů	2,324
Kombinace II	462,03 MPa	0,996	9,2·10 ⁵ cyklů	0,721
Kombinace III	468,65 MPa	0,982	6,3·10 ⁵ cyklů	0,658

¹ Faktor únavové bezpečnosti pro 10⁷ zatěžovacích cyklů.

Tabulka 7.9 Shrnutí analýzy hřídele bez vyztuženého diafragma.

HŘÍDEL VČETNĚ VÝZTUŽNÉHO DIAFRAGMA				
ZATÍŽENÍ	MAX SROVNÁVACÍ NAPĚTÍ	FAKTOR BEZPEČNOSTI	MIN ŽIVOTNOST	FAKTOR ÚNAVOVÉ BEZPEČNOSTI ¹
Kombinace I	430,96 MPa	1,067	1,0·10 ⁷ cyklů	2,320
Kombinace II	436,51 MPa	1,054	7,4·10 ⁶ cyklů	0,960
Kombinace III	441,97 MPa	1,041	3,2·10 ⁶ cyklů	0,859

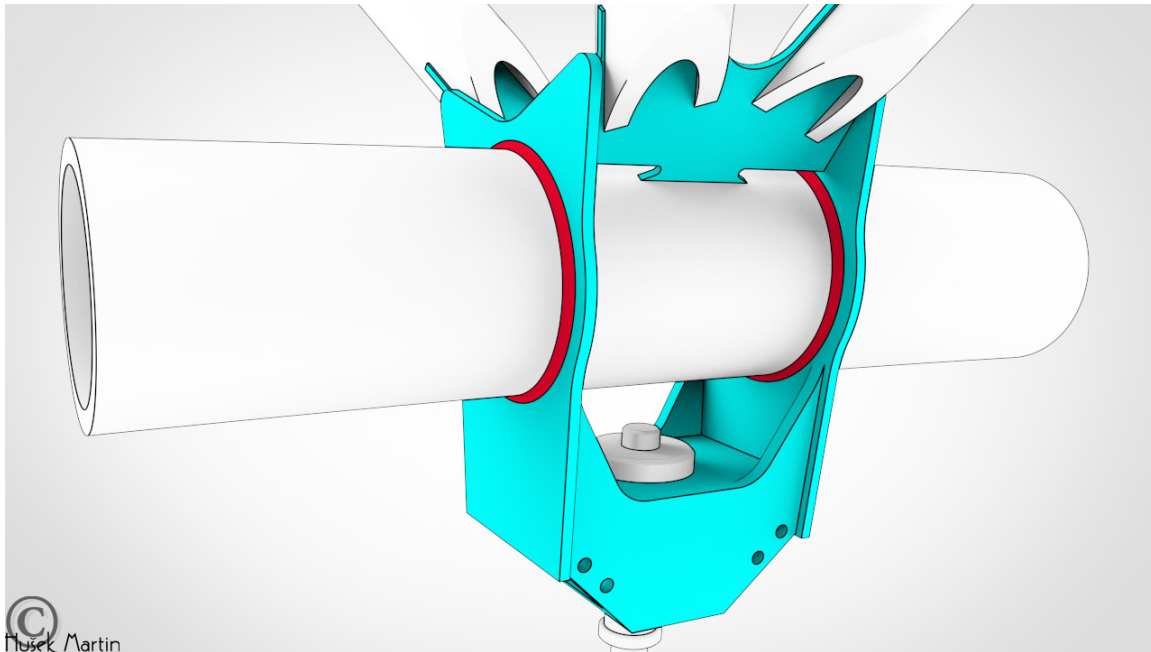
¹ Faktor únavové bezpečnosti pro 10⁷ zatěžovacích cyklů.

Tabulka 7.10 Shrnutí analýzy hřídele včetně vyztuženého diafragma.

7.3. ANALÝZA SPOJENÍ LANA S KONSTRUKCÍ RÁMU

Po celé konstrukci Londýnského oka jsou desítky konstrukčních detailů. Ačkoliv by bylo vhodné postupně analyzovat každý z nich, nejlépe včetně optimalizace, nebude toto provedeno vzhledem k tomu, že by se jednalo o příliš obsáhlé téma. Většina konstrukčních detailů Londýnského oka je však tvořena dobře známými komerčními systémy. Tyto detaily jsou pak ve své únosnosti garantovány samotnými firmami, které je nabízejí. Jedním z nejvíce používaných detailů na Londýnském oku je upevnění ocelových lan spojkami firmy Macalloy na konstrukci osy a hřídele. Nicméně uchycení lan na jejich druhém konci – spojení lan s konstrukcí rámu, takto být provedeno nemohlo. V *kapitole 4.2* bylo z analýzy citlivosti vyvozeno, že konstrukční systém *hlavního nosného pásu*, resp. jeho tři prutů, musí být pokud možno co nejméně ovlivněn jinými prvky konstrukce rámu. Je tedy nutné, aby v místech styčniců nedocházelo vlivem konstrukčních detailů k růstu lokálního napětí ve stěnách prutů *hlavního nosného pásu*. V ocelových lanech výpletu rámu vznikají značné tahové síly – pakliže by bylo lano připojeno ke stěně prutu hlavního nosného pásu bodově spojkami Macalloy, a to v místě styčnicu, docházelo by k právě zmiňovanému negativnímu ovlivnění únosnosti, viz také *analýza vzpěrné únosnosti systému kapitoly 4.2*.

V této kapitole proto bude vymyšlen jiný způsob tohoto připojení, který do jisté míry odpovídá reálnému zpracování konstrukčního detailu Londýnského oka. Na *obrázku 7.42* je pak vizualizace analyzované části, kterou lze nalézt v každém místě připojení středového lana. Pro lana tangenciální by se pak musela jen kosmeticky rozšířit nosná část hlavice, ovšem podstata geometrie by byla zachována. Vzhledem k tomu, že středová lana jsou zastoupena ve větším počtu a rovněž v nich vznikají větší tahové síly, bude následující analýza provedena právě pro ně. Z *obrázku 7.42* je také patrné, jak prut hlavního nosného pásu téměř bez jakéhokoliv narušení souvisle probíhá dál – primární požadavek.



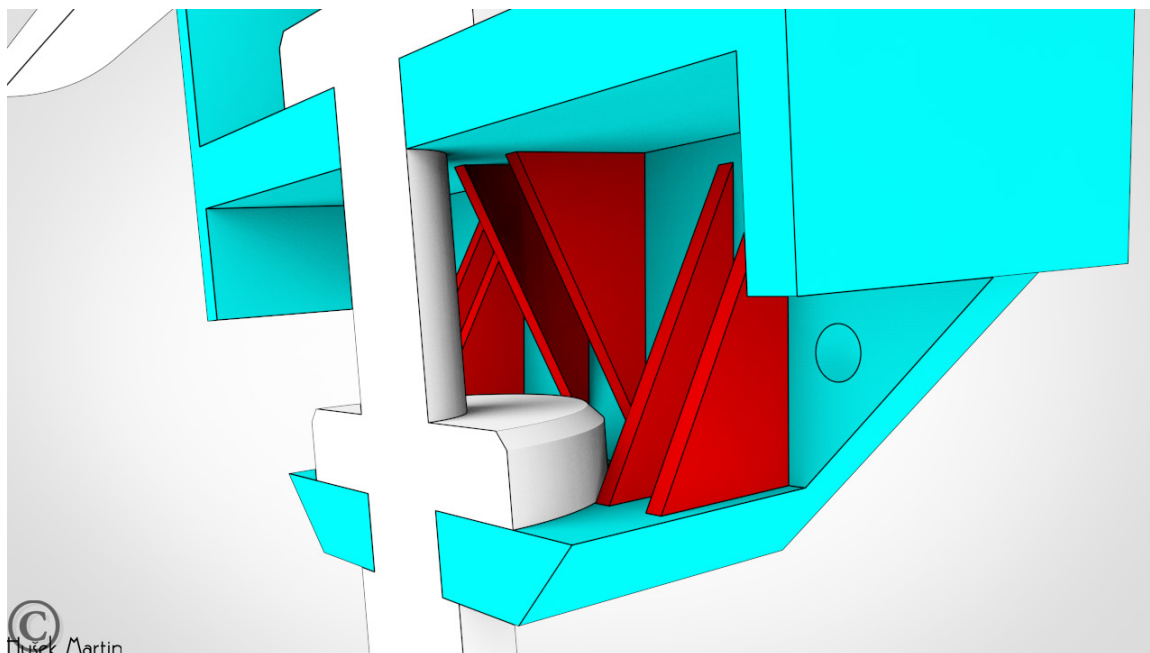
Obrázek 7.42 Nosná hlavice konstrukčního detailu napojení lan na konstrukci rámu.

Na *obrázku 7.42* je modře vykreslena navrhovaná část konstrukčního detailu. Obecně by se dala rozdělit na dvě. Hlavní částí je nosná hlavice, do které je ukotveno ocelové lano a která zároveň objímá prut hlavního nosného pásu. Druhou částí jsou pak styčnickové plechy, do kterých se sbíhají *pruty hlavní výztuhy rámu*. Samotné styčnickové plechy jsou spíše sekundární záležitostí návrhu samotného, nicméně jako konstrukční prvky jsou s nosnou hlavicí pevně spojeny, a proto v analýze vystupují také. Na *obrázku 7.42* je dále červeně zvýrazněn koutový svar, který primárně zprostředkovává propojení nosné hlavice a prutu hlavního nosného pásu. Aby nedošlo k nedorozumění, je nutné alespoň ve zkratce popsat výrobu a montáž tohoto detailu.

Samotný konstrukční prvek navrhovaného detailu bude vyroben v továrních podmínkách, a to včetně navaření styčnickových plechů na tělo hlavice. Princip spojování jednotlivých stěn hlavice bude nejčastěji formou tupého T-svaru s plným provařením. Hlavice a styčnickové plechy jsou tedy v analýze modelovány jako dokonale spojené prvky. Při montáži rámu Londýnského oka je každý prut hlavního nosného pásu smontován z 16 částí. Na tyto části jsou ještě před jejich spojením navlečeny nosné hlavice. Po vytvoření spojitého hlavního nosného pásu jsou konstrukční prvky hlavic umístěny na své projektované místo, na které jsou následně přivařeny koutovými svary, tak jak je tomu na *obrázku 7.42*. Styčnickový plech, který se dotýká stěny prutu hlavního nosného pásu, je s ním rovněž svařen, ovšem vzhledem k jeho nízké tloušťce je připojen tupým svarem s částečným provařením. Tento detail však není považován za primárně nosný. Je zde z důvodu stabilizace styčnickového plechu při možném vzniku tlaku v prutech hlavní výztuhy rámu. Po těchto etapách výstavby se již mohou napojit pruty hlavní výztuhy rámu na styčnickové plechy. Tyto pruty, ačkoliv jsou na *obrázku 7.42* modelovány jako otevřené, budou v posledních fázích

výstavby uzavřeny tak, aby byly vodotěsné. Ve výpočtovém modelu však byly otevřeny a spojeny se styčnickovými plechy pouze ve společných místech kontaktů.

Obrázek 7.43, který je podélným řezem prutu hlavního nosného pásu, ale také lana a hlavice, pak dává lepší představu o tom, jakého ztužení je využito ve spodní části tohoto konstrukčního systému. Tato část detailu byla rovněž považována za plně provařenou, a proto tvořila dokonale spojený celek ve výpočtovém modelu.



Obrázek 7.43 Podélný řez nosnou hlavici s výztuhami (červeně).

Zjednodušeně lze tvrdit, že model nosné hlavice spolu se styčnickovými plechy pak tvořily jedno těleso.²⁵ Výpočtový model lze tak rozdělit na několik hlavních částí:

- Nosná hlavice se styčnickovými plechy
- Svary
- Prut hlavního nosného pásu
- Pruty hlavní výztuhy rámu
- Lano s koncovkami

Vazby mezi jednotlivými částmi se lišily tak, aby bylo co nejméně vystiženo jejich reálné spolupůsobení. Ve výpočtovém modelu se proto také objevovaly vazby typu kontakt, které mohou být zařazeny mezi materiálové, resp. fyzikální nelinearity [30], v terminologii programu ANSYS se pak jedná o nelinearitu typu *changing-status*²⁶ [32]. Ačkoliv jsou však v moderním pojetí programu ANSYS automaticky generovány kontakty²⁷ mezi tělesy, které nesdílejí nebo nemají alespoň sloučenou jejich topologii, je však možné, namísto pracné úpravy geometrie či

²⁵ V programu ANSYS byl tento celek však „rozřezán“ na několik subkomponent z důvodu, aby se snáze provádělo samotné síťování konečnými prvky.

²⁶ Pozn. autora: V překladu „měnící se připojení“.

²⁷ A tedy konečné prvky typu Contact a Target.

vytváření virtuální topologie těles generovaným kontaktům nastavit chování typu *bonded*²⁸. Dvě nezávislá tělesa se pak chovají, jako by v místě kontaktu byla slepená.

