



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

## ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

# VLIV KÁRMÁNOVÝCH VÍRŮ NA VZDUCHEM OBTÉKANÉ TĚLESO

INFLUENCE OF KÁRMÁN VORTICES ON THE BODY IN THE AIR FLOW

## DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

## AUTOR PRÁCE

AUTHOR

**Bc. Jan Matějka**

## VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

**Ing. Petr Skalka, Ph.D.**

**BRNO 2022**



# Zadání diplomové práce

Ústav:	Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Student:	<b>Bc. Jan Matějka</b>
Studijní program:	Inženýrská mechanika a biomechanika
Studijní obor:	Inženýrská mechanika
Vedoucí práce:	<b>Ing. Petr Skalka, Ph.D.</b>
Akademický rok:	2021/22

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

## Vliv Kármánových vírů na vzduchem obtékané těleso

### Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Obtékané těleso je zatěžováno odtrháváním Kármánových vírů, které vznikají při proudění média v oblasti určitých Reynoldsových čísel. Kármánovy víry jsou za jistých podmínek velmi nebezpečným jevem, který má za následek havárie konstrukcí, jejichž vlastní frekvence je blízká frekvenci odtrhávání těchto vírů – nastává tzv. rezonanční stav.

Diplomová práce bude pojata komplexně a bude zaměřena jak na minimalizaci účinků Kármánových vírů, tak na minimalizaci jejich dopadů na obtékané těleso. Minimalizace účinků Kármánových vírů na obtékané těleso lze dosáhnout vhodným konstrukčním návrhem „aerodynamického pláště“. Jelikož vznik Kármánových vírů nelze úplně potlačit, budou dopady účinků Kármánových vírů na obtékané těleso redukovány vhodným tlumením pomocí tlumičů.

### Cíle diplomové práce:

1. Provedení rešeršní studie s ohledem na řešený problém
2. Vytvoření výpočtového modelu obtékaného tělesa (2D) za účelem stanovení sil působících na obtékaný profil
3. Vytvoření výpočtového modelu obtékaného tělesa s aerodynamickým pláštěm (2D) za účelem stanovení sil působících na obtékaný profil
4. Analýza sil působících na obtékaný profil bez aerodynamického pláště a s aerodynamickým pláštěm
5. Vytvoření výpočtového modelu obtékaného tělesa (3D) za účelem stanovení deformačně–napěťové odezvy tělesa na účinky Kármánových vírů
6. Analýza deformačně–napěťových stavů obtékaného tělesa
7. Zhodnocení dosažených výsledků s ohledem na možné využití v praxi

**Seznam doporučené literatury:**

KOŽEŠNÍK, J.: Kmitání mechanických soustav, Academia, Praha, 1979

JULIŠ, K., BREPTA, R., a kol.: Mechanika - Dynamika, Technický průvodce 66., SNTL, Praha, 1987

BREPTA, R., PŮST, L., TUREK, F.: Mechanické kmitání, Technický průvodce 71., Sobotáles, Praha, 1994

ZIENKIEWICZ, O.C., TAYLOR, R.L.: The Finite Element Method, Butterwoth-Heineman, Oxford, 2000

TU, J., YEOH, G., LIU, CH.: Computational Fluid Dynamics, A Practical Approach, Elsevier, Oxford, 2018

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2021/22

V Brně, dne

L. S.

---

prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.  
ředitel ústavu

---

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.  
děkan fakulty

## **ABSTRAKT**

V rámci diplomové práce je modelovým objektem sto metrů vysoký ocelový komín nacházející se v areálu papírny u města Świecie v Polsku, u kterého došlo v minulosti k havárii. Na tomto komínu je studován vliv účinků Kármánových vírů na jeho deformačně – napěťovou odezvu. Právě účinky Kármánových vírů působící na obtékané těleso (komín) jsou považovány za příčinu jeho havárie. V práci je řešena možnost minimalizace účinků Kármánových vírů na obtékané těleso (V tomto případě komínu, u kterého došlo k havárii). Potlačení nežádoucích účinků, jako je například snížení rozsahu budících frekvencí působících na obtékané těleso nebo minimalizace odporových sil, bylo realizováno pomocí použití aerodynamického ochranného pláště na těleso komínu.

## **KLÍČOVÁ SLOVA**

Kármánovy víry, Ocelové komíny, Aerodynamický ochranný plášť

## **ABSTRACT**

In master thesis there is main model object 100 m high steel chimney located in the area of paper mill near the town of Świecie in Poland. In the past there was an accident with the failure of this particular construction. There is analyzed an effect of Kármán vortices on deformation – stress response of this chimney. The effect of Kármán vortices on the body in the air flow is considered to be cause of the accident in this case. In master thesis is investigated an opportunity to minimize these effects on body in the air flow (In this case the body is the above mentioned steel chimney). The negative effects termination (like for example minimalization of range of excitation frequencies or minimalization of drag forces acting on the chimney) is carried out by use of aerodynamic protection shell.

## **KEY WORDS**

Kármán vortices, Steel chimneys, Aerodynamic protection shell



## **BIBLIOGRAFICKÁ CITACE**

MATĚJKA, Jan. *Vliv Kármánových vírů na vzduchem obtékané těleso*. Brno, 2022. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/140358>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky. Vedoucí práce Petr Skalka.





## **ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ**

Prohlašuji, že jsem předloženou diplomovou práci vypracoval samostatně pod vedením Ing. Petra Skalky, Ph.D. a s použitím literatury uvedené v seznamu.

V Brně dne 20. května 2022

.....

Jan Matějka



## **PODĚKOVÁNÍ**

V první řadě bych chtěl poděkovat svému vedoucímu Ing. Petru Skalkovi, Ph.D. za odborné vedení, věcné připomínky a hlavně jeho ochotu věnovat mi svůj čas při tvorbě této diplomové práce. Dále bych chtěl poděkovat své rodině a blízkým, kteří mi byli oporou během celého mého studia.





# OBSAH

ÚVOD .....	4
1 PROBLÉMOVÁ SITUACE.....	5
2 PROBLÉM .....	6
3 CÍLE PŘI ŘEŠENÍ PROBLÉMU .....	7
4 REŠERŠNÍ STUDIE .....	8
4.1 Objekt zájmu - Komín .....	8
4.2 Zatížení komínu působením větru .....	8
4.2.1 Statické zatížení.....	8
4.2.2 Kmitání obtékaného tělesa .....	9
4.2.3 Případy havárií v důsledku působení Kármánových vírů.....	9
4.3 Způsoby ochrany komínu proti účinkům Kármánových vírů.....	10
4.3.1 Pasivní tlumící prvky.....	10
4.3.2 Aktivní tlumící prvky .....	12
4.4 Úvod do teorie obtékání tělesa kapalinou.....	13
4.4.1 Vznik vzdušných vírů.....	13
4.4.2 Periodicita odtrhávání vírů a podobnostní modelování .....	14
4.4.3 Odporový koeficient.....	17
4.4.4 Vliv přilehlých objektů na obtékané válcové těleso .....	19
4.4.5 Vliv vinuté spirály na potlačení účinků Kármánových vírů.....	20
4.5 Základy CFD .....	21
4.5.1 Základní rovnice pro CFD.....	21
4.5.2 Metody diskretizace kontinua v CFD .....	25
4.5.3 Možnosti tvorby sítě pro CFD .....	25
4.5.4 Modely turbulence.....	27
5 ANALYZOVANÉ OBTÉKANÉ TĚLESO .....	29
5.1 Geometrie komínu.....	29

5.2	Měření v místě havárie komínu.....	30
5.3	Modelové zjednodušení analyzovaného komínu.....	31
6	CFD ANALÝZY .....	32
6.1	Modely geometrie jednotlivých domén.....	32
6.2	Diskretizace domén .....	34
6.3	Model materiálových vlastností proudícího média a model turbulence .....	35
6.4	Model okrajových a počátečních podmínek .....	36
6.5	Realizace numerických simulací .....	37
6.6	Výsledky CFD analýz.....	38
6.6.1	Komín vs. aerodynamický plášť ve volném prostoru.....	38
6.6.2	Komín u budovy .....	44
7	DEFORMAČNĚ-NAPĚŤOVÁ ANALÝZA KOMÍNU .....	47
7.1	Model materiálových vlastností částí komínu.....	47
7.2	Model geometrie.....	49
7.2.1	Komín kotvený k budově .....	49
7.2.2	Komín s ochranným pláštěm kotvený k budově .....	50
7.2.3	Komín volně stojící v prostoru s ochranným pláštěm a bez pláště.....	52
7.3	Model okrajových podmínek a model zatížení.....	53
7.4	Realizace výpočtového modelování .....	59
7.4.1	Modální analýza .....	59
7.4.2	Transientní analýza.....	59
7.5	Výsledky modálních analýz .....	60
7.6	Výsledky transientních analýz.....	64
7.7	Posouzení napjatosti komínu.....	67
8	ZHODNOCENÍ POUŽITÍ OCHRANNÉHO PLÁŠTĚ.....	72
8.1	Výhody použití aerodynamického pláště .....	72
8.2	Negativní dopady použití ochranného pláště.....	72
8.3	Použití ochranného pláště pro neukotvené ocelové komíny.....	72

8.4	Použití ochranného pláště pro ukotvené ocelové komíny .....	73
8.5	Významné aspekty konstrukčního návrhu tělesa ochranného pláště.....	73
8.6	Sekundární využití ochranného aerodynamického pláště.....	74
ZÁVĚR .....		75
POUŽITÉ LITERÁRNÍ ZDROJE .....		76
SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ .....		80
SEZNAM OBRÁZKŮ .....		81
SEZNAM TABULEK.....		84



# ÚVOD

V současnosti je problematika účinků proudícího média na obtékané těleso stále aktuální a je jí věnována značná pozornost. Hlavní roli zde hraje odtrhávání vírů od povrchu obtékaných těles. Tento jev, kdy se odtrhávají víry s určitou frekvencí se nazývá Kármánova vírová stezka. Nebezpečí Kármánových vírů spočívá v jejich periodicitě, protože pokud frekvence odtrhávání vírů bude blízká vlastní frekvenci obtékaného tělesa, nastane stav rezonance, který většinou vede k havárii konstrukce.