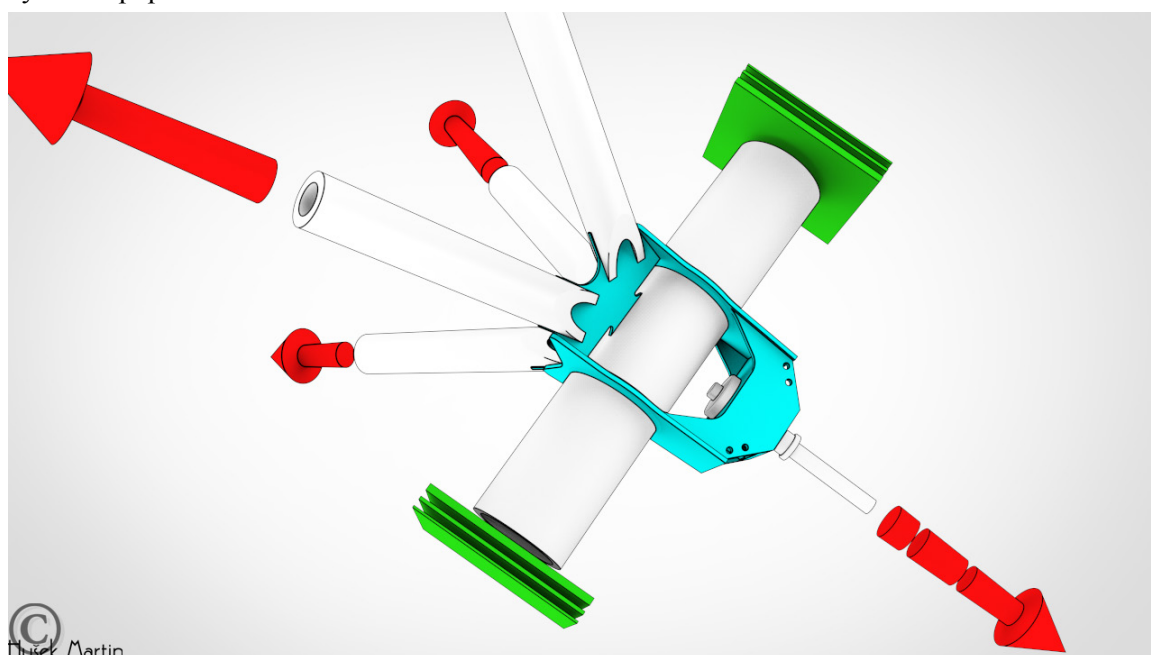
Vazby typu *bonded* byly aplikovány mezi tělesy:

- Nosná hlavice se styčnickovými plechy x Svary
- Nosná hlavice se styčnickovými plechy x Pruty hlavní výztuhy rámu
- Prut hlavního nosného pásu x Svary

Oproti tomu v místech, kde bylo potřeba zajistit přenesení pouze tlakových normálových sil, popř. také třecích tangenciálních sil, bylo použito kontaktů typu *frictional*²⁹. Tyto vazby byly aplikovány mezi tělesy:

- Nosná hlavice se styčnickovými plechy x Prut hlavního nosného pásu
- Nosná hlavice se styčnickovými plechy x Lano s koncovkami

Vazby typu *frictional* pak měly kromě jiných parametrů nastaven součinitel suchého (Coulombovo) tření roven 0,15 – což odpovídá tření mezi dvěma kovovými tělesy srovnatelné pevnosti. Další nastavení kontaktní analýzy zde popsána nebudou vzhledem k tomu, že by došlo k odklonu od hlavního tématu kapitoly. Numerická nastavení výpočtu byla převzata z tematických příkladů [29] a drobné korekce byly provedeny dle [32]. Výpočtový model, který je na *obrázku 7.44* by se dal popsat následovně:



Obrázek 7.44 Schéma výpočtového modelu spoje.

- Celá modelovaná geometrie a z ní následně vytvořený výpočtový model spoje byl tvořen prostorovými konečnými prvky.
- Podepření modelu bylo realizováno na plochách prutu hlavního nosného pásu, které vznikají při jeho příčném řezu. Všem uzlům sítě konečných prvků, které leží na těchto

²⁸ Pozn. autora: V překladu „vázané“.

²⁹ Pozn. autora: V překladu „třecí“.

plochách, byly odebrány veškeré stupně volnosti. Na *obrázku 7.44* je toto schematicky zakresleno zelenými podporami na obou koncích prutu hlavního nosného pásu.

- Zatěžování modelu bylo realizováno pouze normálovými silami tak, aby vždy v konkrétním zatěženém tělese vznikala tah. Tyto síly byly aplikovány na každý prut hlavní výztuhy rámu, resp. na plochy, které vznikají při jejich příčném řezu, a obdobně pak také na lano tak, jak je schematicky zakresleno na *obrázku 7.44*. Vnášená síla do lana odpovídala maximální síle ve středovém lanu, která vznikala při extrémní kombinaci zatížení, viz také *globální analýza únosnosti* modelu. Síly vnášené do prutů hlavní výztuhy pak odpovídaly těm silám, které vznikají v těchto prutech při extrémní kombinaci zatížení pro lano. Konkrétně byly vnášeny tyto osově síly:

• Lano	–	2667,100 kN
• Prut výztuhy I	–	734,410 kN
• Prut výztuhy II	–	543,360 kN
• Prut výztuhy III	–	206,020 kN
• Prut výztuhy IV	–	692,790 kN

- Materiálový model nosné hlavice se styčnickovými plechy odpovídal konstrukční oceli S550 se sníženou mezí kluzu 490 MPa. Pracovní diagram materiálu byl bilineární s počáteční tuhostí 210 GPa. Po mezi kluzu bylo uvažováno zpevnění materiálu 1 GPa.
- Materiálový model prutu hlavního nosného pásu odpovídal konstrukční oceli S460 s mezí kluzu 460 MPa. Pracovní diagram materiálu byl lineární s tuhostí 210 GPa.
- Materiálový model prutů hlavní výztuhy odpovídal konstrukční oceli S355 s mezí kluzu 355 MPa. Pracovní diagram materiálu byl lineární s tuhostí 210 GPa.
- Materiálový model lana s koncovkami konstrukční oceli S690 s mezí kluzu 690 MPa. Pracovní diagram materiálu byl lineární s tuhostí 210 GPa.³⁰
- Materiálový model svarů odpovídal konstrukční oceli S500 s mezí kluzu 500 MPa a mezí pevnosti 590 MPa. Pracovní diagram materiálu byl lineární s tuhostí 210 GPa.

Takto vytvořený výpočtový model nevykazoval žádné numerické nestability.

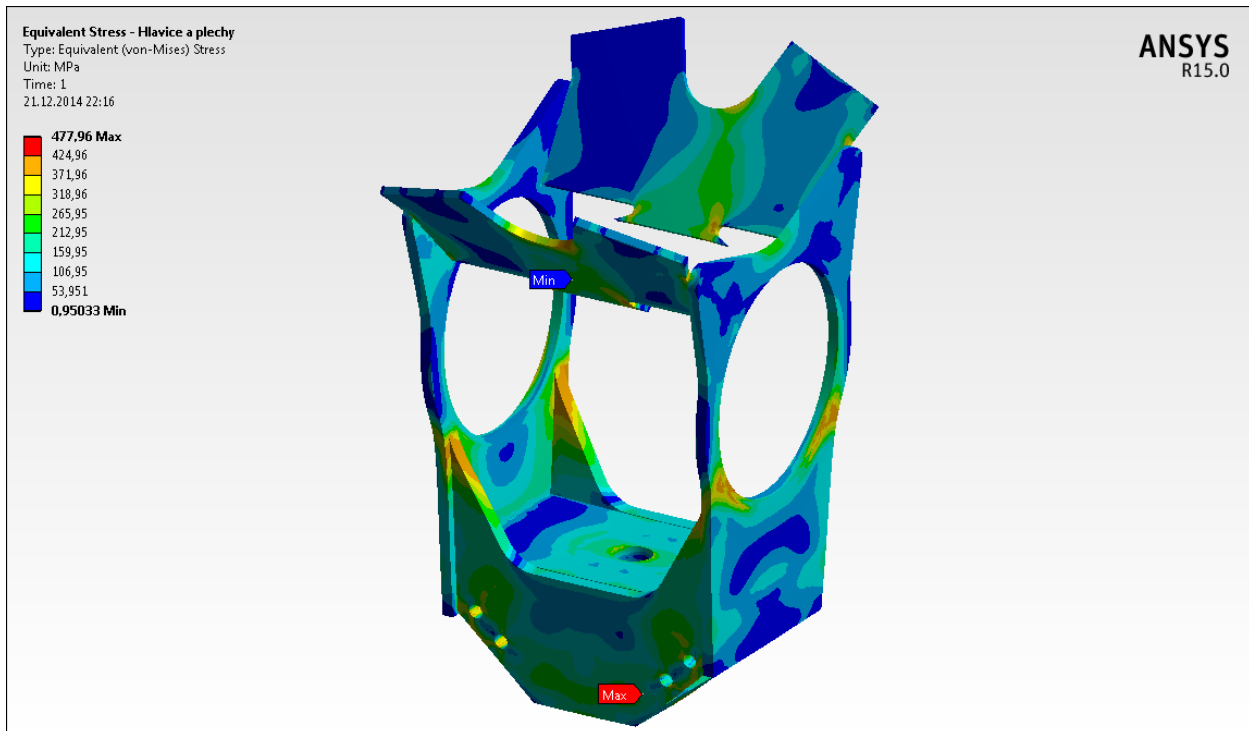
7.3.1. VÝSLEDKY EXTRÉMNI KOMBINACE

Ačkoliv v této kapitole již nebude popsán postup optimalizace, který proběhl na těle nosné hlavice, je však nutné říci, že koncept návrhu z *obrázku 7.42* již byl optimalizován pro minimalizaci vzniku koncentrací napětí. Jednalo se zejména o úpravy zaoblení, poměrů stran náběhu, sklonu ztužení, ale i úpravy tloušťky plechů tvořící samotné tělo hlavice, plechů procházející kolem prutu hlavního nosného pásu včetně jeho zakončení v oblasti styčnickových plechů.

Na *obrázku 7.45* je vykreslen průběh srovnávacího von Misesova napětí po těle nosné hlavice, ale i styčnickových plechů. Zřejmá je koncentrace napětí v oblasti napojení náběhů na plechy jdoucí v nejbližším okolí prutu hlavního nosného pásu. Jelikož jsou na obrázku značeny

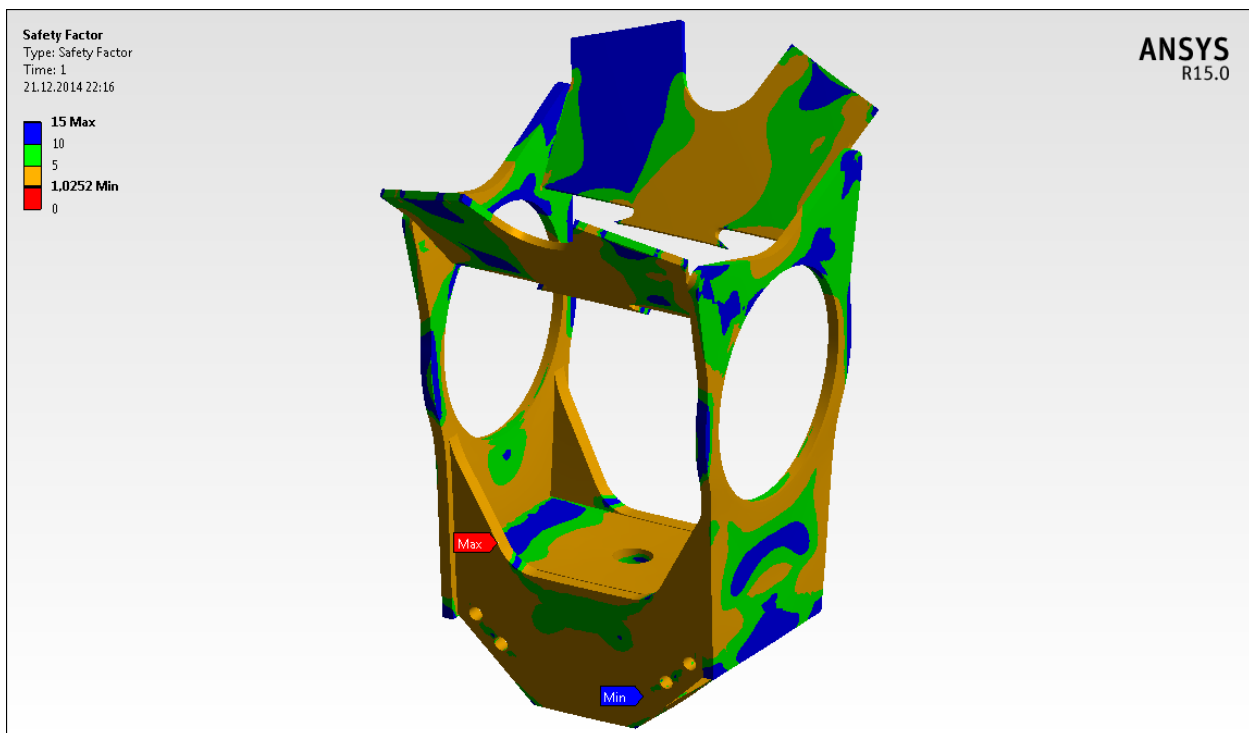
³⁰ Ačkoliv tato charakteristika spíše definuje chování a únosnost koncovky lana, jsou zde uvedeny jen pro potřeby uceleného celku. Koncovky lan včetně jejich únosností garantuje už sám výrobce.

i pozice maxima a minima tohoto srovnávacího napětí, je patrné, že samotný extrém napětí není momentálně viditelný, a proto jsou na dalších obrázcích detailnější pohledy.



Obrázek 7.45 Von Misesovo napětí nosné hlavice se styčnickovými plechy. [ANSYS 15.0.7]

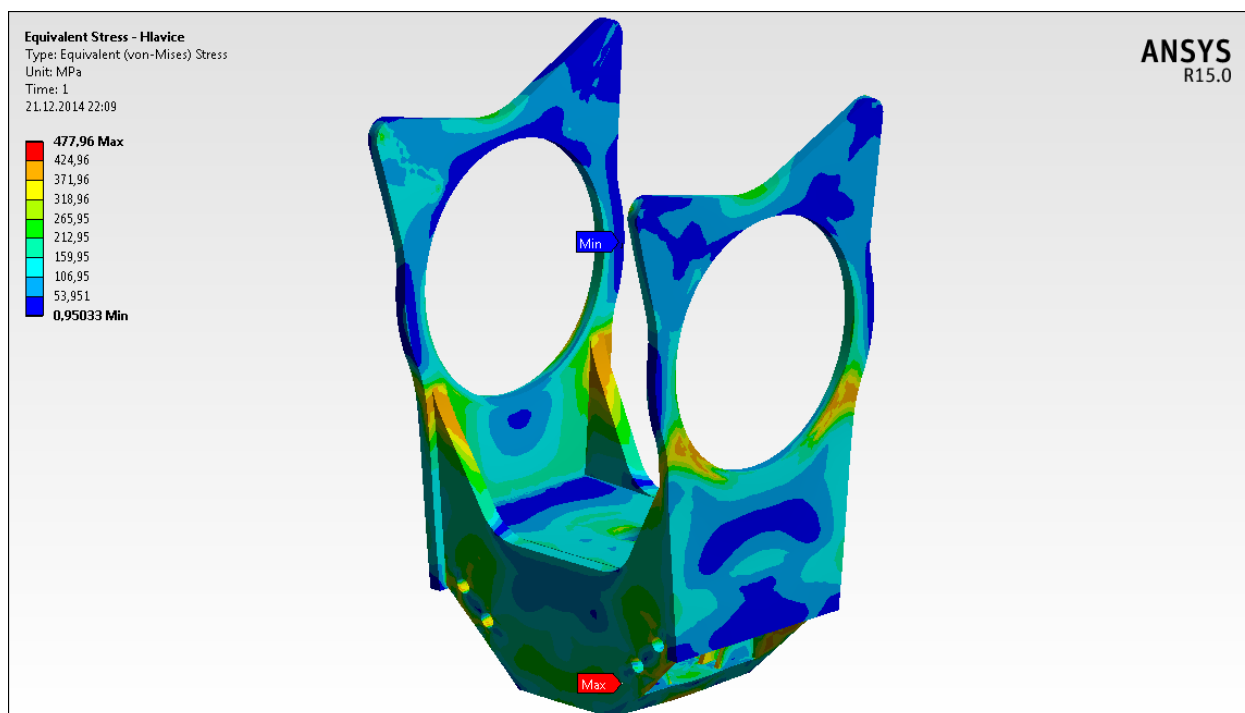
Pro snazší posouzení využití celkové kapacity únosnosti je na obrázku 7.46 zobrazen faktor bezpečnosti napjatosti F_s [–], který byl odvozen v kapitole 7.2.1, rovnici (7.6).



Obrázek 7.46 Faktor bezpečnosti napjatosti nosné hlavice se styčnickovými plechy. [ANSYS 15.0.7]

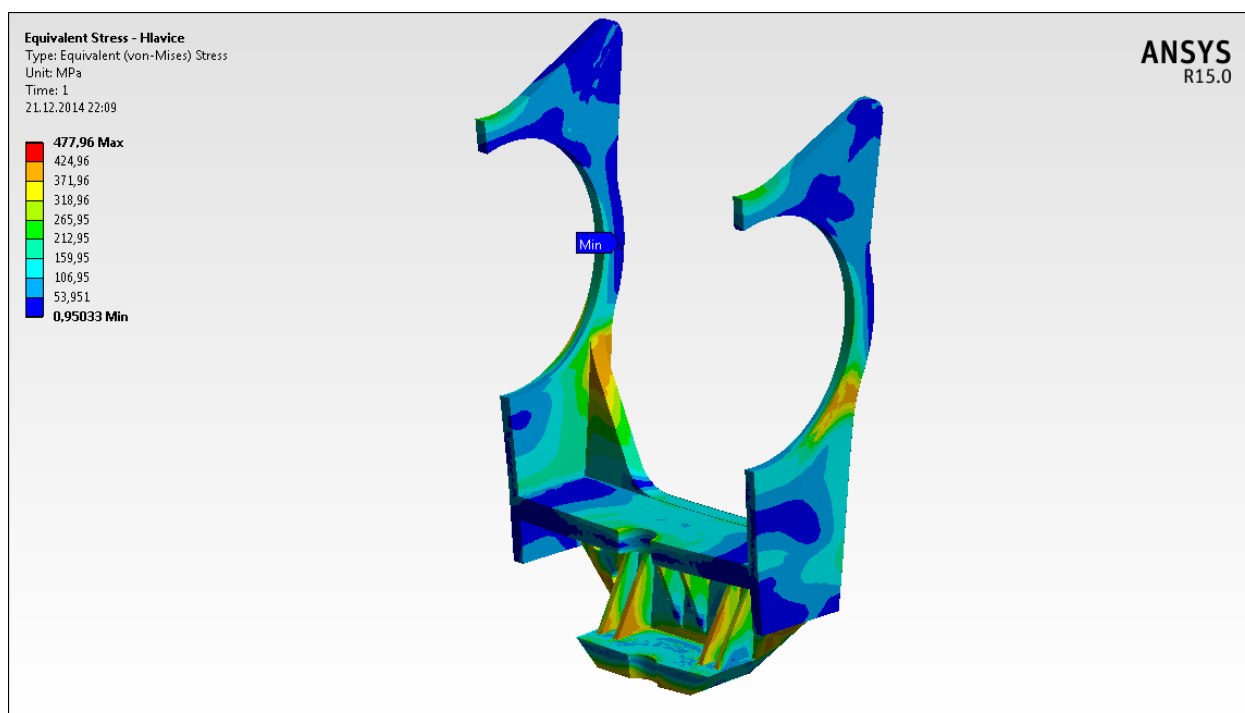
Nejnižší hodnota faktoru bezpečnosti napjatosti dosahuje 1,025. Tím je popsáno maximální využití materiálové kapacity rovné 97 %. Vzhledem k tomu, že aplikované zatížení, jak již bylo

zmíněno, je ve své podstatě v průběhu jeho samotného stanovení několikrát násobeno a tím pádem zvětšeno, lze považovat hodnotu faktoru bezpečnosti napjatosti 1,025 za dostatečnou.



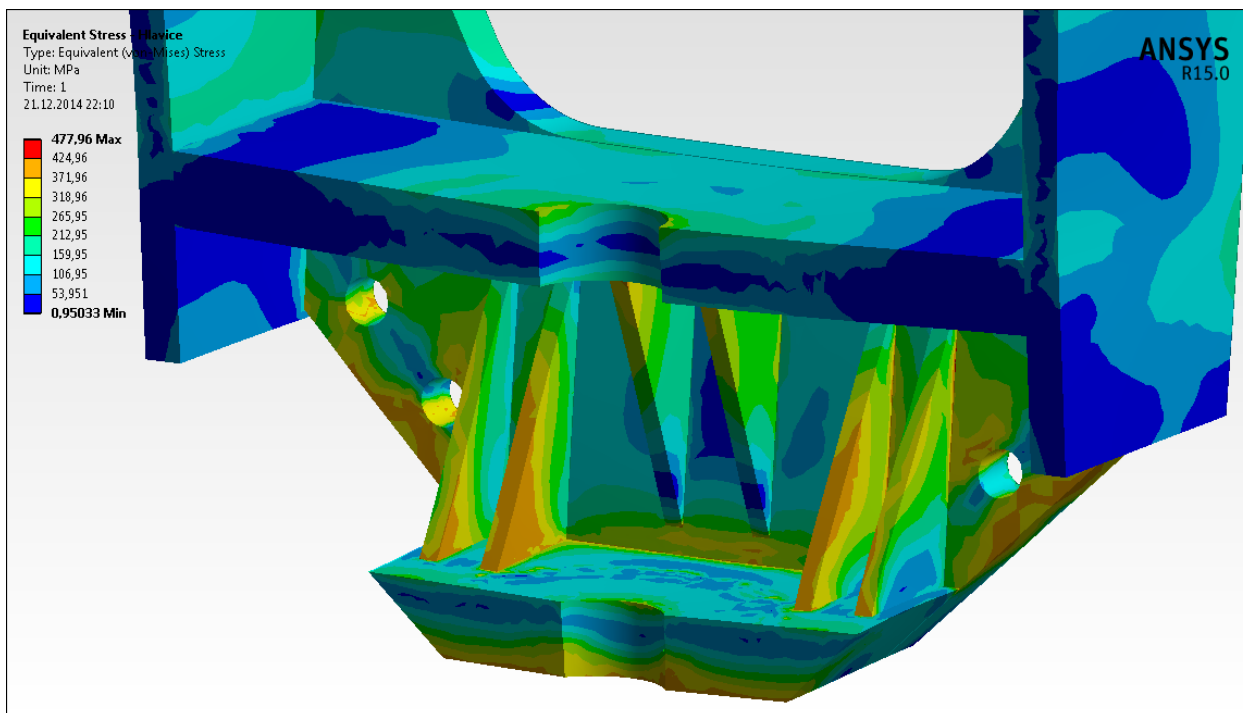
Obrázek 7.47 Von Misesovo napětí nosné hlavice. [ANSYS 15.0.7]

Pro lepší orientaci ve výsledcích zde bude uvedeno ještě několik detailnějších pohledů do těla nosné hlavice se zaměřením na namáhání výztuh v její spodní části.



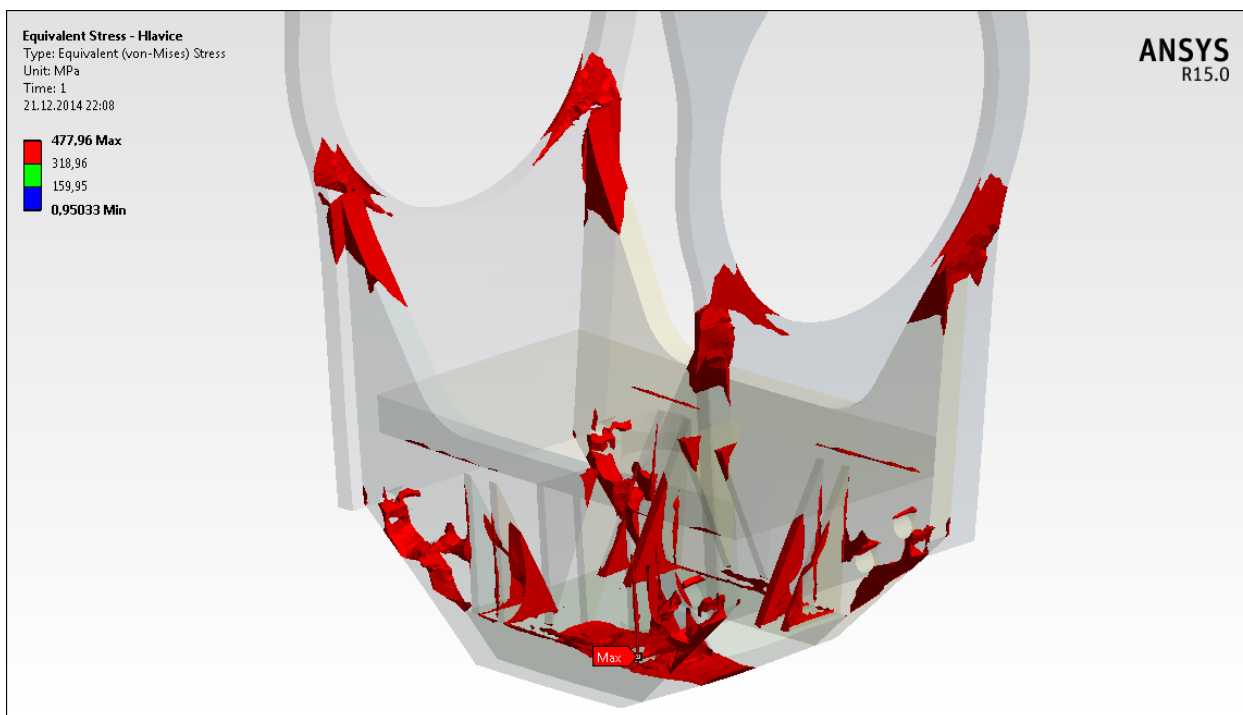
Obrázek 7.48 Von Misesovo napětí nosné hlavice v řezu. [ANSYS 15.0.7]

Ukazatel extrémního napětí z obrázku 7.45 a 7.47 odkazuje na jednu z výztuh, která pomáhá ztuhit nejspodnější část nosné hlavice. Detailněji pak na obrázku 7.48 a 7.49.



Obrázek 7.49 Von Misesovo napětí výztuh nosné hlavice v řezu. [ANSYS 15.0.7]

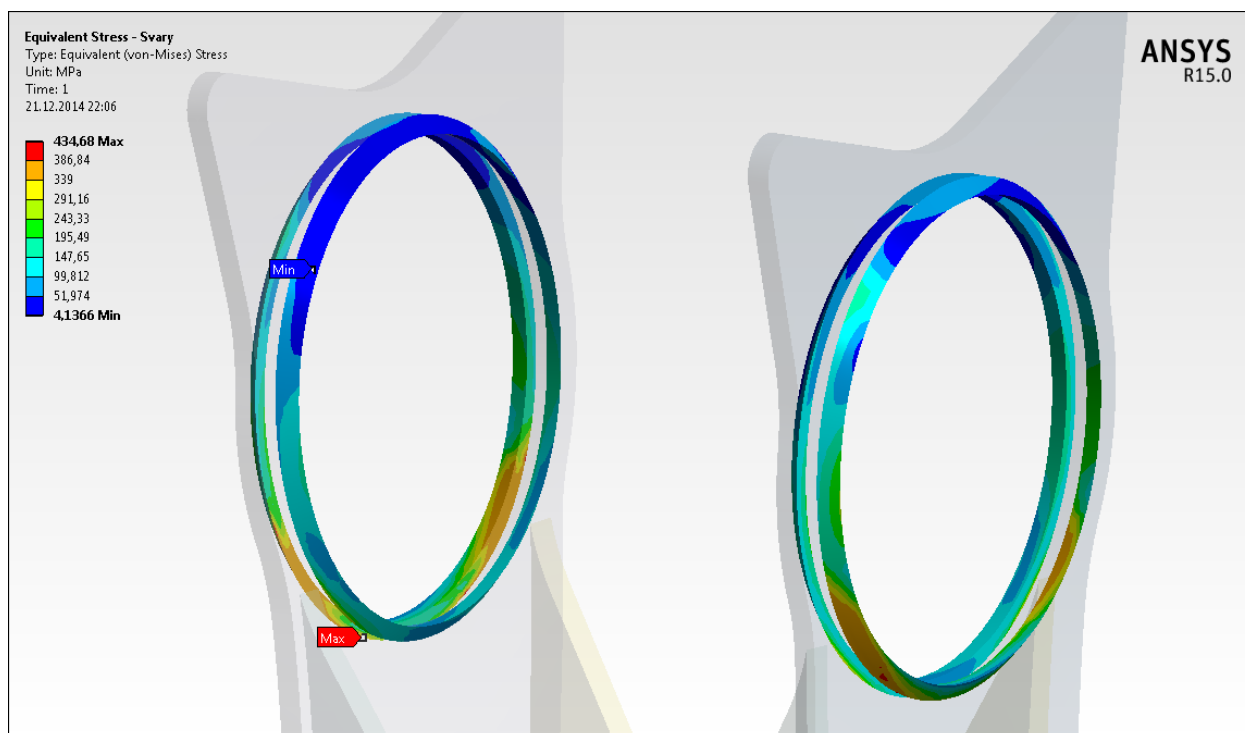
Z obrázku 7.50 lze pak lépe nalézt nejvíce namáhané části. Je zřejmé, že další fáze optimalizace by se týkala zejména optimalizování geometrie výztuh hlavice ve spodní části popř. náběhů hlavice v okolí prutu hlavního nosného pásu.