Tvorba Kármánových vírů ohrožuje několik typů konstrukcí jako jsou: mosty, podmořské produktovody, pilíře ropných plošin a výškové stavby. Velká pozornost se v současnosti obrací na problémy obtékaných ocelových komínů. Ty díky své poddajnosti a při své výšce často mívají své vlastní frekvence v rozsahu frekvencí možného odtrhávání Kármánových vírů. Z toho důvodu se tento problém v případě jejich návrhu a následného dlouhodobého provozu musí řešit. Již bylo provedeno několik pokusů, jak u takových těles tvorbě Kármánových vírů předejít, ovšem většina z nich funguje za cenu vyššího zatížení konstrukce. Existuje však možnost využití aerodynamického pláště, který nejenže minimalizuje frekvenční rozsah odtrhávání téměř k nulovým hodnotám, ale také zásadně sníží zatížení způsobené větrem. Tato minimalizace účinků Kármánových vírů na obtékané těleso ocelového komínu je hlavním předmětem zájmu i v této diplomové práci, ve které je studováno chování konkrétního komínu v okamžiku skutečné havárie v důsledku působení Kármánových vírů a následně je analyzována možnost, jak vliv Kármánových vírů na tento ocelový komín potlačit.

# 1 PROBLÉMOVÁ SITUACE

U obtékaných těles (např. ocelové komíny) vznikají v úplavu vzdušné víry, které se periodicky odtrhávají od povrchu tělesa s určitou frekvencí. Tento jev se nazývá Kármánova vírová stezka. Pokud se bude frekvence odtrhávání vírů blížit vlastní frekvenci obtékaného tělesa, dojde ke stavu rezonance. Tyto stavy často končí havárií, přičemž profil tělesa nemusí mít ani příliš velký odporový součinitel. Problém s periodicitou odtrhávání vzdušných vírů je v současnosti obvykle řešen u válcových těles navařením vinutých spirál na jejich povrch. Toto řešení snadno zabrání periodickému otrhávání vírů, na druhou stranu dojde k nárůstu hodnoty odporového součinitele, a to v některých případech poměrně výrazně, což klade jistá omezení pro míru použití tohoto opatření. Zde se nabízí přímo otázka: Je možné najít způsob, jak snížit frekvenční rozsah odtrhávání vzdušných vírů pod první vlastní frekvenci obtékaného tělesa, a předejít tak rezonanci, a zároveň snížit odporový součinitel, a tím i statické zatížení? Touto otázkou se zabývá předkládaná diplomová práce. Ke splnění výše kladených požadavků je využito aerodynamického ochranného pláště, který je instalovaný na obtékaném tělese. Tedy je nezbytné podrobně analyzovat vliv působení Kármánových vírů a jejich dopady na konstrukci bez jakéhokoliv opatření, a to i pro případ, kdy se v okolí obtékaného tělesa nacházejí i jiné objekty ovlivňující proudění okolo tohoto tělesa.

## **2 PROBLÉM**

Analýza vlivu účinků Kármánových vírů na těleso ocelového komínu nacházejícího se v areálu papírny ve městě Świecie (Polsko). U tohoto komínu došlo v minulosti k havárii, a právě účinky Kármánových vírů na konstrukci analyzovaného ocelového komínu by mohly být její potenciální příčinou.

### 3 CÍLE PŘI ŘEŠENÍ PROBLÉMU

Vzhledem k výše popsané problémové situaci a problému, jehož řešení je předmětem této diplomové práce, je nezbytné splnit následující dílčí cíle:

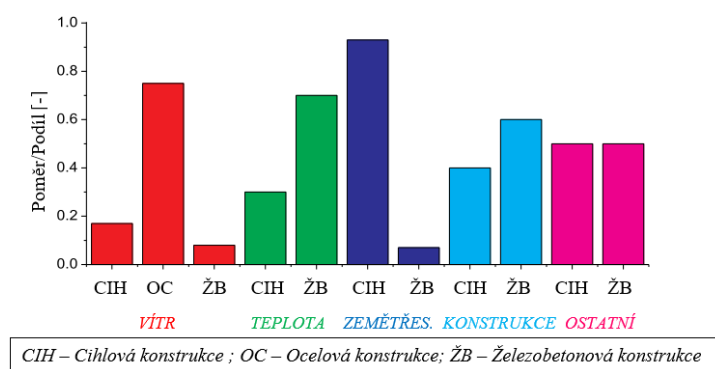
- Provést rešeršní studii zaměřenou na problematiku obtékaných těles.
- Vytvořit výpočtový model obtékaného tělesa (2D) za účelem stanovení silového působení na obtékaný profil.
- Vytvořit výpočtový model obtékaného tělesa s ochranným aerodynamickým pláštěm (2D) za účelem stanovení silového působení na obtékaný profil.
- Provést analýzu silového působení na obtékaný profil tělesa s ochranným pláštěm a bez ochranného pláště.
- Vytvořit výpočtový model obtékaného tělesa (3D) za účelem stanovení deformačně-napěťové odezvy s ohledem na účinky Kármánových vírů.
- Provést analýzu deformačně-napěťových stavů obtékaného tělesa.
- Zhodnocení dosažených výsledků s ohledem na možné využití a realizaci v praxi.

## 4 REŠERŠNÍ STUDIE

V rámci rešeršní studie jsou uvedeny základní informace o obtékaných tělesech, která jsou často náchylná na působení média proudícího okolo jejich profilu. Dále jsou uvedeny základní teoretické poznatky ohledně teorie proudění, tvorby vírů a numerických simulací proudění (Dále CFD - Computational Fluid Dynamics), které budou využívány při řešení výše uvedeného problému.

### 4.1 Objekt zájmu - Komín

Komíny jsou typickým příkladem těles, které čelí několika nepříznivým vlivům ohrožujícím jejich konstrukci. Pánové Wang a Fan provedli statistickou sumarizaci 739 případů havárie komínu. Případy zahrnují následující typy konstrukce komínu: železobetonová, cihlová a ocelová. Příčiny havárií obsažené ve statistickém souboru jsou následující: zemětřesení, vliv teploty, vnější rázy, statické zatížení větrem, vibrace způsobené odtrháváním vzdušných vírů, imperfekce v konstrukci atd. Na obr. č. 1 je uvedeno poměrové rozdělení jednotlivých příčin poruch pro výše uvedené typy konstrukcí. [1]



Obr. č. 1 – Příčiny havárie jednotlivých konstrukcí komínu - statistický soubor obsahující 739 případů havárií. Převzato a upraveno z [1]

Z obr. č. 1 vyplývá, že nejvíce náchylné na působení větru byly ocelové komíny. Je tedy patrné, že problémy s působením Kármánových vírů jsou nejvíce časté u ocelových komínů, a že tyto problémy jsou stále aktuální.

### 4.2. Zatížení komínu působením větru

#### 4.2.1 Statické zatížení

Je obecně známo, že tlak vzduchu z návětrné strany komínu je kladný, zatímco ze závětrné strany komínu v úplavu je tlak záporný. Tento typ zatížení nevede příliš často k

poškození konstrukce, jelikož je na tento způsob zatížení často dimenzována. [1] Nicméně přesáhne-li hodnota statického zatížení únosnost konstrukce, může u ní dojít k trvalému poškození, například ohybem nebo vznikem podélné trhliny po výšce komínu (nastává spíše u cihlových komínů). [2]

#### 4.2.2 Kmitání obtékaného tělesa

U obtékaného tělesa, jakým může být i komín, vznikají v úplavu za jeho profilem vzdušné víry. Tyto vzdušné víry se nazývají Kármánovy víry a v úplavu za profilem vzniká Kármánova vírová stezka (viz. Obr.č.2).



Obr. č. 2 – Ukázka části Kármánovy vírové stezky s vyznačením základních směrů buzení tělesa. Z CFD simulace v programu FLUENT. (Zdroj vlastní)

Víry se periodicky odtrhávají od povrchu obtékaného tělesa s frekvencí  $f_w$  [Hz]. To způsobí periodickou změnu tlaku, což se projeví buzením komínu ve dvou směrech: ve směru proudění a ve směru kolmém na směr proudění. Frekvence silového působení ve směru kolmo na směr proudění se rovná frekvenci odtrhávání Kármánových vírů. V podélném směru (ve směru proudění) je frekvence silového působení rovna dvojnásobku frekvence odtrhávání Kármánových vírů v příčném směru. [3] Se vzrůstající rychlostí proudění vzduchu okolo profilu komínu narůstá také frekvence odtrhávání těchto vírů a může nastat nebezpečný stav, kdy se frekvence odtrhávání blíží vlastní frekvenci obtékaného tělesa. Tento jev se nazývá synchronizace (v angl. lit. se uvádí „lock-in“ nebo „synchronization“) a jeho důsledkem je stav rezonance. [4]

#### 4.2.3 Případy havárií v důsledku působení Kármánových vírů

V historii došlo k mnoha haváriím ocelových komínů v důsledku působení Kármánových vírů. Například v roce 1972 došlo v Německu ke zhroucení 145 m vysokého

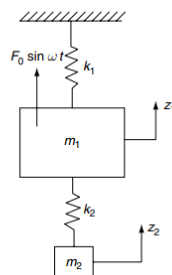
ocelového komínu s vnitřním průměrem 6 m v důsledku působení Kármánových vírů, ačkoliv byl chráněn proti tomuto působení vinutou spirálou. [5] V roce 1991 došlo k rezonanci u podpůrné konstrukce dvou identických ocelových komínů vysokých 120 m již při nízké rychlosti větru. V důsledku tohoto rezonančního stavu došlo k porušení svaru po 75 % obvodu výstužné trubky a ztrátě pevnosti celé podpůrné konstrukce. [6] Poslední případ, který je zmíněn v této práci, analyzoval Kawecki u tehdy nového 100 m vysokého ocelového komínu. Hned 2 týdny po instalaci došlo k výraznému kmitání konstrukce již při nízké rychlosti větru. Následkem bylo porušení součásti komínu v jednom ze šroubových spojů. Hned po této události komín přestal okamžitě kmitat (došlo k přeladění soustavy). Ukázalo se, že došlo ke ztrátě předpětí u 32 šroubů z celkových 64 v jednom šroubovém spoji. Jeden šroub byl dokonce utržen a došlo také k porušení těsnicího svaru po celém obvodu vnitřních částí spojovaných přírub. To vše nastalo ve výšce, ve které byl komín kotven k přilehlé budově. [7] Geometrie této problematické konstrukce uvedené v článku [7] byla využívána v této práci jako modelový příklad.

### 4.3 Způsoby ochrany komínu proti účinkům Kármánových vírů

Zde jsou přehledově rozebrány možnosti, jak komíny a tělesa obecně chránit proti účinkům Kármánových vírů.