Obrázek 7.50 Extrémy von Misesova napětí nosné hlavice. [ANSYS 15.0.7]

Vzhledem k tomu, že posudky prutů samotných byly provedeny v kapitole 7.1.1, nebudou zde podrobně rozebrány jejich hodnoty srovnávacích napětí ani faktory bezpečnosti. Na obrázku 7.51 je však uvedeno srovnávací napětí pro svary samotné. Eurokód 3, část 1-8, který v kapitole 4.5 popisuje rozklad hlavních směrů napětí, pak umožňuje tímto způsobem posoudit

únosnost svarů. Vzhledem k tomu, že svary měly účinnou výšku 7 mm, mají tak i značnou rezervu ve své únosnosti.



Obrázek 7.51 Von Misesovo napětí svarů. [ANSYS 15.0.7]

7.3.2. SHRNU TÍ ANALÝZY

V kapitole 7.3 byl proveden návrh specifické části konstrukčního detailu připojení středových lan ke konstrukci rámu Londýnského oka. Ačkoliv i tato kapitola nebyla podložena výkresovou dokumentací stávající konstrukce, návrh byl proveden dle nejlepšího uvážení a dal by se považovat za realizovatelný. Pakliže by se měly provádět další zatěžovací testy, jednalo by se pravděpodobně o testování únavové únosnosti z hlediska zatěžování nosné hlavice silami, způsobenými kmitáním ocelových lan.

This page intentionally left blank.

8. SHRnutí

V prvních kapitolách byl uveden historický vývoj konstrukcí Ferrisova kola, bylo představeno jejich možné rozdělení včetně ukázek dosud realizovaných konstrukcí. Zajímavosti vzhledem k možnému uvedení kol do pohybu či konstrukčnímu uspořádání byly popsány v závěru prvních kapitol i s ukázkami patentů, doplněnými o krátký popis, plynoucí z textů jejich autorů.

Zbylé kapitoly se již více soustředily na analýzy konstrukce Londýnského oka, ať již ve formě lokálního zhodnocení či globálního pohledu na věc.

Kapitola 4 – London Eye byla věnována výhradně dvěma tématům. Konkrétně proporci hřídele a osy vzhledem k celkovému chování kola na typizovaná zatížení a dále analýze citlivosti lokálních prvků, tvořících rám kola. V kapitole se rovněž objevila úvaha o konstrukční úpravě ztužení a jejím dopadu na globální chování konstrukce.

Kapitola 5 – Konečnoprvkový model se soustředila na popis výpočtového modelu a to zejména na jeho tvorbu a zpracování konstrukčních detailů. Rovněž byla nastíněna problematika dynamických pohlcovačů kmitání, které se na konstrukci Londýnského oka vyskytují. Matematicky bylo popsáno chování takového tlumiče jakožto chování hmotného bodu, jenž je tlumen třením. Rovněž byl vyhrazen prostor pro vysvětlení dopadu tvaru kabin vzhledem k velikosti vznikajícího zatížení.

Kapitola 6 – Zatížení popsala úvahy a samotné modelování statického zatížení. Byly popsány vznikající kombinace zatížení s odvoláním na platné evropské normy. Aby se práce stále nemusela opírat o doporučené hodnoty, byl v kapitole 6 proveden návrh dynamických pohlcovačů kmitání, díky kterému byla následně odvozena velikost balastní hmoty, vystupující ve statickém modelu. Ačkoliv se tedy práce primárně soustředila na statické analýzy, bylo nutné ji doplnit i o základní informace z hlediska analýzy dynamické.

Kapitola 7 – Výsledky statické analýzy lze rozdělit do tří ucelených celků. V prvním z nich je věnována pozornost globálním výsledkům výpočtového modelu Londýnského oka. Model je posouzen z hlediska mezních stavů a je zde rovněž uveden přehled optimalizovaných dimenzí prutů rámu včetně jejich využití z hlediska kapacity únosnosti. V kapitole je vysvětlen postup jednotlivých posudků pro extrémní kombinace zatížení včetně úvah problematiky namáhání.

V druhé části kapitoly 7 je popsána analýza hřídele Londýnského oka. Je zde vysvětlen přístup k analýze včetně zdůvodnění volby výběru analyzované komponenty konstrukce. V kapitole je rovněž popsán vliv cyklického namáhání a to včetně potřebných výstupů a srovnávacích posouzení, které jsou také odvozeny. Popisované výsledky byly diskutovány pro kombinace zatížení, které byly rozhodující v první části kapitoly 7 a tedy pro globální analýzy konstrukce. Kapitola si rovněž kladla za cíl nabídnout možnost optimalizace konstrukčního celku, a proto byly jednotlivé výsledky srovnávány s alternativou v podobě hřídele s vlivem výztužného diafragma.

Ve třetí části kapitoly 7 je proveden návrh detailu spojení ocelových lan s konstrukcí rámu vzhledem k tomu, že se nejedná o typizovaný spoj nabízený firmami. Celá kapitola je pojata formou napjatostní analýzy, která je rovněž využívána v průběhu celé práce. Z předložených výsledků pak mohou být odvozeny závěry na otázku vhodného či nevhodného konstrukčního uspořádání.

8.1. DOSAŽENÉ CÍLE

Pro lepší orientaci a možnost zhodnocení práce jako celku jsou zde uvedeny dosažené cíle práce vždy v závislosti na konkrétní kapitole. Ačkoliv jsou v kapitole 3 uvedeny stěžejní body, které si práce kladla za cíl, při jejich plnění samotném byly dosaženy díky řadě pomocných analýz i cíle přidružené. Hlavní cíle práce jsou proto uvedeny tučně.

KAPITOLA 2 – FERRIS WHEEL

- **korelační křivka tuhosti rámu konstrukce High Roller na jeho deformaci**
- **korelační křivka tuhosti rámu konstrukce High Roller na výsledné předpětí v lanech**

KAPITOLA 4 – LONDON EYE

- **vytvoření prostorového geometrického modelu konstrukce Londýnského oka**
- **spektrum odezvy rámu konstrukce Londýnského oka na gravitační zrychlení při proměnné délce osy**
- **spektrum odezvy rámu konstrukce Londýnského oka na impulz boční síly při proměnné délce osy**
- **korelační křivky tuhosti profilů rámu konstrukce Londýnského oka na jeho deformaci**
- **korelační křivky tuhosti profilů rámu konstrukce Londýnského oka na jeho celkovou hmotnost**
- **vliv konstrukčního uspořádání zavětrování rámu konstrukce Londýnského oka na jeho vzpěrné únosnosti**
- **citlivostní analýza profilů rámu konstrukce Londýnského oka v dopadu na jeho deformaci**
- **citlivostní analýza profilů rámu konstrukce Londýnského oka v dopadu na jeho celkovou hmotnost**

KAPITOLA 5 – KONEČNOPRVKOVÝ MODEL

- **vytvoření prostorového výpočtového modelu konstrukce Londýnského oka**

KAPITOLA 6 – ZATÍŽENÍ

- **stanovení počátečního předpětí v kotevních lanech pro výchozí geometrický stav konstrukce Londýnského oka**
- **navržení dynamických pohlcovačů kmitání na první vlastní tvar rámu konstrukce Londýnského oka pro požadovaný logaritmický dekrement útlumu**
- **stanovení zatížení dle Eurokódů pro konstrukci Londýnského oka**

KAPITOLA 7 – VÝSLEDKY STATICKÉ ANALÝZY

- **provedení analýzy konstrukce Londýnského oka pro mezní stav únosnosti**
- **posouzení a optimalizace profilů rámu konstrukce Londýnského oka**
- **nalezení kritického zatížení pro pruty hlavního nosného pásu konstrukce Londýnského oka**
- **posouzení ocelových lan Londýnského oka vzhledem k přípustným rozkmitům napětí**

- **provedení analýzy konstrukce Londýnského oka pro mezní stav použitelnosti**
- **vytvoření komplexního prostorového výpočtového modelu hřídele konstrukce Londýnského oka**
- stanovení zatěžovací obálky hřídele konstrukce Londýnského oka
- **provedení komplexní analýzy hřídele bez výztužného diafragma konstrukce Londýnského oka včetně vlivů únavového namáhání a životnosti**
- navržení výztužného diafragma hřídele konstrukce Londýnského oka včetně jeho optimalizace
- provedení komplexní analýzy hřídele včetně výztužného diafragma konstrukce Londýnského oka včetně vlivů únavového namáhání a životnosti
- **navržení a vytvoření výpočtového modelu detailu spojení lana s rámem konstrukce Londýnského oka**
- **provedení napjatostní analýzy detailu spojení lana s rámem konstrukce Londýnského oka**

This page intentionally left blank.

9. DODATEK

Ačkoliv byla hlavní témata již pokryta, následujících několik kapitol se pokusí přiblížit další problémy, které do jisté míry souvisí s konstrukcí Londýnského oka. Nebudou zde vysvětlovány případné teorie, které stojí na pozadí výpočtů, rovněž ani hlubší podstaty, které z analýz vycházejí. Následující dodatky však do jisté míry uvedou autorův zájem o navazující činnost, kterou by se rád zabýval v doktorském studiu a případně dokončí tuto práci jako komplexní celek.

9.1. UVEDENÍ KOLA DO POHYBU

Již několikrát bylo zmíněno, že výplet rámu Londýnského oka je tvořen lany středovými a lany tangenciálními. Na *obrázku 4.5* je pak vidět detailní připojení těchto lan k ose kola, z čehož vyplývá i samotné pojmenování těchto lan. Lana středová se jednoduše protínají v jednom bodě, konkrétně v bodě ležícím na podélné ose hřídele a procházejí tak tzv. středem. Lana tangenciální jsou však uchycena na osu tečně, tvoří tak tangentu k obvodu konstrukce osy. Důvod zakomponování tangenciálních lan do konstrukce rámu byl zmíněn již v *kapitole 2.6*, konkrétně pak popsán na *obrázcích 2.28* a *2.29*. Popis se však týkal prostého dopadu roztáčení kola z jeho středu na nenapnutá lana, zejména pak ta středová. Ačkoliv tedy není záměrem tvořit lana tangenciální, tak při špatném návrhu resp. nevhodném či nedostatečném předepnutí lan středových dochází také k vytvoření série lan tangenciálních. Podstatou problému však není jen zpožděná odezva roztočení rámu. Pravým problémem je, že se původně středová lana nebezpečně napínají v okamžiku, kdy přecházejí do geometrie lan tangenciálních. Z toho pak vyplývá, že okamžik uvedení kola do pohybu nebo jeho zastavení může být kritický.

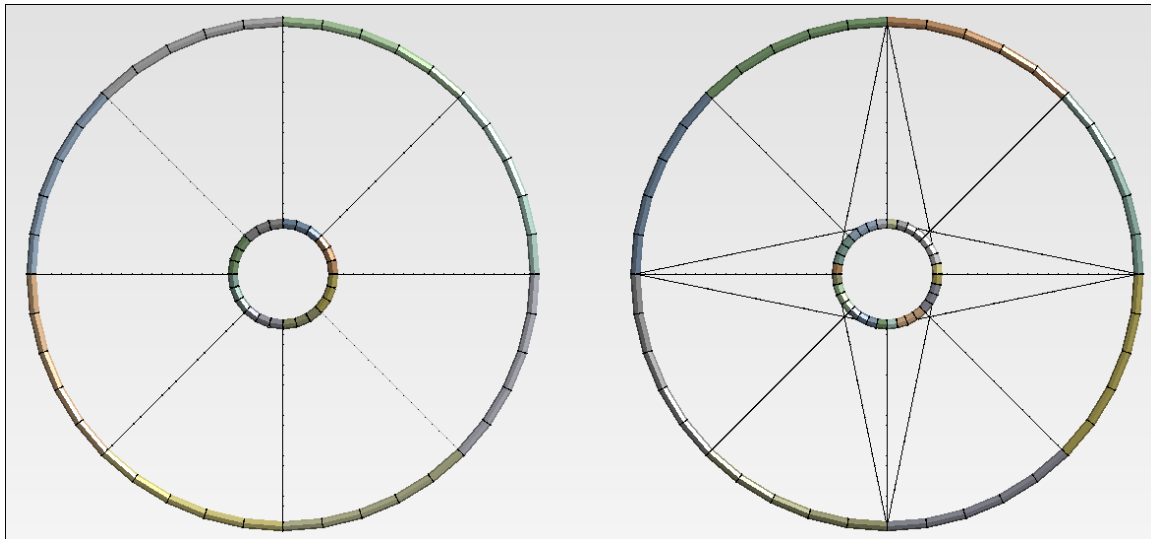
Oproti původnímu Ferrisovu kolu, které bylo poháněno elektromotorem situovaným ve středu osy kola, je Londýnské kolo roztáčeno pojezdem pneumatikových kol po obvodě rámu. Díky tomuto principu je do jisté míry redukován výše popsáný problém, vzhledem k tomu, že největší část hmoty konstrukce rámu není uváděna do pohybu skrze lana. Lana samotná pak již jen roztáčejí osu, která se díky ložiskům a malé hmotnosti uvede do pohybu relativně snadno.

Problém však může nastat při poruše ložisek resp. při náhlém zablokování osy kola, přičemž pojezdový systém ve spodní části Londýnského oka nedokáže okamžitě reagovat a zamezit tak rámu v dalším pootočení. Při tomto zablokování osy a následném pootočení rámu by byla středová lana nebezpečně napínána a hrozilo by jejich přetržení, hrozil by kolaps konstrukce. Proto je Londýnské oko mimo jiné také vybaveno lany tangenciálními, které by v případě potřeby ve větší míře přejímaly síly, vznikající v důsledku setrvačného pohybu rámu.

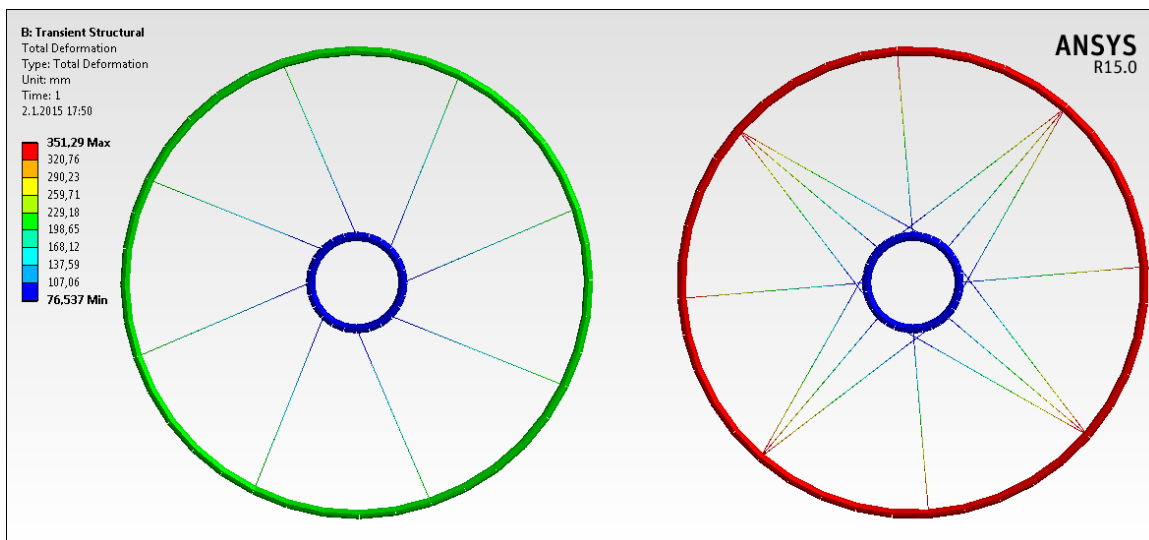
V následující krátké analýze je proto porovnáno chování rámu kola při jeho prudkém roztočení, následně zastavení v jeho ose bez tangenciálních lan a s tangenciálními lany. Další specifikace analýzy byla následující:

- Výpočet proběhl v programu ANSYS. V tomto dynamickém výpočtu byly uvažovány veškeré vznikající setrvačné síly.
- Vytvořené modely jsou na *obrázku 9.1*. V obou případech se jednalo o obruč spojenou s osou pouze několika lany. Průměr obruče byl 1 m. Na obruči v každém místě připojení lana byla umístěna bodově připojená hmota o velikosti 1000 kg.
- Celý výpočtový model byl tvořen 1D konečnými prvky. Konečné prvky lan, tvořící spojení mezi obručí a osou, měly pouze translační stupně volnosti. Konečné prvky prutů obruče a osy měly translační i rotační stupně volnosti.
- Veškerá lana byla předepnuta.

- Modely nebyly nijak silově zatěžovány. Osy obou modelů se však z času 0 s → 1 s roztočily ve směru hodinových ručiček tak, aby jejich úhlové pootočení lineárně vzrostlo z 0° → 45°. Po docílení otočení 45° se osy zafixovaly a staly se nedeformovatelnými. Ve zbytku analýzy mezi časy 1 s → 15 s byla zkoumána chování obou obručí a rovněž síly vznikající ve středových lanech.
- Pro oba modely byl použit Rayleighův model útlumu $[C] = \alpha[M] + \beta[K]$, kde v matici tlumení $[C]$ vystupuje člen tlumení inverzně proporcionalní k vlastní frekvenci $\alpha[M]$ a člen tlumení lineární k vlastní frekvenci $\beta[K]$. Matice $[M]$ je maticí hmotností a matice $[K]$ pak maticí tuhostí. Přičemž bylo uvažováno $\alpha = 0,5$ a $\beta = 0$. [24]



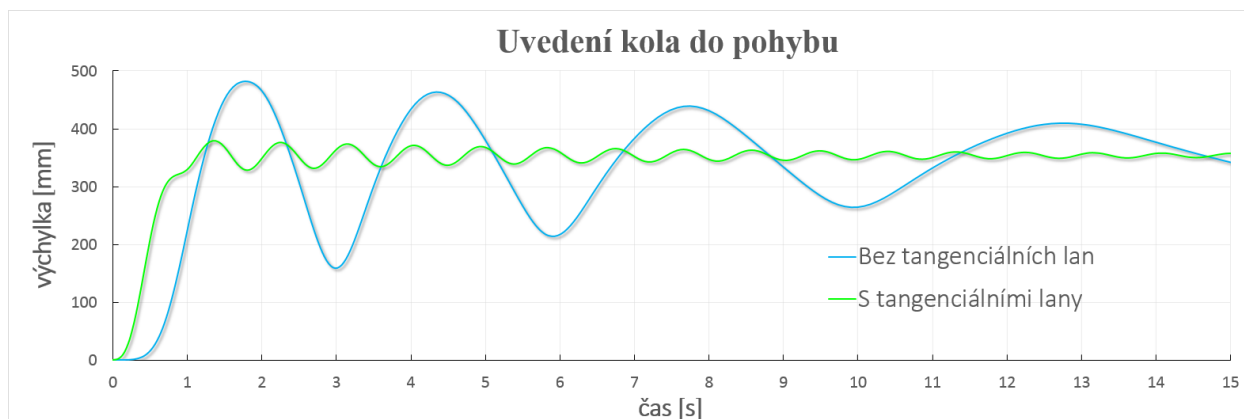
Obrázek 9.1 Porovnávané modely. Zleva model bez tangenciálních lan a model s tangenciálními lany. [ANSYS 15.0.7]



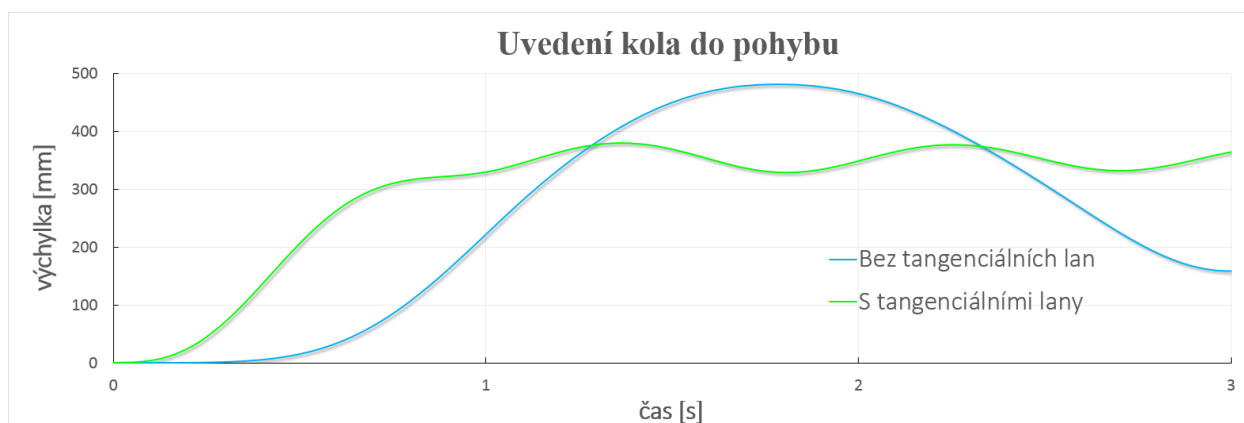
Obrázek 9.2 Deformace v čase 1 s. [ANSYS 15.0.7]

Na obrázku 9.2 je vykreslena deformace obou modelů při dosažení pootočení osy o 45°. V důsledku vzniku setrvačných sil kladou obruče odpor proti uvedení do pohybu, nicméně pootočení obou obručí není stejné. Obruč bez přídatných tangenciálních lan prochází mezikrokem, který nevzniká u obruče s tangenciálními lany. Je to právě ono vytváření tangenciálních lan, v důsledku čehož na obruč působí síly, které již nejsou pouhými normálami k obruči. Prvním rozdílem, který z analýzy vyplývá, je ten, že u kol s pouhými středovými lany bude docházet ke zpoždění

v pohybu při případném roztočení popř. zastavení. Toto lze také pozorovat na *grafu 9.1* a detailněji pak na *grafu 9.2*, na kterých je zaznamenána svislá výchylka bodu obruče, který byl v počáteční fázi v horizontální poloze¹.

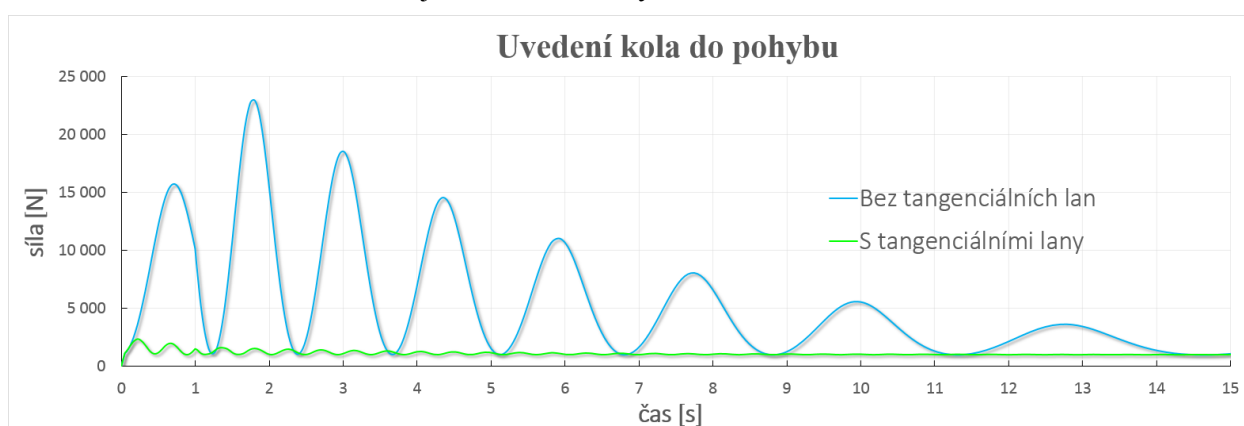


Graf 9.1 Průběh svislé výchylky bodu obruče.



Graf 9.2 Detailní pohled na počáteční průběh svislé výchylky bodu obruče.

Druhý rozdíl, který z analýzy vyplývá, již není rozeznatelný pohledem – ovšem je přímým dopadem onoho vytváření tangenciálních lan kola s pouhými středovými lany. Na *grafu 9.3* je zaznamenána normálová síla v jednom ze středových lan.



Graf 9.3 Průběh velikosti normálové síly ve středovém lanu.

Z analýzy je zřejmé, že vliv tangenciálních lan nemůže být opomenut, pakliže problémy vznikající v důsledku jejich absence nebudou řešeny jinak.

¹ Na analogickém číselníku hodin by se jednalo o 9. hodinu.

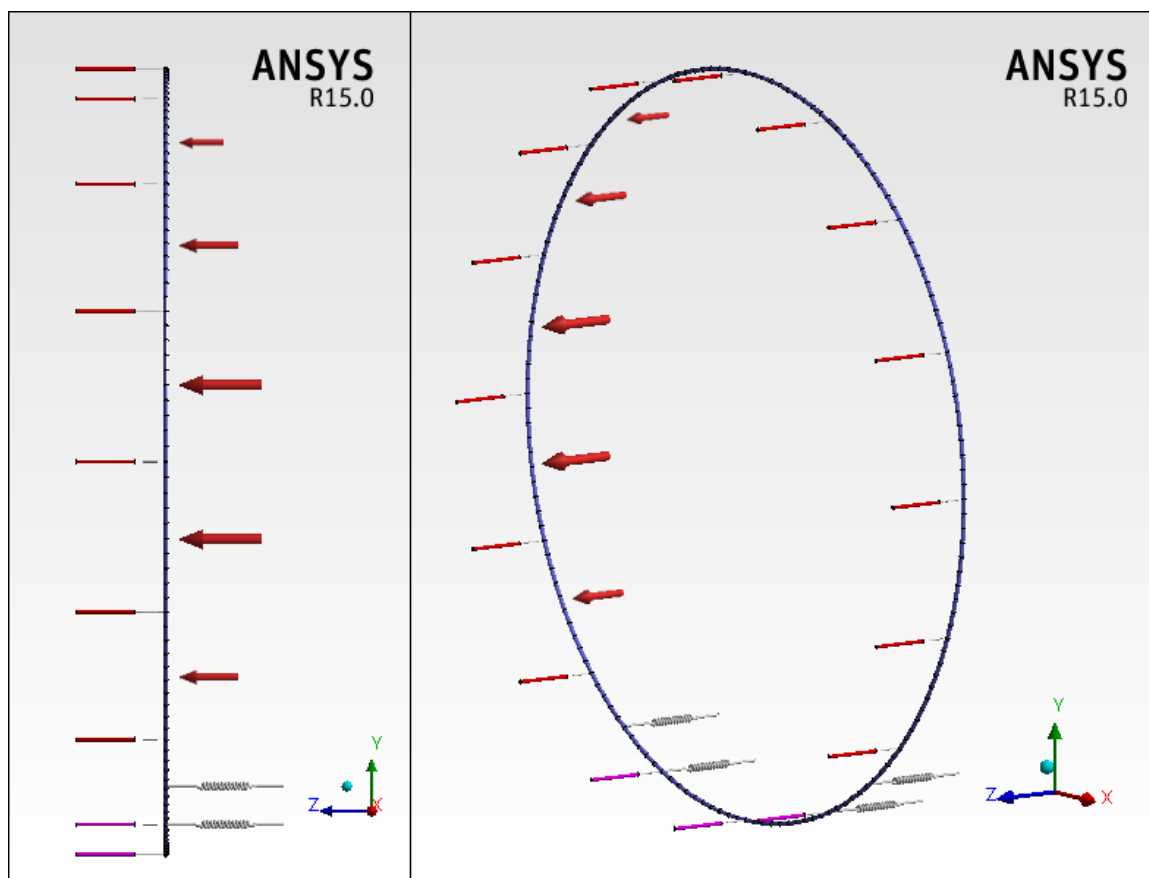
9.2. BUZENÍ SILOU

V kapitole 6.2.1 byl proveden předběžný návrh dynamických pohlcovačů kmitání. Návrh samotný však nespočíval v ověření efektivity těchto navržených pohlcovačů kmitání na různé typy zatížení, ale pouze vyhodnocoval dosažený logaritmický dekrement útlumu, ačkoliv i ten lze považovat za ukazatel efektivity tlumení. Vzhledem k tomu, že chováním dynamických systémů a jejich odezvou na různá rázová zatížení by se autor rád zabýval ve větší míře ve svém doktorském studiu, bude zde alespoň nastíněna problematika dopadu navržených pohlcovačů kmitání na odezvu konstrukce Londýnského oka při vzniku Strouhalových vírů.