#### 4.3.1 Pasivní tlumící prvky

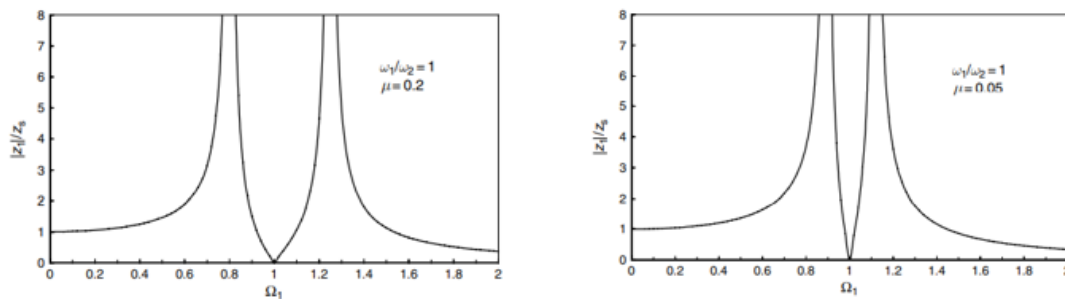
Pro ztlumení kmitů konstrukce existuje možnost použití pasivního tlumiče vibrací. Tento typ tlumiče se dá prezentovat na zjednodušeném modelu o dvou stupních volnosti. Dva hmotné body spojené pružinami, hmotný bod s vyšší hmotností představuje objekt, jehož kmitů mají být tlumeny a bod s nižší hmotností pak přídatnou hmotu tlumiče (viz obr. č. 3).



Obr. č. 3 – Model pasivního tlumiče kmitů bez viskózního tlumení

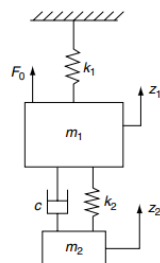
(převzato z [8])

Princip spočívá v přenosu energie z hlavního objektu na menší hmotu tlumiče. Hmotu tlumiče pak působí silou ve směru proti pohybu hlavního kmitajícího tělesa za platnosti d'Alembertova principu. Optimální funkce tlumiče závisí na jeho naladění. Ideální naladění tlumiče je následující: tuhost pružiny  $k_2$  a hmotnost  $m_2$  hmotného bodu tlumiče musí dát dohromady stejnou vlastní frekvenci  $\omega_2$  jakou má vlastní tlumený objekt  $\omega_1$ . [8] V takové konfiguraci je pak výchylka tlumeného tělesa snížena na minimum v oblasti, kde dříve byla jeho vlastní frekvence, jak je vidět na obr. č. 4.



Obr. č. 4 – Amplitudo frekvenční charakteristika tělesa pro různý poměr hmotností tlumiče a kmitajícího tělesa  $\mu = m_2/m_1$  (převzato z [8])

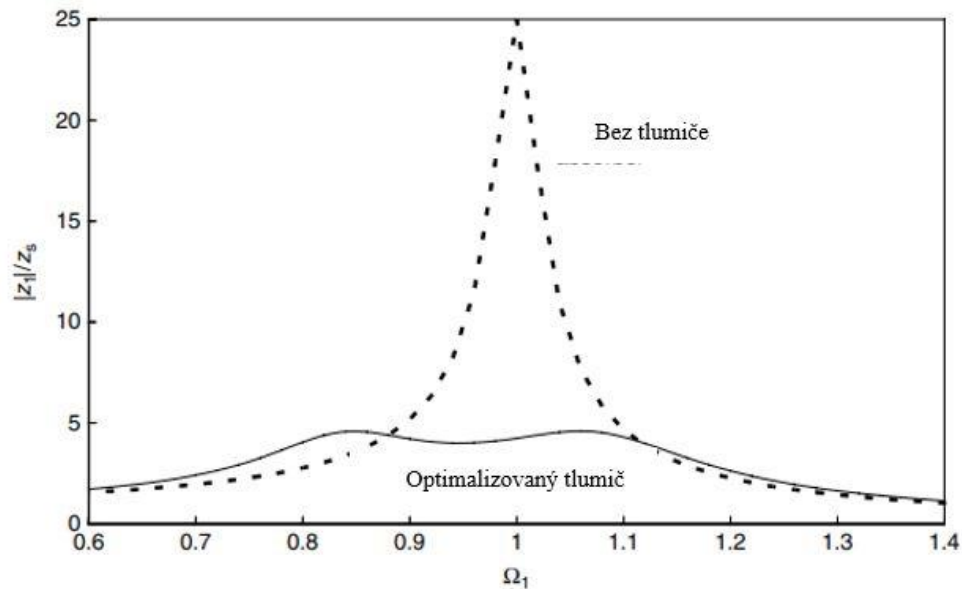
Hmotný bod tlumiče pak kmitá při této frekvenci s maximální amplitudou výchylky. To způsobuje opotřebení tlumiče a je třeba monitorovat jeho stav. Také zde vznikají další možné stavy rezonance. Vysoké konstrukce jako komíny nebo výškové budovy čelí působení Kármánových vírů v širokém frekvenčním rozsahu. Z tohoto důvodu je vznik dvou dalších možných rezonančních stavů po zatlumení toho původního nežádoucí. Vhodnější variantou pro použití na obtékaná tělesa je pasivní tlumič rozšířený v konfiguraci ještě o viskózní tlumící prvek (viz obr. č. 5). [8]



Obr. č. 5 – Model pasivního tlumiče kmitů s viskózním tlumením (převzato z [8])



Pokud je v rámci ladění tlumiče určen správný tlumicí koeficient viskózního tlumení, dá se dostatečně utlumit výchylka v celém rozsahu budících frekvencí, jak je vidět na obr. č. 6. [8] Pasivní tlumiče tohoto druhu jsou na komínech nebo výškových budovách instalovány v podobě kyvadel. Hmota kyvadla je krom závěsu propojená se základním tělesem kmitajícího komínu ještě prostřednictvím prvků s viskózním tlumením.

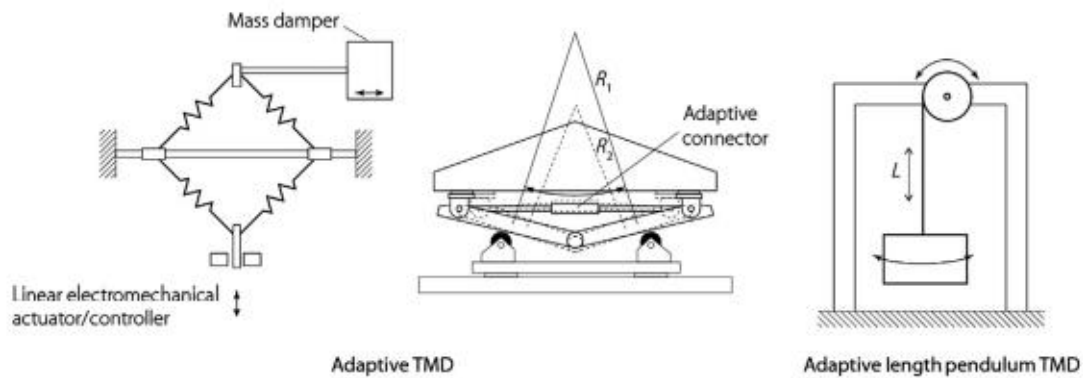


Obr. č. 6 – Porovnání A-F charakteristiky tělesa s odladěným pasivním tlumičem kmitů a bez něj (převzato z [8])

#### 4.3.2 Aktivní tlumicí prvky

V oblasti kontroly vibrací došlo k velkému rozvoji možností aktivně řídit tlumení systému. Většinou je mezi konstrukci a pasivní tlumič vložen aktuátor, který reguluje, jaká síla má působit proti směru síly působící na tlumené hlavní těleso, což je řízeno v reálném čase. [9] Odpadá problém s neefektivností pasivních tlumičů, které lze naladit pouze na určitou vlastní frekvenci a nejsou rovněž efektivní, má-li buzená konstrukce více vlastních tvarů v příliš velké blízkosti co do hodnot vlastních frekvencí. Aktuátory (hydro-pulsní nebo s lineárním pohonem) mohou urychlit setrvačnou hmotu na svém rameni tak, aby byla vybuzena požadovaná reakční síla působící proti síle budící. Díky urychlení hmoty je možné dosáhnout vyššího silového působení, než jakého je schopen ve stejném čase dosáhnout pasivní tlumič, a to při mnohem menších zástavbových rozměrech. Výše popsany systém je pak plně aktivně řízen. [9] Mezi další skupinu aktivních tlumících prvků patří semiaktivní tlumič. Jedná se o pasivní tlumič, který je doplněn opět aktuátorem. Aktuátor v tomto případě napomáhá pouze ke zvýšení tlumicí síly, nikoliv k samotnému řízení pasivního tlumiče. Poslední zajímavou skupinou aktivních

tlumících prvků jsou adaptivní pasivní tlumiče. U nich dochází k řízené změně jejich vlastností v reakci na vnější působení. Parametr tuhosti může být řízen počtem zapojených pružin do systému nebo řízeným předepnutím těchto pružin nebo řízenou změnou efektivní délky kyvadla (schémata těchto příkladů uvedeny na obr. č. 7). [9]



Obr. č. 7 – Schémata adaptivních pasivních tlumičů (převzato z [9])

Aktivní tlumicí systémy vyžadují řízení, a zejména pak ve většině případů neustálé napájení, což samozřejmě zvyšuje nejen pořizovací náklady, ale i náklady na jejich provoz ve srovnání s pasivními tlumiči. [9] Na druhou stranu, pokud jde frekvenční rozsah budících sil přes více než jeden vlastní tvar konstrukce, je vhodné tyto tlumicí prvky použít. Nejbezpečnější variantou takového tlumiče se jeví semiaktivní typy tlumičů, kdy tlumič i při vypnutí napájení neztrácí svou funkci v plném rozsahu.