Při obtékání některých těles (profilů) se vytvářejí víry, které se za vhodných podmínek oddělují střídavě na obou stranách, takže vzniklá periodická příčná síla má snahu těleso rozkmitat v rovině kolmé ke směru větru. [33]

Síly, kterými oddělované víry působí na obtékané těleso (štíhlou konstrukci či konstrukční prvek), nejsou velké, ale mají svou frekvenci a při rovnoměrném větru působí delší dobu. Svou vlastní frekvenci má i štíhlý konstrukční prvek. Jsou-li si obě frekvence blízké, nastane při malém tlumení vlivem rezonance kmitání se značnou amplitudou. [33]

Velikost amplitudy se zpravidla zvětšuje se vzrůstající rychlostí větru, nemusí však růst až do havárie, protože s amplitudou roste i útlum. Ustálí se na nějaké hodnotě a tou pak kmitá, pokud vítr vane vhodnou rychlostí. Protože toto kmitání nastává obvykle při nižších a tedy často se vyskytujících rychlostech, kdy je vítr rovnoměrný, a protože každý kmit postižené konstrukce v její vlastní frekvenci znamená jeden zatěžovací cyklus, může být počet cyklů příslušný mezi únavy nakmitán v poměrně krátké době. [33]

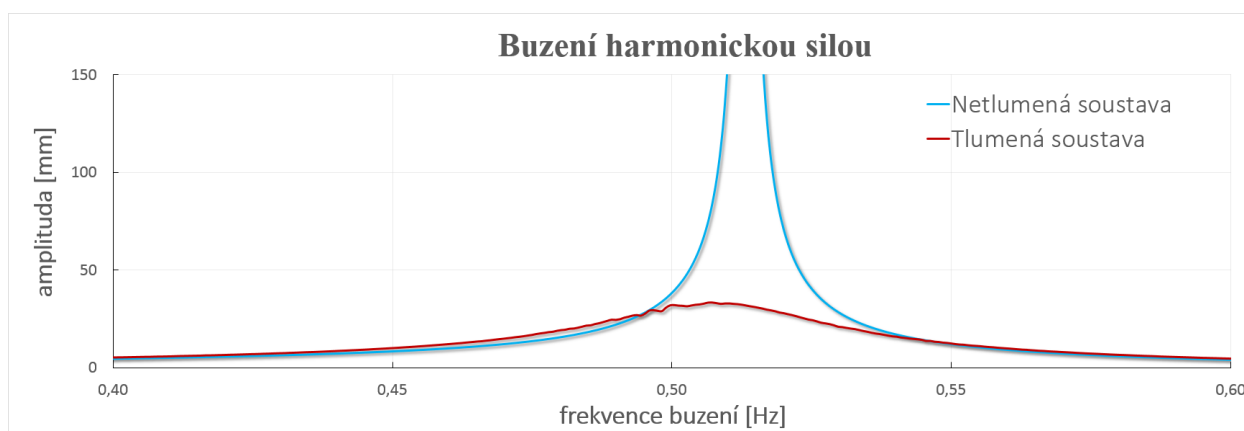


Obrázek 9.3 Zatěžovací schéma při buzení silou v důsledku odtrhávání Strouhalových vírů. [ANSYS 15.0.7]

Při pozvolném růstu rychlosti větru se zvětšuje frekvence oddělování vírů a s ní i budící zatížení. Přiblíží-li se frekvence vírů k nejnižší (základní) vlastní frekvenci, dojde k rezonančnímu zvětšení amplitudy. [33]

Z výše uvedeného vyplývá, že v následující analýze bude konstrukce Londýnského oka, resp. její zjednodušený model použitý pro návrh dynamických pohlcovačů kmitání zatěžován harmonickou² silou, symbolizující odtrhávání Strouhalových vírů. Další specifika analýzy byla následující:

- Výpočet proběhl v programu ANSYS.
- Byly porovnávány dva druhy modelů – bez pohlcovačů kmitání a s nimi. Výpočtové modely včetně okrajových podmínek byly převzaty z kapitoly 6.2.1, ve které proběhl návrh těchto dynamických pohlcovačů kmitání. Byla použita nejlehčí z navržených variant pohlcovačů kmitání, která se rovněž objevila ve statické analýze.
- Schéma zatížení je na obrázku 9.3. Jedná se o zatížení části konstrukce liniovým zatížením, které je kolmé na rovinu rámu, přičemž maximální hodnota byla uvažována 10 kNm^{-1} . Tato hodnota se postupně snižovala na 2 kNm^{-1} směrem od horizontální roviny rámu procházející středem kola.³ Tímto snížením byla chápána postupně se zvyšující rovnoběžnost mezi proudem vzduchu a pruty rámu. Protilehlá část rámu zatížena nebyla.
- Byla měřena amplituda bodu rámu vzhledem k rovině rámu, který leží v úrovni osy⁴ na jeho zatížené části.
- V modelech nebyla použita žádná další tlumení, a proto model bez přídavných pohlcovačů kmitání nebyl tlumen.⁵



Graf 9.4 Amplituda bodu rámu při zatěžovacích frekvencích v oblasti první vlastní frekvence konstrukce.

Z grafu 9.4 je zřejmá efektivita navržených dynamických pohlcovačů kmitání. Teoretická původní velikost amplitudy $\infty \text{ mm}$ byla snížena na pouhých 33 mm. Ačkoliv byly pohlcovače kmitání laděny na první vlastní frekvenci, na grafu 9.5 je vykreslena změna velikosti amplitudy při druhé vlastní a tedy druhé rezonanční frekvenci konstrukce. Opět z teoreticky původní velikosti $\infty \text{ mm}$ byla amplituda snížena na 120 mm. V případě druhé vlastní frekvence není tlumení tak velké, ovšem vzhledem k tomu, že neproběhla detailnější analýza návrhu dynamických pohlcovačů kmitání, lze považovat takto navržené konfigurace pohlcovačů za dostatečné pro předběžný návrh.

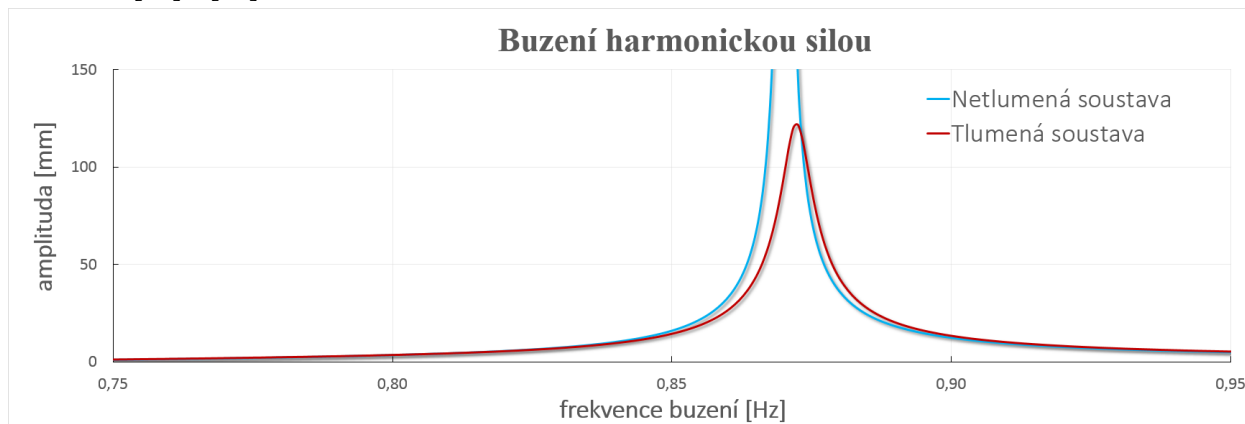
² Periodickou.

³ Samozřejmě v amplitudě $\langle -F; +F \rangle$.

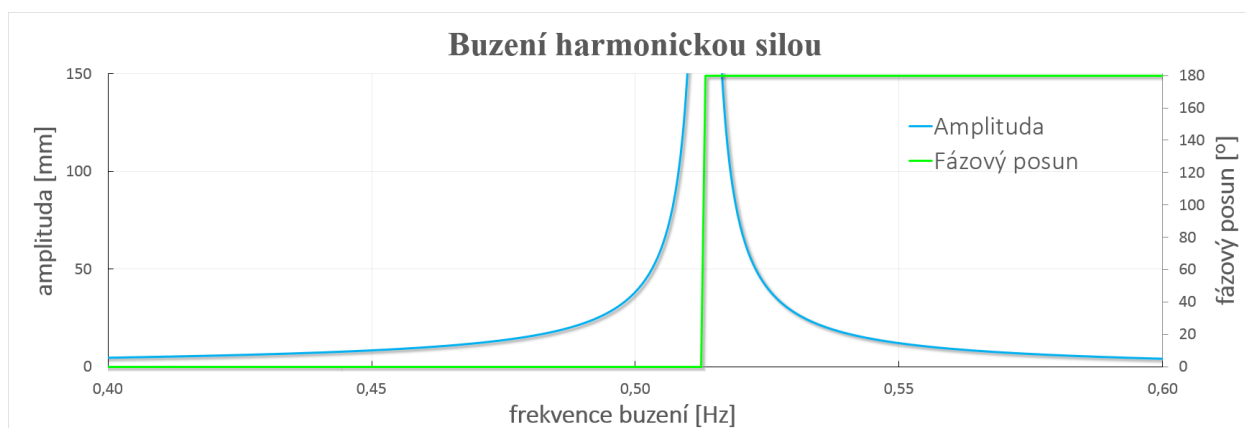
⁴ Na analogickém číselníku hodin by se jednalo o 9. hodinu.

⁵ Rovněž patrné z grafu 9.6 na křivce fázového posunu odezvy a buzení.

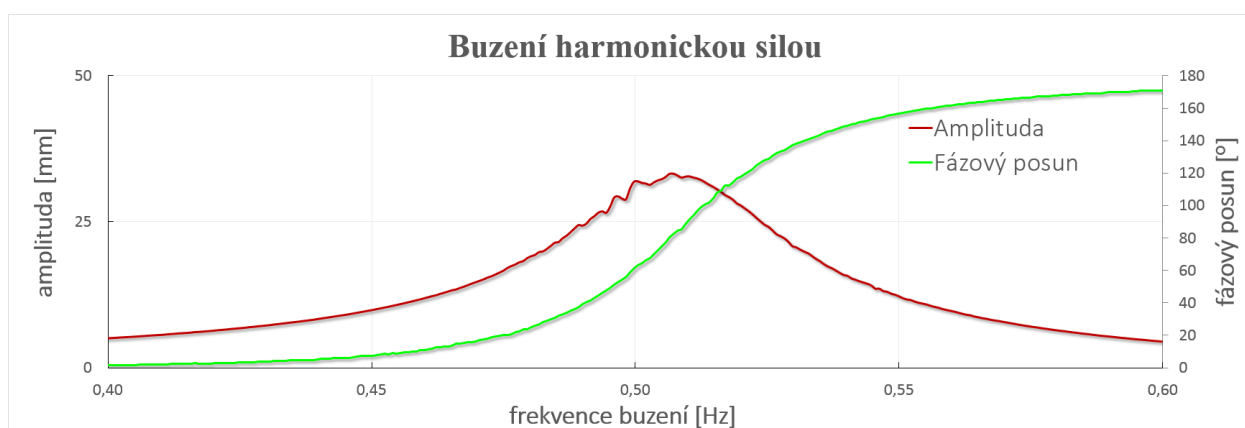
V nadcházejících návrzích dynamických podpor by se pravděpodobně navrhovaly další konfigurace pohlcovačů kmitání tak, aby se eliminovalo co nejvíce rezonančních frekvencí konstrukce. Více také v [17] a [33].



Graf 9.5 Amplituda bodu rámu při zatěžovacích frekvencích v oblasti druhé vlastní frekvence konstrukce.



Graf 9.6 Amplituda bodu rámu netlumené konstrukce s vykresleným fázovým posunem odezvy a buzení v oblasti první vlastní frekvence konstrukce.



Graf 9.7 Amplituda bodu rámu tlumené konstrukce s vykresleným fázovým posunem odezvy a buzení v oblasti první vlastní frekvence konstrukce.

Z analýzy je zřejmé, že vliv dynamických pohlcovačů kmitání nemůže být opomenut, pakliže problémy vznikající v důsledku jejich absence nebudou řešeny jinak.

This page intentionally left blank.

10. SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] List of Wheels. *Observation Wheel Directory* [online]. © 2013 [cit. 2014-06-08]. Dostupné z: <http://www.observationwheeldirectory.com/wheels/>
- [2] Ferris wheel. *Wikipedia* [online]. © 2014 [cit. 2014-06-08]. Dostupné z: http://en.wikipedia.org/wiki/Ferris_wheel
- [3] Ferris Wheel. *National Geographic* [online]. © 2011 [cit. 2011-06-08]. Dostupné z: http://www.nationalgeographic.com/Ferris_wheel/
- [4] WEISENBERGER, N. *Observation Wheels: Guide to the World's Largest Ferris Wheels*. Columbus: CreateSpace Independent Publishing Platform, 2013. ISBN 978-1489595836.
- [5] GOTTLIEB, S. *Amusement device*. USA. Patent, US832965 A. 1905-06-12.
- [6] CHUBBUCK, E. F. *Pleasure wheel*. USA. Patent, US881095 A. 1907-10-15.
- [7] WILSON, C. W. *Amusement device*. USA. Patent, US1418999 A. 1919-10-23.
- [8] SIEBERT, I. J. *Ferris wheel*. USA. Patent, US1555488 A. 1923-09-22.
- [9] CASTILLE, M. R. *Ferris wheel type amusement ride*. USA. Patent, US2864614 A. 1957-02-07.
- [10] SOMERS, W. *Roundabout*. USA. Patent, US489238 A. 1893-10-28.
- [11] WYAND, W. *Observation roundabout*. USA. Patent, US512429 A. 1894-01-09.
- [12] STUBBS, Q. *Pleasure wheel*. USA. Patent, US774209 A. 1904-11-08.
- [13] PULMAN, F. *Amusement device*. USA. Patent, US855132 A. 1907-05-28.
- [14] SALTELLI, A. et al. *Sensitivity Analysis in Practice: A Guide to Assessing Scientific Models*. New York: John Wiley and Sons, 2004. ISBN 0-470-87093-1.
- [15] *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-4: Obecná zatížení - Zatížení větrem*. 2007. Třídící znak ČSN EN 1991-1-4.
- [16] *Navrhování ocelových konstrukcí stožárů*. 1984. Třídící znak ČSN 73 1430.
- [17] PIRNER, M. a O. FISCHER. *Dynamika ve stavební praxi*. Praha: ČKAIT, 2010. ISBN 978-80-87438-18-3.
- [18] MARCHEWKA, A. D. S. ABBOTT a R. J. BEICHNER. Oscillator damped by a constant-magnitude friction force. *American Association of Physics Teachers*. North Carolina: North Carolina State University, 2004.
- [19] *Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí*. 2004. Třídící znak ČSN EN 1990.
- [20] *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-1: Obecná zatížení - Objemové tíhy, vlastní tíha a užitná* 2004. Třídící znak ČSN EN 1991-1-1.
- [21] *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-3: Obecná zatížení - Zatížení sněhem*. 2005. Třídící znak ČSN EN 1991-1-3.
- [22] STRÁSKÝ, J. *Betonové mosty*. Praha: ČKAIT, 2001. 80-86426-05-X.
- [23] STRÁSKÝ, J. *Stress Ribbon and Cable-supported Pedestrian Bridges: Structures and Buildings*. Second edition. London: ICE Publishing, 2011. ISBN 978-0727741462.
- [24] SALAJKA, V. *Dynamika stavebních konstrukcí*. Brno: 2010.
- [25] SALAJKA, V. *Pružnost a plasticita: Metoda konečných prvků*. Brno: 2010.
- [26] CHOPRA, A. K. *Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering*. Berkeley: Prentice Hall, Inc. 1995. ISBN 0-13-855214-2.
- [27] GAWRONSKI, W. K. *Advanced Structural Dynamics and Active Control of Structures*. New York: Springer, Inc. 1998. ISBN 0-387-40649-2.

- [28] ANSYS. ANSYS Mechanical, Dynamics.
In: *ANSYS: Lectures & Workshops*. 14th edition. ANSYS, Inc. 2014.
- [29] ANSYS. *ANSYS Help*. 15. Canonsburg: ANSYS, Inc. 2014.
Dostupné také z: <http://www.ansys.com>
- [30] NĚMEC, I. *Nelineární mechanika: Základy nelineární mechaniky*.
Brno: FAST VUT, 2006.
- [31] HUŠEK, M. *Návrh a posouzení dřevěné kopule*. Brno: 2013.
- [32] ANSYS. ANSYS Mechanical, Structural Nonlinearities.
In: *ANSYS: Lectures & Workshops*. 14th edition. ANSYS, Inc. 2014.
- [33] PIRNER, M. a O. FISCHER. *Zatížení staveb větrem*.
Praha: ČKAIT, 2003. ISBN 80-86769-10-0.
- [34] VONDRÁK, V. a L. POSPÍŠIL. *Numerické metody I*.
Ostrava: Matematika pro inženýry 21. století, 2011.
- [35] ŠMIRÁK, S. *Pružnost a plasticita I*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, s.r.o.
Brno, 1995. ISBN 80-7204-468-0.
- [36] ŠMIRÁK, S. *Energetické principy a variační metody v teorii pružnosti*.
Brno: Akademické nakladatelství CERM, 1998.
- [37] PETRUŠKA, J. *Metoda konečných prvků v inženýrských výpočtech*. Brno: 2011.
- [38] KADLČÁK, J. a J. KYTÝR. *Statika stavebních konstrukcí: Základy stavební mechaniky, staticky určité prutové konstrukce*. Brno: Nakladatelství VUTIUM, 2001.
ISBN 978-80-214-1877-6.
- [39] KADLČÁK, J. a J. KYTÝR. *Statika stavebních konstrukcí: Staticky neurčité prutové konstrukce*. Brno: Nakladatelství VUTIUM, 2007. ISBN 978-80-214-3428-8.
- [40] JIROUŠEK, O. *Metoda konečných prvků*. 2006.
- [41] JIRÁSEK, M. a J. ZEMAN. *Přetváření a porušování materiálů*.
Praha: Nakladatelství ČVUT, 2006. ISBN 80-01-03555-7.
- [42] JANULÍKOVÁ, M. Klimatická zatížení. [online].
Dostupné také z: <https://homen.vsb.cz/~jan731/>
- [43] FUSEK, M. a R. HALAMA. *Metoda konečných prvků a metoda hraničních prvků*.
Ostrava: Matematika pro inženýry 21. století, 2011.
- [44] BROŽOVSKÝ, J. a A. MATERNA. *Metoda konečných prvků ve stavební mechanice*.
Ostrava: Matematika pro inženýry 21. století, 2012.
- [45] BLAHETA, R. *Matematické modelování a metoda konečných prvků*.
Ostrava: Matematika pro inženýry 21. století, 2012.
- [46] BITTNAR, Z. a J. ŠEJNOHA. *Numerické metody mechaniky I*.
Praha: Vydavatelství ČVUT, 1992.
- [47] *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-8: Navrhování styčníků*. 2007.
Třídící znak ČSN EN 1993-1-8.
- [48] *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. 2007. Třídící znak ČSN EN 1993-1-1.

11. SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

1D	jednodimenzionální
2D	dvoudimenzionální
3D	trojdimenzionální
A	amplituda
A_0	počáteční amplituda, statická amplituda
A_1, A_2	konstanty odvozené z počátečních podmínek
A_n	n-tá amplituda
C	konstanta odvozená z okrajových podmínek
C_D	aerodynamický koeficient
D_s	dynamický součinitel ustáleného kmitání (faktor zesílení)
E	modul pružnosti v tahu (Youngův modul)
F	odporová síla
F_0	budící síla
F_s	faktor bezpečnosti napjatosti
$F_s(N)$	faktor bezpečnosti únavového namáhání
G	modul pružnosti ve smyku
$H(\Omega)$	funkce frekvenční odezvy
L	životnost
N	síla, mezní počet zatěžovacích cyklů
Re	Reynoldsovo číslo
R_i	vnitřní poloměr
R_o	vnější poloměr
S	plocha
T_d	perioda tlumené soustavy
T_n	perioda netlumené soustavy
c	koeficient viskózního tlumení
c_{cr}	koeficient kritického tlumení
f_d	třecí síla
f_s	síla v pružině
f_u	mez pevnosti materiálu
f_y	mez kluzu materiálu
g	gravitační zrychlení
h	výška
k	tuhost soustavy, pérová tuhost
m	hmotnost soustavy, hmotnost
r	frekvenční poměr
s_k	základní hodnota zatížení sněhem
t	čas
u	posun, výchylka
\dot{u}	první derivace posunu podle času – rychlost
\ddot{u}	druhá derivace posunu podle času – zrychlení
\dddot{u}	třetí derivace posunu podle času – rvy
u_0	počáteční výchylka
\dot{u}_0	počáteční rychlost
u_c	výchylka viskózně tlumené soustavy

u_f	výchylka nuceně kmitající soustavy
u_{max}	maximální posun
v	rychlost
$v_{b,0}$	základní hodnota rychlosti větru
x	lokální osa prutu – těžištní
y	lokální osa prutu – horizontální
z	lokální osa prutu – vertikální
$[C]$	matice tlumení
$[K]$	materiálová matice tuhosti
$[M]$	matice hmotnosti
$[S]$	geometrická matice tuhosti
Ω	úhlová frekvence budící síly
α	fázový posun
δ	logaritmický dekrement útlumu
λ	součinitel zatížení
μ_k	součinitel suchého (Coulombovo) tření
ξ	poměrný útlum
ρ	hustota
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	složky hlavního napětí
σ_a	amplituda napětí
$\sigma_{a,limit} (N)$	mezní amplituda napětí pro daný počet zatěžovacích cyklů
σ_e	srovnávací von Misesovo napětí
σ_{Ed}	návrhová hodnota normálového napětí
σ_{limit}	mezní napětí
$\sigma_{limit} (N)$	mezní napětí pro daný počet zatěžovacích cyklů
σ_{max}	maximální napětí
σ_{min}	minimální napětí
ω_d	tlumená vlastní úhlová frekvence
ω_n	netlumená vlastní úhlová frekvence

12. SEZNAM OBRÁZKŮ

Obrázek 2.1 Chicago Ferris wheel, Chicago, USA 1893. Zdroj [1]	5
Obrázek 2.2 Magic City, Paris, France 1913. Zdroj [2].....	6
Obrázek 2.3 Singapore Flyer, Singapore, Republic of Singapore 2014. Zdroj [2].....	7
Obrázek 2.4 Spirii Hill, Bucharest, Romania 1857. Zdroj [2]	8
Obrázek 2.5 George Washington Gale Ferris, Jr. Zdroj [2].....	9
Obrázek 2.6 Detail masivních výztužných paprsků železničního dvojkolí. Zdroj: flickr.com.....	9
Obrázek 2.7 Osa Chicago Ferrisova kola na Kolumbově expozice v Chicagu 1893. Zdroj [1] ...	10
Obrázek 2.8 Stavba prvního Ferrisova kola, Chicago 1893. Zdroj [1].....	10
Obrázek 2.9 Vylehčení konzoly o 30 % (původní hmotnosti) nepotřebného materiálu. [ANSYS 15.0.7].....	11
Obrázek 2.10 Vylehčení konzoly o 40 % (původní hmotnosti) nepotřebného materiálu. [ANSYS 15.0.7].....	12

Obrázek 2.11 Vylehčení konzoly o 50 % (původní hmotnosti) nepotřebného materiálu. [ANSYS 15.0.7]	12
Obrázek 2.12 Melbourne Star, Melbourne Docklands, Australia 2013. Zdroj [2]	12
Obrázek 2.13 High Roller, Las Vegas, Nevada 2014. Zdroj [2]	13
Obrázek 2.14 Konečná deformace parametrické studie kola High Roller v Las Vegas. [ANSYS 15.0.7]	15
Obrázek 2.15 Turn of Fortune, Bauhinia Park, China 2009. Zdroj [4]	16
Obrázek 2.16 Tianjin Eye, Tianjin, China 2008. Zdroj [4]	17
Obrázek 2.17 Enclosed Ferris Wheel, Ashgabat, Turkmenistan 2011. Zdroj [4]	17
Obrázek 2.18 Wonder Wheel, New York City, USA 1920. Zdroj [4]	18
Obrázek 2.19 Double Ferris Wheel, Buena Vista, USA 1968. Zdroj [4]	18
Obrázek 2.20 Sky Whirl, Santa Clara, USA 1976. Zdroj [4]	19
Obrázek 2.21 Roller Coaster Lift, Myrtle Beach, USA 2008. Zdroj [4]	19
Obrázek 2.22 Human Powered Ferris Wheel, India 2014. Zdroj: flickr.com, úprava: Martin Hušek	20
Obrázek 2.23 Patent číslo US832965 A. Zdroj [5]	21
Obrázek 2.24 Patent číslo US881095 A. Zdroj [6]	22
Obrázek 2.25 Patent číslo US1418999 A. Zdroj [7]	23
Obrázek 2.26 Patent číslo US1555488 A. Zdroj [8]	24
Obrázek 2.27 Patent číslo US2864614 A. Zdroj [9]	25
Obrázek 2.28 Prověšené lano vlevo, napnuté lano po pootočení osy ve směru šipky vpravo.	26
Obrázek 2.29 Vznikající tečnost nedostatečně předepnutých lan vlivem pootočení osy kola.	26
Obrázek 2.30 Patent číslo US489238 A. Zdroj [10]	27
Obrázek 2.31 Patent číslo US512429 A. Zdroj [11]	27
Obrázek 2.32 Patent číslo US774209 A. Zdroj [12]	28
Obrázek 2.33 Patent číslo US855132 A. Zdroj [13]	28
Obrázek 3.1 London Eye, London, England 2014. Zdroj: flickr.com, úprava: Martin Hušek	31
Obrázek 4.1 Geometrický model Londýnského oka.	36
Obrázek 4.2 Terminologie – rovina rámu.	37
Obrázek 4.3 Terminologie – osa a hřídel.	37
Obrázek 4.4 Pohled přes osu Londýnského oka (pohled leží v rovině rámu).	38
Obrázek 4.5 Detailní pohled na uchycení lan středových a tangenciálních na osu Londýnského oka.	38
Obrázek 4.6 Analýza parametrického rozměru osy – gravitační zrychlení	39
Obrázek 4.7 Analýza parametrického rozměru osy – boční impulz	39
Obrázek 4.8 Schéma umístění pružných podpor.	40
Obrázek 4.9 Deformace od vlivu gravitačního zrychlení. [ANSYS 15.0.7]	41
Obrázek 4.10 Deformace od vlivu bočního impulzu. [ANSYS 15.0.7]	43
Obrázek 4.11 Detail a řez profily Londýnského oka	45
Obrázek 4.12 Hlavní nosný pás Londýnského oka.	47
Obrázek 4.13 Hlavní výztuha Londýnského oka.	48
Obrázek 4.14 Hlavní zavětrování Londýnského oka	50
Obrázek 4.15 Výztuha kapsule Londýnského oka.	51
Obrázek 4.16 Vzpěra kapsule Londýnského oka.	53
Obrázek 4.17 Zavětrování kapsule Londýnského oka	54
Obrázek 4.18 Varianta I modelovaného schématu problematiky připojení zavětrování kapsule.	56
Obrázek 4.19 Varianta II modelovaného schématu problematiky připojení zavětrování kapsule.	56
Obrázek 4.20 Varianta I – von Misesovo srovnávací napětí v okamžik ztráty stability. [ANSYS 15.0.7]	58
Obrázek 4.21 Varianta II – von Misesovo srovnávací napětí v okamžik ztráty stability. [ANSYS 15.0.7]	59

Obrázek 4.22 Varianta I – von Misesovo srovnávací napětí v oblasti spoje. [ANSYS 15.0.7]....	59
Obrázek 4.23 Varianta II – von Misesovo srovnávací napětí uprostřed prutu hlavní výztuhy. [ANSYS 15.0.7].....	60
Obrázek 5.1 Pozice hřídele (červeně) v konstrukci Londýnského oka.....	65
Obrázek 5.2 Vizualizace hřídele Londýnského oka s ložisky.....	66
Obrázek 5.3 Řez hřídelí a ložisky Londýnského oka bez výztužného diafragma.....	66
Obrázek 5.4 Pozice osy (červeně) v konstrukci Londýnského oka.	67
Obrázek 5.5 Vizualizace osy Londýnského oka s ložisky.....	67
Obrázek 5.6 Řez osou a ložisky Londýnského oka.	68
Obrázek 5.7 Pozice podpěr (červeně) v konstrukci Londýnského oka.....	68
Obrázek 5.8 Detail konstrukčního napojení hřídele na podpěry Londýnského oka.....	69
Obrázek 5.9 Vytvoření čepového spoje tuhými pruty.....	69
Obrázek 5.10 Verifikace spoje realizovaného tuhými pruty, zobrazeno von Misesovo srovnávací napětí. Modře – zanedbatelné namáhání, červeně – vysoké namáhání. [RFEM 5.04]	70
Obrázek 5.11 Pozice nosných pilířů (červeně) v konstrukci Londýnského oka.....	71
Obrázek 5.12 Detail konstrukčního napojení nosných pilířů na podpěry Londýnského oka.....	71
Obrázek 5.13 Vliv tvaru tělesa na velikost aerodynamického koeficientu.....	72
Obrázek 5.14 Vizualizace kabiny Londýnského oka.....	73
Obrázek 5.15 Vizualizace dynamických pohlcovačů kmitání Londýnského oka.....	74
Obrázek 5.16 Matematické pozadí pružinových pohlcovačů.....	74
Obrázek 5.17 Vizualizace vodícího pásu pojezdu a dynamického pohlcovače kmitání Londýnského oka.....	77
Obrázek 5.18 Pohled na výpočtový model v programu RFEM firmy Dlubal Software s.r.o.	78
Obrázek 5.19 Pojezd rámu Londýnského oka a zároveň jeho pružné uchycení. Zdroj: flickr.com, úprava: Martin Hušek	79
Obrázek 5.20 Nosný systém rámu Londýnského oka s detaily.....	80
Obrázek 5.21 Řez hřídelí s prvotním návrhem výztužného diafragma.....	80
Obrázek 6.1 Kotevní lana spojující podpěry s kotevními bloky. (podpěry → kotvení).....	84
Obrázek 6.2 Kotevní lana spojující hřídel s kotevními bloky. (hřídel → kotvení).....	84
Obrázek 6.3 Kotevní lana spojující hřídel s podpěrami. (hřídel → podpěry).....	84
Obrázek 6.4 Globální souřadný systém konstrukce.....	85
Obrázek 6.5 Lokální souřadný systém kloubu hřídele.....	85
Obrázek 6.6 Lokální souřadný systém kloubů pilíře.....	85
Obrázek 6.7 Výpočtový model pro návrh dynamických pohlcovačů kmitání. [ANSYS 15.0.7].	90
Obrázek 6.8 Průběh útlumu konstrukce. Zleva geometrie konstrukce při periodě $n \cdot T_d$ při $n = 1, 2, 3$ a 4 . [ANSYS 15.0.7]	91
Obrázek 6.9 Zatěžovací schéma 1.....	92
Obrázek 6.10 Zatěžovací schéma 2.....	92
Obrázek 6.11 Zatěžovací schéma 3.....	92
Obrázek 6.12 Zatěžovací schéma 4.....	92
Obrázek 6.13 Zatěžovací schéma 5.....	93
Obrázek 6.14 Zatěžovací schéma 6.....	93
Obrázek 6.15 Zatěžovací schéma 7.....	93
Obrázek 6.16 Zatěžovací schéma 8.....	93
Obrázek 6.17 Zanedbání sněhové pokrývky na strmé ploše.....	93
Obrázek 6.18 Schéma oblasti zatížení kabin od sněhové pokrývky.....	94
Obrázek 6.19 Schéma zatížení větrem kolmo na rovinu rámu se třemi výškovými hladinami....	95
Obrázek 6.20 Schéma zatížení větrem v rovině rámu se třemi výškovými hladinami	95
Obrázek 7.1 Deformace Londýnského oka po navržení předpětí v kotevních lanech. Deformace je 50x zvětšena. [RFEM 5.04].....	97

Obrázek 7.2 První ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav únosnosti. V levé části – tvar deformované konstrukce.	
V pravé části – tlačené (červeně), tažené (modře) pruty. [RFEM 5.04].....	98
Obrázek 7.3 Druhý ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav únosnosti. V levé části – tvar deformované konstrukce.	
V pravé části – tlačené (červeně), tažené (modře) pruty. [RFEM 5.04].....	99
Obrázek 7.4 Třetí ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav únosnosti. V levé části – tvar deformované konstrukce.	
V pravé části – tlačené (červeně), tažené (modře) pruty. [RFEM 5.04].....	100
Obrázek 7.5 První vlastní číslo a tvar vybočení prutů hlavního nosného pásu.	105
Obrázek 7.6 Vlevo kotevní lano v 10 vrstvách, vpravo středové a tangenciální lano v 6 vrstvách.	106
Obrázek 7.7 První ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav použitelnosti. Zleva – tvar deformované konstrukce v perspektivě, tvar deformované konstrukce v pohledu. [RFEM 5.04].....	108
Obrázek 7.8 Druhý ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav použitelnosti. Zleva – tvar deformované konstrukce v perspektivě, tvar deformované konstrukce v pohledu. [RFEM 5.04].....	109
Obrázek 7.9 Třetí ze tří rozhodujících návrhových zatěžovacích stavů pro mezní stav použitelnosti. Zleva – tvar deformované konstrukce v perspektivě, tvar deformované konstrukce v pohledu. [RFEM 5.04].....	110
Obrázek 7.10 Řez hřídelí a osou Londýnského oka bez výztužného diafragma.	111
Obrázek 7.11 Schéma podepření modelu hřídele.	112
Obrázek 7.12 Schéma zatížení modelu hřídele.	112
Obrázek 7.13 Upravený globální model pro potřeby získání silového namáhání ložisek.	113
Obrázek 7.14 Rozklad silového účinku lana.	114
Obrázek 7.15 Řez hřídelí a osou Londýnského oka včetně výztužného diafragma (červeně). ...	115
Obrázek 7.16 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od vlastní tíhy konstrukce. [ANSYS 15.0.7]	117
Obrázek 7.17 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro vlastní tíhu konstrukce. [ANSYS 15.0.7].....	118
Obrázek 7.18 Faktor bezpečnosti hřídele bez výztužného diafragma pro vlastní tíhu konstrukce. [ANSYS 15.0.7]	118
Obrázek 7.19 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od kombinace zatížení I. [ANSYS 15.0.7]	119
Obrázek 7.20 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7]	119
Obrázek 7.21 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7].....	119
Obrázek 7.22 Životnost hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7]	120
Obrázek 7.23 Faktor bezpečnosti únavy hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení I. [ANSYS 15.0.7].....	120
Obrázek 7.24 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od kombinace zatížení II. [ANSYS 15.0.7]	121
Obrázek 7.25 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]	121
Obrázek 7.26 Von Misesovo napětí hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]	121
Obrázek 7.27 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7]	122

Obrázek 7.28 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7].....	122
Obrázek 7.29 Životnost hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7].....	122
Obrázek 7.30 Životnost hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7].....	123
Obrázek 7.31 Faktor bezpečnosti únavy hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7].....	123
Obrázek 7.32 Faktor bezpečnosti únavy hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení II. [ANSYS 15.0.7].....	123
Obrázek 7.33 Deformace hřídele bez výztužného diafragma od kombinace zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	124
Obrázek 7.34 Von Misesovo napětí hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	124
Obrázek 7.35 Von Misesovo napětí hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	124
Obrázek 7.36 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	125
Obrázek 7.37 Faktor bezpečnosti napjatosti hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	125
Obrázek 7.38 Životnost hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	125
Obrázek 7.39 Životnost hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	126
Obrázek 7.40 Faktor bezpečnosti únavy hřídele bez výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	126
Obrázek 7.41 Faktor bezpečnosti únavy hřídele včetně výztužného diafragma pro kombinaci zatížení III. [ANSYS 15.0.7].....	126
Obrázek 7.42 Nosná hlavice konstrukčního detailu napojení lan na konstrukci rámu.	128
Obrázek 7.43 Podélný řez nosnou hlavici s výztuhami (červeně).	129
Obrázek 7.44 Schéma výpočtového modelu spoje.	130
Obrázek 7.45 Von Misesovo napětí nosné hlavice se styčnickovými plechy. [ANSYS 15.0.7]..	132
Obrázek 7.46 Faktor bezpečnosti napjatosti nosné hlavice se styčnickovými plechy. [ANSYS 15.0.7].....	132
Obrázek 7.47 Von Misesovo napětí nosné hlavice. [ANSYS 15.0.7].....	133
Obrázek 7.48 Von Misesovo napětí nosné hlavice v řezu. [ANSYS 15.0.7].....	133
Obrázek 7.49 Von Misesovo napětí výztuh nosné hlavice v řezu. [ANSYS 15.0.7].....	134
Obrázek 7.50 Extrémy von Misesova napětí nosné hlavice. [ANSYS 15.0.7].....	134
Obrázek 7.51 Von Misesovo napětí svarů. [ANSYS 15.0.7].....	135
Obrázek 9.1 Porovnávané modely. Zleva model bez tangenciálních lan a model s tangenciálními lany. [ANSYS 15.0.7].....	142
Obrázek 9.2 Deformace v čase 1 s. [ANSYS 15.0.7].....	142
Obrázek 9.3 Zatěžovací schéma při buzení silou v důsledku odtrhávání Strouhalových vírů. [ANSYS 15.0.7].....	144

13. SEZNAM GRAFŮ

Graf 2.1 Vliv tuhosti rámu na jeho horizontální deformaci. [ANSYS 15.0.7 Response curve] ...	14
Graf 2.2 Vliv tuhosti rámu na konečné předpětí v lanech. [ANSYS 15.0.7 Response curve].....	15
Graf 4.1 Vliv délky osy na vertikální deformaci rámu. [ANSYS 15.0.7 Response surface].....	41

Graf 4.2 Vliv délky osy na horizontální deformaci rámu. [ANSYS 15.0.7 Response surface]	43
Graf 4.3 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu hlavního nosného pásu. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	47
Graf 4.4 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu hlavního nosného pásu. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	48
Graf 4.5 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu hlavní výztuhy. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	49
Graf 4.6 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu hlavní výztuhy. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	49
Graf 4.7 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu hlavního zavětrování. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	50
Graf 4.8 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu hlavního zavětrování. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	51
Graf 4.9 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu výztuhy kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	52
Graf 4.10 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu výztuhy kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	52
Graf 4.11 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu vzpěry kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	53
Graf 4.12 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu vzpěry kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	54
Graf 4.13 Závislost maximální deformace konstrukce na změně profilu zavětrování kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	55
Graf 4.14 Závislost hmotnosti konstrukce na změně profilu zavětrování kapsule. [ANSYS 15.0.7 Response curve]	55
Graf 4.15 Zatěžovací diagram modelovaného systému zavětrování kapsule. Varianta I – modře, Varianta II – červeně.	58
Graf 4.16 Citlivostní analýza komponentů Londýnského oka. [ANSYS 15.0.7 Sensitivity analysis]	60
Graf 5.1 Porovnání tlumení vlivem tření (červeně) a tlumení vlivem tření s přidávným viskózním tlumením (fialově).	76
Graf 6.1 Možná varianta závislosti dynamického součinitele ustáleného kmitání na frekvenčním poměru.	88
Graf 7.1 S-N (Wöhlerova) křivka pro ocel S460 – symetricky střídavé cykly. [29].....	115
Graf 9.1 Průběh svislé výchylky bodu obruče.	143
Graf 9.2 Detailní pohled na počáteční průběh svislé výchylky bodu obruče.	143
Graf 9.3 Průběh velikosti normálové síly ve středovém lanu.	143
Graf 9.4 Amplituda bodu rámu při zatěžovacích frekvencích v oblasti první vlastní frekvence konstrukce.	145
Graf 9.5 Amplituda bodu rámu při zatěžovacích frekvencích v oblasti druhé vlastní frekvence konstrukce.	146
Graf 9.6 Amplituda bodu rámu netlumené konstrukce s vykresleným fázovým posunem odezvy a buzení v oblasti první vlastní frekvence konstrukce.	146
Graf 9.7 Amplituda bodu rámu tlumené konstrukce s vykresleným fázovým posunem odezvy a buzení v oblasti první vlastní frekvence konstrukce.	146

14. SEZNAM TABULEK

Tabulka 5.1 Materiálové vlastnosti výpočtového modelu.	78
Tabulka 6.1 Možné konfigurace dynamických pohlcovačů kmitání.	91

Tabulka 7.1 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu hlavního nosného pásu.....	101
Tabulka 7.2 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu hlavní výztuhy.	101
Tabulka 7.3 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu hlavního zavětrování.....	102
Tabulka 7.4 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu výztuhy kapsule.	102
Tabulka 7.5 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu vzpěry kapsule.	103
Tabulka 7.6 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu zavětrování kapsule.	103
Tabulka 7.7 Průřezové charakteristiky optimalizovaného profilu těla pohlcovačů kmitání.....	104
Tabulka 7.8 Namáhání lan Londýnského oka.....	106
Tabulka 7.9 Shrnutí analýzy hřídele bez výztužného diafragma.	127
Tabulka 7.10 Shrnutí analýzy hřídele včetně výztužného diafragma.	127