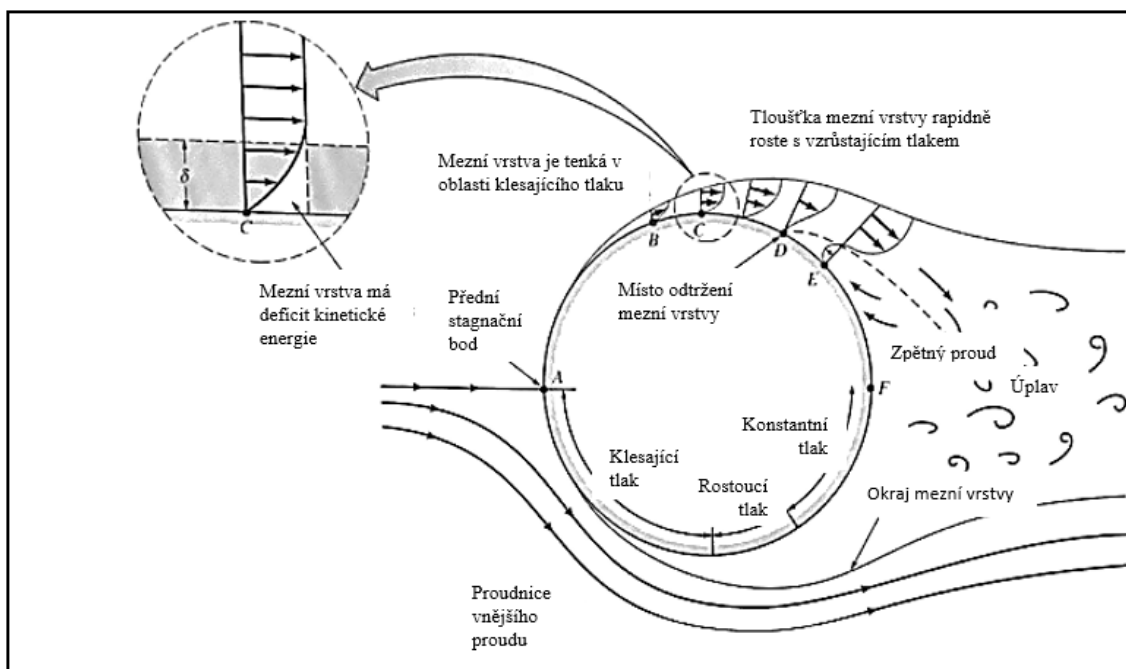
#### 4.4 Úvod do teorie obtékání tělesa kapalinou

V následující kapitole jsou rozebrány zákonitosti proudění, mechanismus tvorby vírů u povrchu těles, podobnostní modelování a stanovení odporových koeficientů.

##### 4.4.1 Vznik vzdušných vírů

Pro výklad vzniku vzdušných vírů je třeba nejdříve probrat pojem mezní vrstvy. Mezní vrstva je oblast v těsné blízkosti obtékaného povrchu, kde existuje gradient rychlosti ve směru normály od tohoto povrchu. [10] U zakřivených povrchů (koule, válec) dochází ke změně tlakového pole podél profilu. Podrobný popis dějů v okolí mezní vrstvy u válcového profilu je uveden v literatuře [11]. Vznik víru je zde popsán pomocí schématu na obr. č. 8. Částice kapaliny v oblasti mezní vrstvy (zobrazené na obr. č. 8) při pokusu plynout z bodu A do bodu F mají stejné rozložení tlaku jako částice ve volném proudu hned na vnějším okraji mezní vrstvy

– to platí u tlakového pole se zanedbatelnou viskozitou. Nicméně, pokud je zahrnut efekt viskozity, lze u částic v mezní vrstvě očekávat pokles kinetické energie při jejím proudění okolo obtékaného profilu. Tato ztráta způsobí, že částice nemají dostatek kinetické energie k tomu, aby postupovaly proti rostoucímu tlakovému poli (z bodu C do bodu F) v zadní části válce. Tento deficit kinetické energie je zobrazen v detailu na obr. č. 8 v oblasti bodu C. Díky tření se nedokáže tekutina v mezní vrstvě přesunout z přední části válce k zadní. Tím pádem proudí částice v mezní vrstvě proti narůstajícímu tlaku tak daleko, jak je jim energeticky dovoleno, až nakonec dojde k zastavení kapaliny v určitém bodě na povrchu profilu a k okamžité změně směru jejího pohybu proti smyslu proudění kapaliny vně mezní vrstvy, v důsledku čehož dojde k rozdělení mezní vrstvy. Po tomto rozdělení dochází k odtržení mezní vrstvy od povrchu tělesa a vzniká vír v oblasti úplavu za zadní částí válce. [11]



Obr. č. 8 – Schéma odtržení mezní vrstvy a vznik vírů u povrchu válcového tělesa.

Převzato a upraveno z [11].

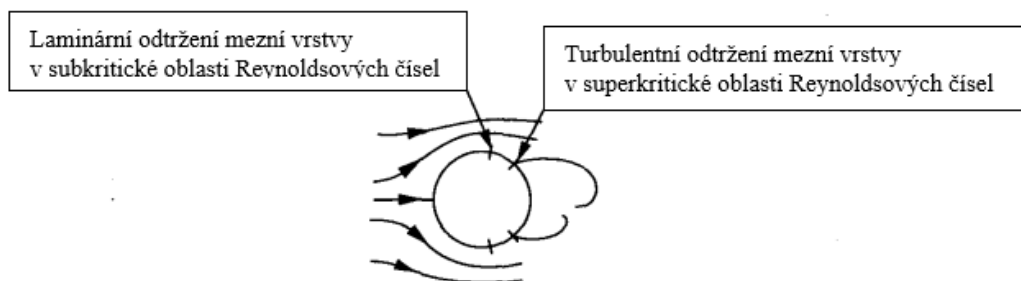
#### 4.4.2 Periodicita odtrhávání vírů a podobnostní modelování

Dochází-li k odtrhávání vzdušných vírů, děje se tak při různých frekvencích. Frekvence odtrhávání vírů je přímo závislá na rychlosti proudění kapaliny a charakteristickém příčném rozměru obtékaného tělesa. V případě válcového tělesa je charakteristickým rozměrem jeho průměr. Tato frekvence také závisí na charakteru proudění okolo tělesa. [12] Výše uvedené závislosti jsou charakterizovány pomocí podobnostního modelování. Konkrétně se pro popis a orientaci v dané problematice užívá dvou typů bezrozměrných podobnostních čísel. Prvním

z nich je číslo Reynoldsovo  $Re$ , které obecně charakterizuje svou hodnotou typ proudění. Je dáno následujícím vztahem:

$$Re = \frac{\rho \cdot u \cdot D}{\mu}, \quad (1)$$

kde  $Re$  [-] je Reynoldsovo číslo,  $\rho$  [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] je hustota kapaliny,  $u$  [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ] rychlost proudění,  $D$  [m] je průměr obtékaného tělesa a  $\mu$  [ $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ] je dynamická viskozita kapaliny. [13] Chování proudícího média u obtékaných válcových těles, jak v rámci mezní vrstvy, tak v úplavu, bylo poměrně podrobně popsáno v několika oblastech Reynoldsových čísel. V oblasti Reynoldsových čísel ( $Re < 5$ ) nedochází k rozdělení proudu válcovým tělesem a nevznikají víry. Oblast Reynoldsových čísel ( $5 < Re < 40$ ) indikuje vznik dvou symetrických vírů v úplavu. V oblasti Reynoldsových čísel ( $40 < Re < 200$ ) vzniká v úplavu laminární vírová stezka. V oblasti ( $200 < Re < 300$ ) dostávají víry v úplavu turbulentní charakter. V oblasti ( $300 < Re < 3 \cdot 10^5$ ) je již úplav kompletně turbulentní a dochází k laminárnímu odtržení mezní vrstvy (rozdíl v laminárním a turbulentním odtržení mezní vrstvy je patrný z obr. č. 9), tato oblast je známá jako subkritická. V oblasti ( $3 \cdot 10^5 < Re < 3.5 \cdot 10^5$ ) dochází z jedné strany profilu k laminárnímu odtržení mezní vrstvy a z druhé se odtrhává turbulentně, mezní vrstva je ale stále laminární. Tato oblast se nazývá kritická (nižší přechodová oblast). U Reynoldsových čísel ( $3.5 \cdot 10^5 < Re < 1.5 \cdot 10^6$ ) dochází po obou stranách k turbulentnímu odtrhávání mezní vrstvy, tyto vrstvy jsou již z části laminární a z části turbulentní (superkritická oblast). V oblasti ( $1.5 \cdot 10^6 < Re < 4 \cdot 10^6$ ) je mezní vrstva kompletně turbulentní na jedné straně profilu (vyšší přechodová oblast). Oblast ( $4 \cdot 10^6 < Re$ ), kde jsou už mezní vrstvy na obou stranách turbulentní, se nazývá transkritická oblast. [14]



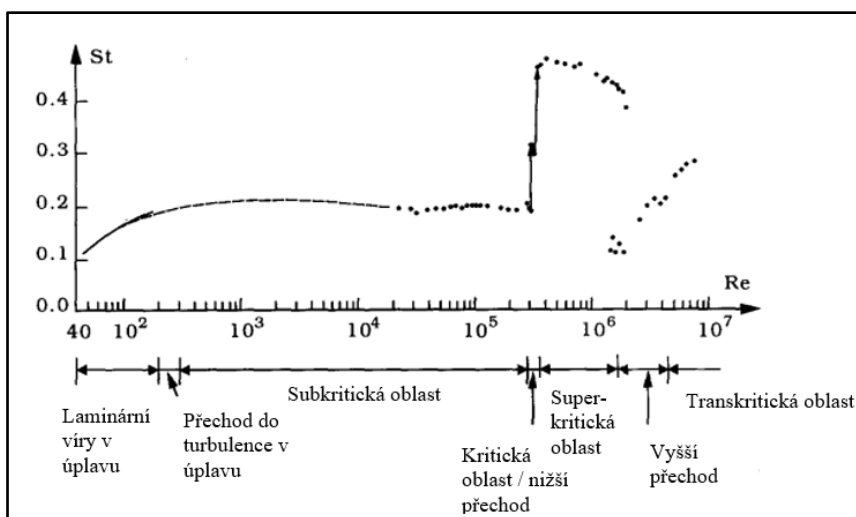
Obr. č. 9 – Rozdíl mezi laminárním a turbulentním odtržením mezní vrstvy.

Převzato a upraveno z [14].

Druhým, neméně významným podobnostním číslem, je Strouhalovo číslo  $St$ , to souvisí s frekvencí odtrhávání vzdušných vírů a je dáno vztahem (2):

$$S_t = \frac{f_w \cdot D}{u}, \quad (2)$$

kde  $f_w$  [Hz] je frekvence odtrhávání vírů,  $D$  [m] je charakteristický rozměr obtékaného tělesa (pro válcové těleso je to průměr válce),  $u$  [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ] je pak rychlost proudění. [3] Pro oblast Reynoldsových čísel ( $300 < Re < 3 \times 10^5$ ) odpovídá Strouhalovo číslo přibližně hodnotě 0.2. Pro odhad frekvence buzení způsobeného odtrháváním vzdušných vírů se často využívá Strouhalova čísla a podobnostního modelování. To umožňuje měřit data na menších modelech ve srovnání se skutečnými objekty, které jsou působení větru ve skutečnosti vystaveny. U obou těles pak platí za určitých podmínek stejné hodnoty podobnostních čísel. K jejich stanovení se využívá Buckinghamův  $\pi$  teorém, ve kterém se dají do souvislosti všechny podstatné veličiny pro daný fyzikální jev a uvedou se mezi sebou do vztahů tak, aby výstupem byly bezrozměrné veličiny, jejichž hodnoty by byly platné pro daný fyzikální jev bez ohledu na rozměry těles. [15] Pro zjištění frekvence odtrhávání vírů, a tím i budící frekvence silového působení na obtékané těleso, se nejčastěji užívá Strouhalovo číslo. Využívá se hodnota Strouhalova čísla 0.2, ale je třeba si uvědomit, že hodnota tohoto podobnostního čísla velmi závisí i na číslu Reynoldsovu. Proto je třeba pro validaci výpočtů či správný odhad budících frekvencí ještě ověřit, zda výsledná hodnota Strouhalova čísla odpovídá jeho závislosti na Reynoldsovu číslu. Tato závislost byla v průběhu padesáti let minulého století poměrně hodně experimentálně proměřena a popsána u válcových těles. Tyto závislosti jsou vidět na obr. č. 10. Pro velkou oblast Reynoldsových čísel nabývá  $St$  hodnoty 0.2, ale při vyšších hodnotách Reynoldsových čísel je již závislost komplikovanější a má zde vliv i drsnost povrchu obtékaného tělesa. [14]



Obr. č. 10 – Strouhalovo číslo pro válec s hladkým povrchem, Experimentální data: plná čára: Williamson (1989); čárkovaná čára: Roshko (1961); tečkovaná čára: Schewe (1983). Převzato a upraveno z [14]

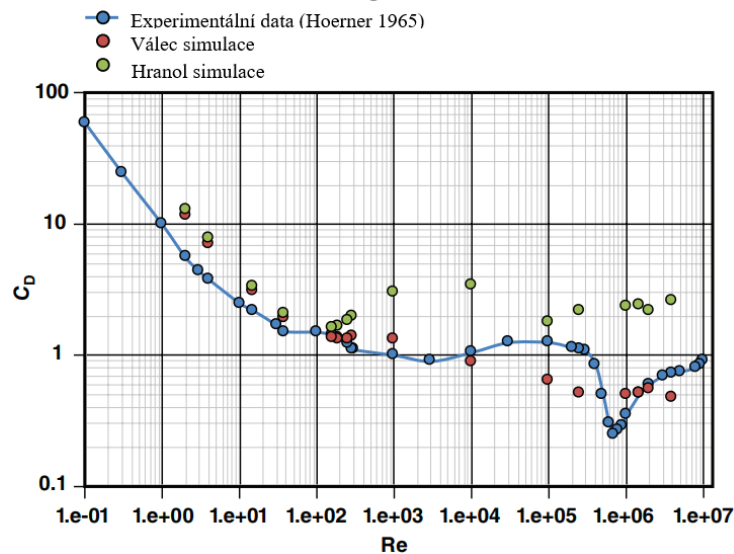
#### 4.4.3 Odporový koeficient

Dalším podstatným prvkem silového působení u obtékaných těles je zatížení způsobené odporem prostředí. Tato problematika bývá v teorii proudění kvantifikována odporovými koeficienty. Základní vztah zavedený Newtonem, popisující zatížení od odporové síly, využívá právě tento koeficient:

$$F_D = C_D \cdot S \cdot \frac{v^2}{2} \cdot \rho, \quad (3)$$

kde  $F_D$  [N] je odporová síla,  $C_D$  je odporový koeficient,  $S$  [m<sup>2</sup>] je plocha obtékaného profilu tělesa,  $v$  [m.s<sup>-1</sup>] je rychlost proudění kapaliny,  $\rho$  je hustota kapaliny. Odpor tělesa je stanoven třemi faktory ovlivňující jeho velikost: třecí složkou, tvarovou složkou a indukovanou složkou. Je velice obtížné stanovit jednotlivé složky, a proto se odpor tělesa kvantifikuje jednou veličinou  $C_D$ . [10] Odporový koeficient  $C_D$  je bezrozměrná veličina kvantifikující odpor překážky v proudící tekutině. Vysoká hodnota tohoto koeficientu často indikuje významné hydrodynamické/aerodynamické odporové účinky na obtékané těleso. Odporový koeficient závisí na rychlosti proudění, Reynoldsovu číslu, pozici obtékaného objektu, velikosti daného objektu, hustotě tekutiny a viskozitě tekutiny. [16] Je tedy závislý na několika faktorech a musí být stanovován experimentálně. Je výhodné stanovit jeho hodnotu v závislosti na Reynoldsovu číslu, protože tak lze najít podobnou závislost pro jiné kapaliny a rozměry těles, než u jakých byl odporový součinitel právě měřen. V dnešní době s rozvojem simulačních nástrojů lze také stanovit odporový koeficient prostřednictvím numerické simulace. V roce 2016 Yuce a Kareem

propočítali hodnoty napříč celým výše rozebraným spektrem Reynoldsových čísel hodnoty  $C_D$  pro tělesa válcového tvaru a tvaru čtvercového hranolu. Srovnávají své výsledky s experimentální studií Hoernera (1965). [16]

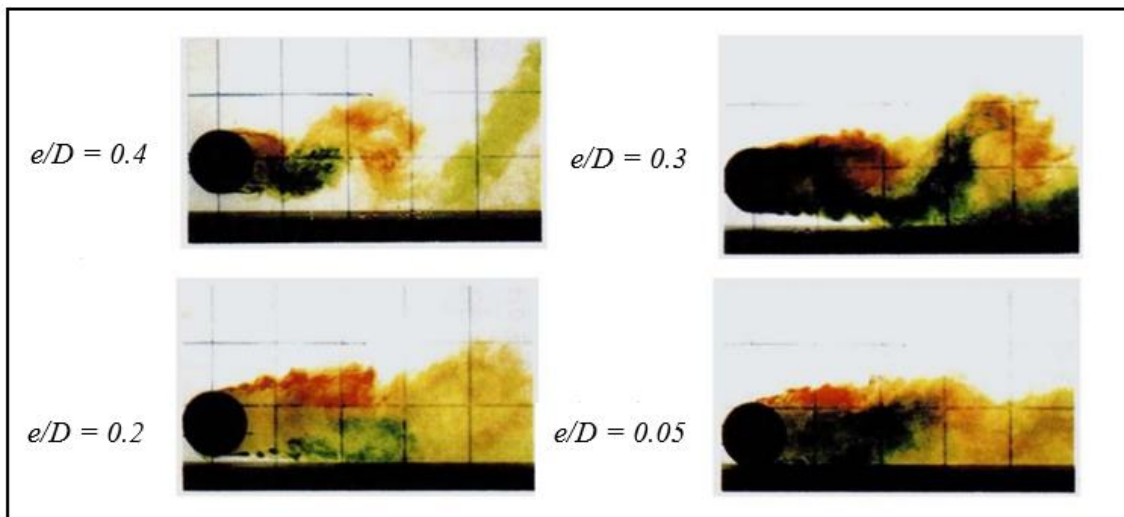


Obr. č. 11 – Závislost odporového koeficientu na Reynoldsovu číslu pro válcové těleso (experimentální data a simulace) a pro hranol s čtvercovým příčným průřezem (simulace) Převzato a upraveno z [16].

Jak je vidět na obr. č. 11 v oblasti nízkých Reynoldsových čísel odporový koeficient lineárně klesá s tím, že výsledky simulací hodnoty tohoto koeficientu mírně nadhodnocují oproti experimentálním datům. Následně v oblasti Reynoldsových čísel  $10^5 < Re < 10^6$  dochází u experimentálních dat k rychlému poklesu hodnot  $C_D$ , přičemž s rostoucí hodnotou  $Re$  dojde ke stejně rychlému nárůstu na téměř stejnou hodnotu. Tento jev je spojován s lokální ztrátou odporu v důsledku přechodu mezní vrstvy z laminární oblasti do turbulentní, kdy se bod odtržení mezní vrstvy posouvá dále po profilu (viz obr. č. 4). Ve výsledcích numerických simulací k tomuto jevu nedocházelo, přičemž tuto odchylku autoři komentují nedostatečnou robustností použitého modelu turbulence SST-omega, který změnu charakteru mezní vrstvy nedokáže zachytit. [16] Modely turbulence budou ještě rozebrány v samostatné kapitole, tudíž zde není tento problém dále komentován. Celkově pro oblast problémů týkajících se obtékání těles kapalinou hraje experimentální část při určování významných veličin stěžejní roli, ačkoliv výpočtové modelování může působit jako levná alternativa, vždy musí být výsledky validovány experimentem.

#### 4.4.4 Vliv přilehlých objektů na obtékané válcové těleso

Ocelové komíny bývají často kvůli své výšce a nižší tuhosti (oproti cihlovým/betonovým variantám) ukotveny různými způsoby. Často se k ukotvení využívá přilehlých budov, pokud mají tyto budovy potřebnou výšku. Je to levnější a jednodušší než stavět podpůrnou konstrukci kolem komínu. Využití přilehlé budovy má ale za následek změny v zatížení působícího na přilehlý komín. Je třeba brát do úvahy, jak se změní zatížení způsobené obtékáním válcového tělesa, pokud je v jeho blízkosti přilehlý rovinný objekt orientovaný svou normálou kolmo na směr proudění. V prostoru mezi válcem a přilehlým rovinným objektem dochází k několika změnám v proudění média v porovnání s prouděním okolo osamoceného válce v prostoru. Zprvu odtrhávání je potlačeno při poměru mezery a průměru menší než  $e/D = 0.3$ , kde  $e$  je mezera mezi tělesem a  $D$  je průměr válcového tělesa (viz obr. č. 12). [14]

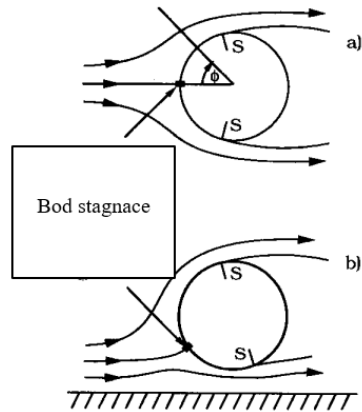


Obr. č. 12 – Vliv přilehlého objektu na odtrhávání vírů. Ke tvorbě vírů dochází u  $e/D=0.3$  a  $0.4$  zatímco u hodnot  $e/D = 0.05$  a  $0.2$  už k tvorbě vírů nedochází.

Fotografie pořízeny za  $Re = 7 \times 10^3$ . Převzato z [14].

Zadruhé dojde k natočení tlakového pole okolo profilu. Přední stagnační bod, kde je minimální rychlost na válcovém profilu, se natočí směrem k přilehlé ploše, jak je vidět na obr. č. 13. Také body odtržení mezní vrstvy se natočí do pozice více vzdálené od přilehlé plochy proti směru hodinových ručiček (viz obr. č. 13). [14]





Obr. č. 13 – Natočení tlakového pole – a) profil obtékaného tělesa ve volném poli  
b) profil obtékaného tělesa v blízkosti přilehlé plochy. Převzato a upraveno z [14]

Se zmenšující se mezerou mezi tělesy roste vliv přilehlé stěny. Mechanismy interakce přilehlé plochy a válcového tělesa nejsou navzdory intenzivním studiím stále zcela jasné. [17] Zdravkovich experimentálně určil na čem jsou závislé odporové a vztlakové síly působící na válcové těleso u rovinné plochy. Vztlakový koeficient  $C_L$  se mění v závislosti na poměru  $e/D$ . Odporový součinitel  $C_D$  se nemění v závislosti na poměru  $e/D$ , ale jeho změna závisí na tloušťce turbulentní mezní vrstvy v blízkosti přilehlé plochy  $\delta$  a mění se v závislosti na poměru  $e/\delta$ . [18] Z jiných experimentů bylo pro různé hodnoty Reynoldsových čísel a různé hodnoty tloušťek mezní vrstvy zjištěno, že průměrná hodnota  $C_L$  s rostoucí mezerou mezi plochou a tělesem klesá. Zatímco průměrná hodnota  $C_D$  s rostoucí mezerou mezi tělesy roste. [19]

#### 4.4.5 Vliv vinuté spirály na potlačení účinků Kármánových vírů

K potlačení účinků Kármánových vírů se používá vinuté spirály instalované na povrch válcového tělesa. Princip spočívá v přerušení koherence odtržených vírů po výšce tělesa pomocí změny tvaru příčného průřezu.



Obr. č. 14 – Geometrie válcového tělesa s vinutou spirálou. Převzato z [3] a [20]

Tak je narušena periodicita odtrhávání Kármánových vírů. Je nutné mít správně určenou výšku vinuté spirály, stoupání spirály a počet vinutí, aby bylo dosaženo požadovaného účinku. U vzduchu jako proudícího média bylo zjištěno, že nejlepší je vinutí 3 spirál, kdy výběžky svírají po obvodu mezi sebou  $120^\circ$ . V případě obtékání vodou byly zjištěny pro stoupání spirály  $p = 10 \cdot D$  a výšku výběžku spirály  $H = 0.15 \cdot D$  nejlepší dynamické vlastnosti z hlediska potlačení periodicity. Pro  $p = 10 \cdot D$  a  $H = 0.10 \cdot D$  pak byla zajištěna nejvyšší redukce hydrodynamických sil působících na obtékané těleso. [20] V jiné studii byla porovnána konfigurace se spirálou ( $H = 0.15 D$ ) a holý válec bez spirály. Výsledky ukázaly snížení vztlakového koeficientu  $C_L$  o 16 % pro  $Re = 100$  a o 99 % pro  $Re = 28000$  při použití spirál. Co se týče odporového koeficientu  $C_D$  bylo zaznamenáno u konfigurace se spirálami zvýšení o 14.5 % pro  $Re = 100$  a o 18 % pro  $Re = 28000$ . [21] Ačkoliv tedy dojde k výraznému zlepšení, co se týče vzniku a případně intenzity kmitů, použití spirály poměrně nezanedbatelně zvyšuje odporové síly a je třeba tohle brát do úvahy. Dále tato konfigurace nezabraňuje odtrhávání vírů jako takovému, jen posouvá oblast možných rychlostí, kdy může dojít k synchronizaci odtrhávání vírů s vlastní frekvencí tělesa do vyšších hodnot rychlostí proudícího média. [3] Tyto rychlosti proudění lze těžko očekávat za běžného provozu, ale nelze je také zcela vyloučit.

## 4.5 Základy CFD

V této části diplomové práce jsou rozebrány základy CFD potřebné k realizaci CFD simulací ve vztahu k analýze účinků Kármánových vírů na obtékané těleso.

### 4.5.1 Základní rovnice pro CFD

Základní vztahy, pomocí kterých lze popsat proudění kapaliny, vychází ze zákonů zachování hmoty, hybnosti a energie. Ze zákona zachování hmoty vychází rovnice kontinuity zajišťující kontinuitu proudící kapaliny. Ze zákona zachování hybnosti vychází Navier-Stokesovy rovnice, zahrnující i vliv viskozity kapaliny a platnost silové rovnováhy v nekonečně malém kontrolním objemu kapaliny. Ze zákona zachování energie pak získáváme rovnici popisující přenos tepla v proudící kapalině. Pro případ turbulentního proudění je třeba ještě základní skupinu rovnic rozšířit dodatečnými rovnicemi turbulentního proudění zohledňující náhodné fluktuace rychlostí proudění v kapalině. Jako nejvíce užívaný a nejvíce validovaný model turbulence je zde uveden k- $\epsilon$  model turbulence. [22] Výše zmíněné rovnice lze díky své podobnosti vyjádřit obecným zápisem. Bude-li zavedena obecná proměnná  $\Phi$ , lze všechny rovnice proudění (včetně teplotních a turbulentních) vyjádřit následujícím zápisem:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{\partial(u\Phi)}{\partial x} + \frac{\partial(v\Phi)}{\partial y} + \frac{\partial(w\Phi)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \Gamma \frac{\partial \Phi}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \Gamma \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \Gamma \frac{\partial \Phi}{\partial z} \right] + S_{\Phi} \quad (4)$$

Rovnice (4) se nazývá transportní rovnice pro veličinu  $\Phi$  a platí pro proudění nestlačitelné kapaliny. Popisuje různé procesy přenosu fyzikálních veličin vyskytujících se u proudění kapaliny: lokální zrychlení a advekce (přenos hmoty, teploty proudící kapalinou v rámci jejího objemu [23]) na levé straně rovnice jsou ekvivalentní difúzi (daná difúzním koeficientem  $\Gamma$ ) a vnějším působením (zastoupené symbolem  $S_{\Phi}$ ) na pravé straně rovnice. Části rovnic vyjádřených vztahem (4), které nejsou společné pro ostatní rovnice, jsou zastoupeny také v části pod výrazem  $S_{\Phi}$ . [22] Veličiny  $\Phi$ ,  $\Gamma$  a výraz  $S_{\Phi}$  je třeba chápat jako jistou formu substituce. V následujících tabulkách jsou uvedeny substituce, které je třeba dosadit do transportní rovnice (4) pro vyjádření příslušných rovnic. Pod každou tabulkou je pak vysvětlen význam jednotlivých členů substituce.

Tab.č.1 – Substituce pro rovnici kontinuity

Název rovnice	$\Phi$	$\Gamma$	$S_{\Phi}$
<b>Rovnice kontinuity</b>	1	0	0

Tab.č.2 – Substituce pro Navier-Stokesovy rovnice

Název rovnice	$\Phi$	$\Gamma$	$S_{\Phi}$
<b>Navier-Stokesovy rovnice ve směru <math>x</math></b>	$u$	$\nu + \nu_T$	$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + S_u^I$
<b>Navier-Stokesovy rovnice ve směru <math>y</math></b>	$v$	$\nu + \nu_T$	$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + S_v^I$
<b>Navier-Stokesovy rovnice ve směru <math>z</math></b>	$w$	$\nu + \nu_T$	$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + S_z^I$

Význam veličin v tab. č. 2:  $u$ ,  $v$ ,  $w$  [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ] jsou rychlosti v jednotlivých směrech kontrolního objemu. Veličina  $\nu$  [ $\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ ] je kinematická viskozita  $\nu_T$  [ $\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ ] je turbulentní

kinematická viskozita, která pro laminární proudění nabývá nulové hodnoty, ale pro turbulentní proudění (k-ε model turbulence) je dána vztahem:

$$\nu_T = \frac{C_\mu k^2}{\varepsilon}$$

Kde  $k$  [ $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$ ] je lokální hodnota kinetické energie turbulence,  $\varepsilon$  [ $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-3}$ ] je lokální hodnota rychlosti disipace kinetické energie turbulence a  $C_\mu$  je nastavitelná konstanta, jejíž hodnota byla stanovena interpolací dat pro široký rozsah turbulentních proudění na 0.09. [24] Další veličiny obsažené v substitucích v tab. č. 2 jsou tlak  $p$  [Pa] a veličiny  $S_u^I, S_v^I, S_w^I$  zahrnující do rovnic vztahy pro tlakový gradient a další možné vlivy, jako je například tíha samotné kapaliny ovlivňující její pohyb. [22]

Tab.č.3 – Substitute pro energetickou rovnici

Název rovnice	$\Phi$	$\Gamma$	$S_\Phi$
Energetická rovnice	$T$	$\frac{\nu}{Pr} + \frac{\nu_T}{Pr_T}$	$S_T$

Význam neznámých veličin v tab. č. 3:  $T$  [K] termodynamická teplota,  $Pr$  [-] je Prandtlovo číslo definované jako podíl molekulární difuzivity hybnosti a molekulární difuzivity tepla. Je dáno vztahem:

$$Pr = \frac{\mu C_p}{\lambda},$$

kde  $\mu$  je dynamická viskozita [ $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ],  $C_p$  [ $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ] je měrná tepelná kapacita a  $\lambda$  [ $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ] je termální konduktivita. [25]  $Pr_T$  [-] je pak turbulentní Prandtlovo číslo, jež je podílem turbulentní difuzivity hybnosti (daná turbulentní viskozitou) a tepelné turbulentní difuzivity. Opět v případě laminárního proudění se stanovuje hodnota  $\nu_T = 0$ . Člen vnějšího působení  $S_T$  pak v sobě může obsahovat tepelné zdroje nebo chladiče vyskytující se v doméně. [22]

Tab.č.4 – Substitute pro rovnice spojené s turbulencí ( $k-\varepsilon$  model)

Název rovnice	$\Phi$	$\Gamma$	$S_\Phi$
Rovnice pro turbulentní kinetickou energii $k$	$k$	$\frac{\nu_T}{\sigma_k}$	$P-D$
Rovnice pro míru disipace turbulentní energie $\varepsilon$	$\varepsilon$	$\frac{\nu_T}{\sigma_\varepsilon}$	$\frac{\varepsilon}{k}(C_{\varepsilon 1}P - C_{\varepsilon 2}D)$
$P = 2\nu_T \left[ \left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z}\right)^2 \right] + \nu_T \left[ \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}\right)^2 \right]$			
$D = \varepsilon$			

$\sigma_k, \sigma_\varepsilon, C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}$ , jsou stejně jako  $C_\mu$  nastavitelné konstanty určené pro širokou řadu turbulentních proudění:  $\sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3, C_{\varepsilon 1} = 1.44, C_{\varepsilon 2} = 1.92$ . [24] Pro uzavření kontinua je třeba k výše rozepsaným rovnicím předepsat okrajové podmínky. Ty jsou uvedeny v tab. č. 5.

Tab.č.5. – Okrajové podmínky spojené s hybností pro viskózní kapaliny

Typ Op.	Matematická formulace	Popis
Stěnová Op. (Wall boundary condition)	$u = v = w = 0$	Na všech površích je rychlost kapaliny ve všech směrech nulová. To platí pro plochy, které jsou stacionární.
Op. Na vstupu (Inlet boundary condition)	$u = f; v = w = 0$	Pro jakékoliv řešení základních rovnic musí být zadána alespoň jedna okrajová podmínka na vstupu. Pro proudění v kapalině kanálem se využívá Dirichletova podmínka, kde $f$ může být konstanta nebo rychlostní profil na povrchu.
Op. Na výstupu (Outlet boundary condition)	$\frac{\partial u}{\partial n} = \frac{\partial v}{\partial n} = \frac{\partial w}{\partial n} = 0$	Běžně je tento typ okrajové podmínky aplikován na místa, kde je proud přibližně orientovaný jedním směrem a kde napětí na površích kapaliny má známou hodnotu. U plně vyvinutého proudu v kanálu je změna rychlosti ve směru orientace plochy, na kterou je op zadávána, rovna nule. Ve vztahu $n$ znamená směr normály k ploše. Tento typ op je obvykle známý jako Newmannova op.

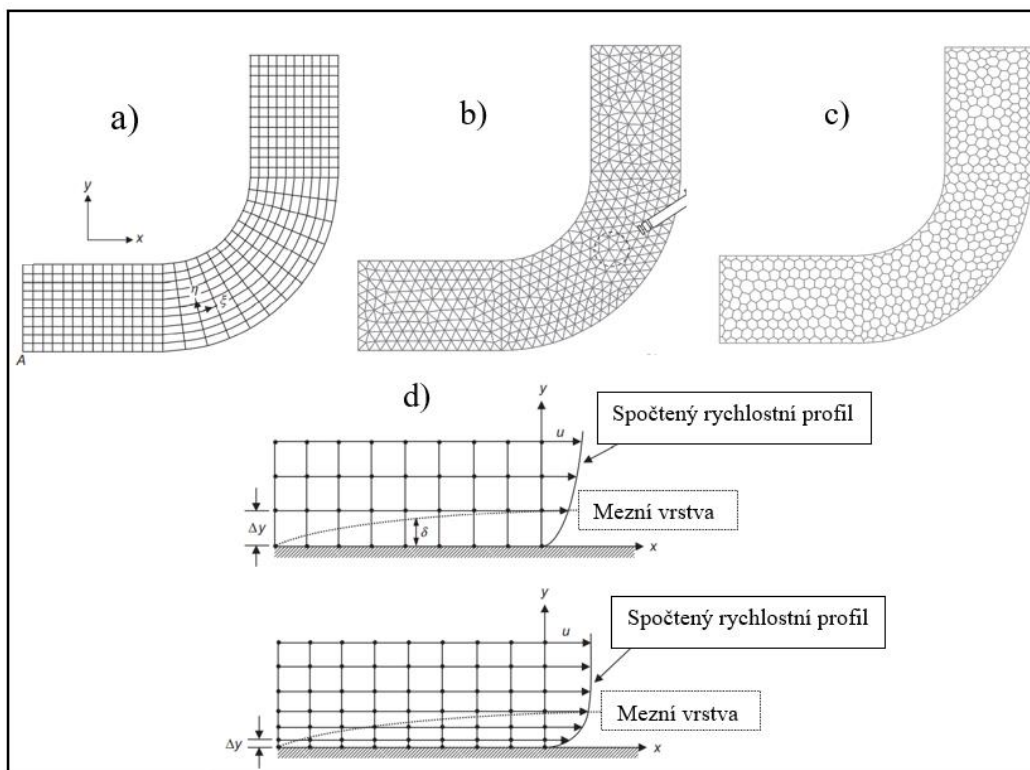
#### 4.5.2 Metody diskretizace kontinua v CFD

Z výše rozebraných základních rovnic lze vyjádřit proudění kapaliny, ale pro svou složitost, zejména kvůli parciálním derivacím, lze zřídka určit požadované veličiny (rychlost proudění, tlakové pole, teplota) spojitého kontinua analyticky. Z tohoto důvodu se základní rovnice musí na doméně diskretizovat do konečného množství kontrolních objemů. Jednou z možností této diskretizace je metoda konečných diferencí. Je to vlastně nejstarší metoda pro numerické řešení parciální diferenciálních rovnic. Principem této metody je rozdělit doménu sítě na konečný počet podoblastí. V každém uzlu této sítě jsou pak parciální derivace v každé rovnici aproximovány pomocí Taylorových řad. Tyto aproximované derivace vytvoří algebraickou rovnici pro řešení proudění v každém uzlu sítě. Metoda je použitelná pouze na strukturální sítě, kdy se topologie přilehlých kontrolních objemů příliš neliší. Je náročné docílit při diskretizaci topologicky složitějších geometrií tvarově optimálních prvků v celé doméně. Z tohoto důvodu se u komplikovaných geometrií a při diskretizaci 3D domén využívá spíše jiná metoda diskretizace kontinua. [22] Tato metoda se nazývá metoda konečných objemů a využívá ji většina komerčních CFD softwarů. V principu dokáže rozložit doménu na konečný počet kontrolních objemů a zvládne diskretizovat i složitější geometrie, protože nevyžaduje tak dobře rozložené pole uzlů sítě jako metoda konečných diferencí. Po rozdělení domény na konečný počet objemů je použita Gauss-Ostrogratského věta k transformaci integrálů advektivní a difúzní části obecné transportní rovnice (4) z objemových na plošné. Následně po těchto krocích jsou objemové a plošné integrály přenosových základních rovnic transformovány ze spojitě do diskrétní podoby a numericky řešeny v integračních bodech. [26]

#### 4.5.3 Možnosti tvorby sítě pro CFD

Diskretizace kontinua a tvorba sítě hraje v řešení CFD úloh zásadní roli. Přesnost výsledků CFD a konvergence řešení velmi závisí na kvalitě použité sítě konečných objemů. Existuje několik typů sítí. Pro geometrie pravidelného tvaru je tvorba sítě relativně jednoduchá, protože spojnice uzlů sítě budou orientovány ve směrech souřadnicového systému. Tyto požadavky plní strukturální a do určité míry křivočaré strukturální sítě (viz obr. č. 15). Výhodou strukturální sítě jsou přesně definovatelné body buněk této sítě v rámci globálního souřadnicového systému, a to souřadnicemi  $(i, j)$  pro dvourozměrný problém a  $(i, j, k)$  pro trojrozměrný problém. Spojitost buněk těchto sítí je přímá, protože přiléhají k sobě plochami a tvoří spojitou síť čar, která začíná a končí na protilehlých elementárních plochách těchto buněk. Nevýhoda tohoto typu sítě spočívá v komplikacích při diskretizaci topologicky složitějších domén. U složitějších tvarů není možné vytvořit strukturální síť, aniž by nebyly nově vzniklé

buňky příliš zdeformované, což způsobí horší přesnost výsledků simulace a možné problémy s konvergencí. [27]



Obr. č. 15 – Jednotlivé typy sítě: a) strukturální b) nestrukturální c) polyhedrální a znázornění lokálního zjemnění sítě v rámci mezní vrstvy (d). Převzato a upraveno z [27]

Pro geometrie nepravidelného a složitého tvaru už není zcela jednoduché vybrat správný typ sítě pro vyplnění těchto typů domén. K tomuto účelu se využívá nestrukturálních sítí složených ze čtyřúhelníků nebo trojúhelníků pro 2D problémy nebo šestistěnnů a čtyřstěnnů sítí pro 3D problémy (viz obr. č. 15). Pro diskretizaci komplikovaných tvarů domén jsou velmi populární také polyhedrální sítě. [27] Nestrukturální sítě mají nespornou výhodu v tom, že dokážou vyplnit jakoukoliv doménu bez ztráty ortogonality či zkosení elementů. To vede na vyšší numerickou stabilitu a zlepšení přesnosti výsledků, ve srovnání se strukturální sítí obsahující velké množství příliš zkosených prvků. Nevýhodou nestrukturálních sítí oproti strukturálním je, že body buněk nestrukturální sítě nejdou obecně jednoduše popsat jen dvěma indexy pro 2D a třemi pro 3D. Z tohoto důvodu je řešič nucen pracovat s větším objemem dat, musí použít komplexnější algoritmy řešení, a tím narůstá výpočetní čas ve srovnání se

strukturálním typem sítě. Zásadním problémem nestrukturálních sítí je u trojúhelníkových a čtyřstěnných buněk. Ty jsou neefektivní v rozlišení stěnových okrajových podmínek a podchycení mezní vrstvy. [27] Pro správné zachycení gradientu rychlosti vyskytujícím se v mezní vrstvě se používá lokálního zjemnění sítě směrem ke stěně obtékaného profilu. (obr. č. 15)

#### 4.5.4 Modely turbulence

V oblasti inženýrských aplikací hraje zásadní roli turbulentní proudění. Pro potřeby CFD je důležité znát základní modely turbulence a správně volit vhodný model s ohledem na řešený problém. Je možné řešit Navier-Stokesovy rovnice pro proudící kapalinu i přímo bez uvažování jakéhokoliv modelu turbulence. Tento přístup se nazývá přímá numerická simulace (DNS – Direct Numerical Simulation). Vyžaduje velké množství časových kroků a velmi jemnou síť. Pro inženýrské aplikace je tato metoda nepoužitelná. [28] Další možností je použití metody velkých vírů (LES – Large Eddy Simulation). Tato metoda je založena na řešení vírů jako časově a prostorově závislých útvarů, které lze zachytit sítí. Vychází z předpokladu že hybnost, hmota, energie a další veličiny jsou převážně přenášeny velkými víry. Díky řešení pouze velkých vírů je možné pro tuto metodu použít hrubší síť než pro DNS a také zvolit delší časový krok. Nicméně oproti dalším modelům turbulence je optimální síť pro tento model stále příliš jemná na to, aby byla použitelná pro komplexnější inženýrské problémy. Velkou nevýhodou LES je také nutnost mít velmi jemné sítě u stěn, a to ve všech třech směrech. Měřítko, podle kterých se rozhoduje o velikosti víru, jsou u stěn v turbulentním spektru geometricky velmi malá. [29] Poslední metody modelování turbulence, které jsou zde zmíněny, jsou metody časového středování (RANS – Reynolds Averaged Navier-Stokes). Metody RANS jsou vhodné pro modelování turbulentních vírů všech velikostí. [29] Jedna z těchto metod byla použita i v této práci v CFD analýzách, proto bude modelům RANS věnována větší pozornost než ostatním. Metody RANS spočívají v časovém zprůměrování Navier-Stokesových rovnic k získání zprůměrovaných rovnic proudění kapaliny zvaných Reynoldsovi rovnice. Tyto jsou velmi podobné výchozím základním rovnicím, ale obsahují v rovnicích pro hybnost další členy nazývané jako Reynoldsova napětí. Ta jsou neznámá a je třeba je modelovat. [28] Tvar Reynoldsovy rovnice za pomoci Einsteinovy sumační symboliky je následující:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u'_i u'_j}) \quad (5)$$



Poslední člen rovnice ( $-\rho \overline{u'_i u'_j}$ ) je tenzor napětí, jehož vznik souvisí s fluktuacemi rychlosti, a jedná se právě o Reynoldsova napětí. Klasickou metodou modelování je Bousinesquova hypotéza o turbulentní viskozitě, podle které jsou Reynoldsova napětí úměrná středním gradientům rychlosti podobně, jak je tomu u vazkých napětí podle Newtonova zákona. Konstantou úměrnosti je v tomto případě turbulentní viskozita  $\mu_T$ :

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_T \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left( \rho k + \mu_T \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) \delta_{ij}$$

Kde  $k$  je kinetická energie turbulence:

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i}$$

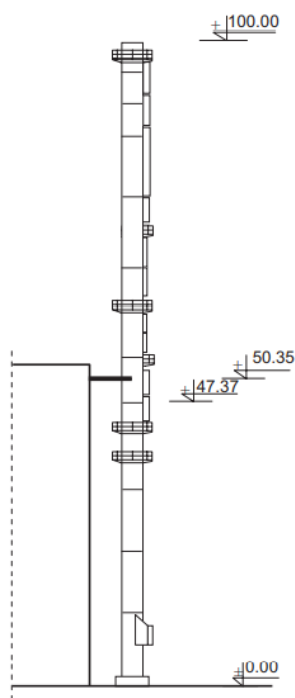
Turbulentní viskozita není vlastnost kapaliny, ale vlastnost proudění. Obecně je funkcí polohy a času. Bousinesquova hypotéza je v programu ANSYS Fluent použita v modelech  $k$ - $\varepsilon$  a  $k$ - $\omega$ . [29] Tyto modely řeší dvě dodatečné transportní rovnice (viz tab. č. 4 příklad platný pro  $k$ - $\varepsilon$  model turbulence). Turbulentní viskozita je pak vypočtena jako funkce  $k$  a  $\varepsilon$  nebo  $k$  a  $\omega$ , kde  $\omega$  je tzv. specifická disipace kinetické energie turbulence. Standardní  $k$ - $\varepsilon$  model, jehož dvě doplňkové základní rovnice byly zmíněny už v kapitole 4.4.1, má ve Fluentu dvě další modifikace a patří mezi nejdéle užívané modely turbulence, ovšem je použitelný jen při vysokých Reynoldsových číslech s dobrými výsledky ve volném proudu mimo smykové vrstvy. Má problémy se zakřivenými proudy, víry či rotací. Tento nedostatek významně doplňuje nejnovější modifikace tohoto modelu Realizable  $k$ - $\varepsilon$  model. Pokud je využíván  $k$ - $\varepsilon$  model, je doporučeno používat právě tuto poslední modifikaci. [29] Standardní  $k$ - $\omega$  model turbulence dokáže obvykle lépe predikovat záporný tlakový gradient, mezní vrstvu a odtržení mezní vrstvy. Model je celkem přesný v blízkosti stěny a s narůstající vzdáleností od stěny jeho přesnost klesá. [29] Posledním zmíněným modelem turbulence bude SST  $k$ - $\omega$  model navržený speciálně tak, aby spojil robustnost a přesnost standardního modelu  $k$ - $\omega$  v oblastech mezní vrstvy v blízkosti stěn s modelem  $k$ - $\varepsilon$ , který lépe popisuje volné proudění ve vyšší vzdálenosti od stěn. Jsou použity oba modely dohromady násobené funkcí, která je rovna jedné v blízkosti stěny, to aktivuje  $k$ - $\omega$ , v oblastech daleko od stěny je rovna nule, způsobující aktivaci  $k$ - $\varepsilon$ . Tento model je přesnější a spolehlivější pro více typů proudění. [29]

## 5 ANALYZOVANÉ OBTÉKANÉ TĚLESO

Jako modelové těleso byl uvažován ocelový komín, u něhož došlo k havárii v důsledku působení Kármánových vírů. Veškeré vstupní informace o geometrii, materiálu a povětrnostních podmínkách při havárii tohoto komínu pocházejí z článku *Cross-wind vibrations of steel chimneys—A new case history* od Kaweckého a Žuránského. [7]

### 5.1 Geometrie komínu

Ocelový komín je vysoký 100 m. Skládá se z 11 segmentů válcových skořepin s vnitřním průměrem 2.5 m. Každý segment je zakončený na obou koncích přírubou, kterou je pomocí 64 předepjatých šroubů připojen k následujícímu segmentu. Zevnitř je mezi přiléhajícími přírubami uvnitř komínu těsnicí svar, který slouží k dodatečnému spojení přírub a slouží k utěsnění tělesa komínu. Šest segmentů komínu sahajících do výšky 61.91 m má tloušťku stěny 10 mm. Tloušťka stěny sedmého segmentu je 8 mm. Následující tři segmenty mají tloušťku stěny 6 mm a poslední nejvýše položený segment má tloušťku stěny 5 mm. Komín byl ve výšce 50.35 m ukotven k přilehlé budově, způsob ukotvení autoři článku neuvádějí. Komín byl osazen čtyřmi plošinami a žebříkem viz schéma na obr. č. 16. [7]



Obr. č. 16 – Schéma analyzovaného komínu (převzato z [7])

## 5.2 Měření v místě havárie komínu

K havárii došlo 31. března roku 2003 čtrnáct dní po instalaci komínu v důsledku porušení jednoho spoje dvou segmentů, který byl nejbližší k místu, kde byl kotven komín k budově. Poškození částí přírub v daném spoji bylo opraveno a původní šrouby M16 10.9 byly na třech spojovaných částech segmentů v blízkosti kotvení nahrazeny šrouby M20 10.9. Následně byla změřena vlastní frekvence prvního vlastního tvaru na  $f_v = 0.65 \text{ Hz}$  v obou rovinách, ve kterých dochází ke kmitání komínu (pro podélný a příčný směr). [7] V průběhu několika měsíců došlo k dalšímu poškození šroubového spoje na stejném místě, což bylo zjištěno na základě opětovného měření vlastní frekvence prvního tvaru, která měla tentokrát odlišnou hodnotu v obou měřicích rovinách. [7] Výsledky tohoto měření indikovaly opět ztrátu předpětí šroubů ve stejném místě, ve kterém došlo ke ztrátě předpětí i po první havárii.

Rychlost větru v inkriminovanou dobu, kdy došlo k druhé havárii, stanovují autoři článku na základě dat meteorologické stanice Chojnice (Polsko) na 6 m/s. Druhá havárie proběhla bez očitých svědků, jelikož je datovaná přibližně do času 20:00, kdy už na místě havárie nebyly žádní lidé. [7] Autoři zřejmě záměrně neuvádí konkrétní umístění analyzovaného komínu, nicméně dle informací z článku je meteostanice Chojnice situovaná přibližně 65 km severozápadně od inkriminovaného místa s tím, že směr větru byl stanoven na 330°. [7] Na základě těchto informací s využitím satelitních map byl tento komín lokalizován v prostoru papírny na kraji města Świecie v Polsku. Komín je zobrazen na fotografii z Google Maps Street View obr. č. 17.



Obr. č. 17 – Aktuální fotografie komínu z Google Maps Street View **Je zadán**

### 5.3 Modelové zjednodušení analyzovaného komínu

Z geometrie komínu byly v CFD simulacích i v analýzách deformačně-napěťové odezvy zanedbány detaily šroubových spojů a přírub. Tyto části byly nahrazeny prstenci ze skořepin ve tvaru C profilu. Byly také zanedbány plošiny a žebřík. Protože není ve schématu zakótovaná délka příslušných segmentů, byly segmenty se stejnou tloušťkou stěny zvoleny tak, aby měly stejnou výšku a zároveň splňovaly popis komínu uvedený v článku. Pro analýzu obtékání komínu je klíčový předpoklad konstantního pole rychlosti po výšce komínu. Jedná se o zásadní zjednodušení problémové situace, protože ve skutečnosti není rychlostní pole konstantní kvůli bariérám bránícím proudění vzduchu před komínem a také kvůli viskozitě tekutiny, kvůli které se u země nachází mezní vrstva a v ní gradient rychlosti proudění. Ten naruší konstantní rozložení rychlostního pole tekutiny po výšce komínu. Předpokládá se, že ve směru proudění je před komínem volný prostor po celé jeho výšce a je zanedbána mezní vrstva na zemském povrchu v úrovni základů komínu. Díky tomuto předpokladu bylo možné modelovat proudění jako 2D problém a následně získané silové působení od účinků Kármánových vírů aplikovat na 3D modelové těleso analyzovaného komínu pro simulace pomocí metody konečných prvků (MKP).

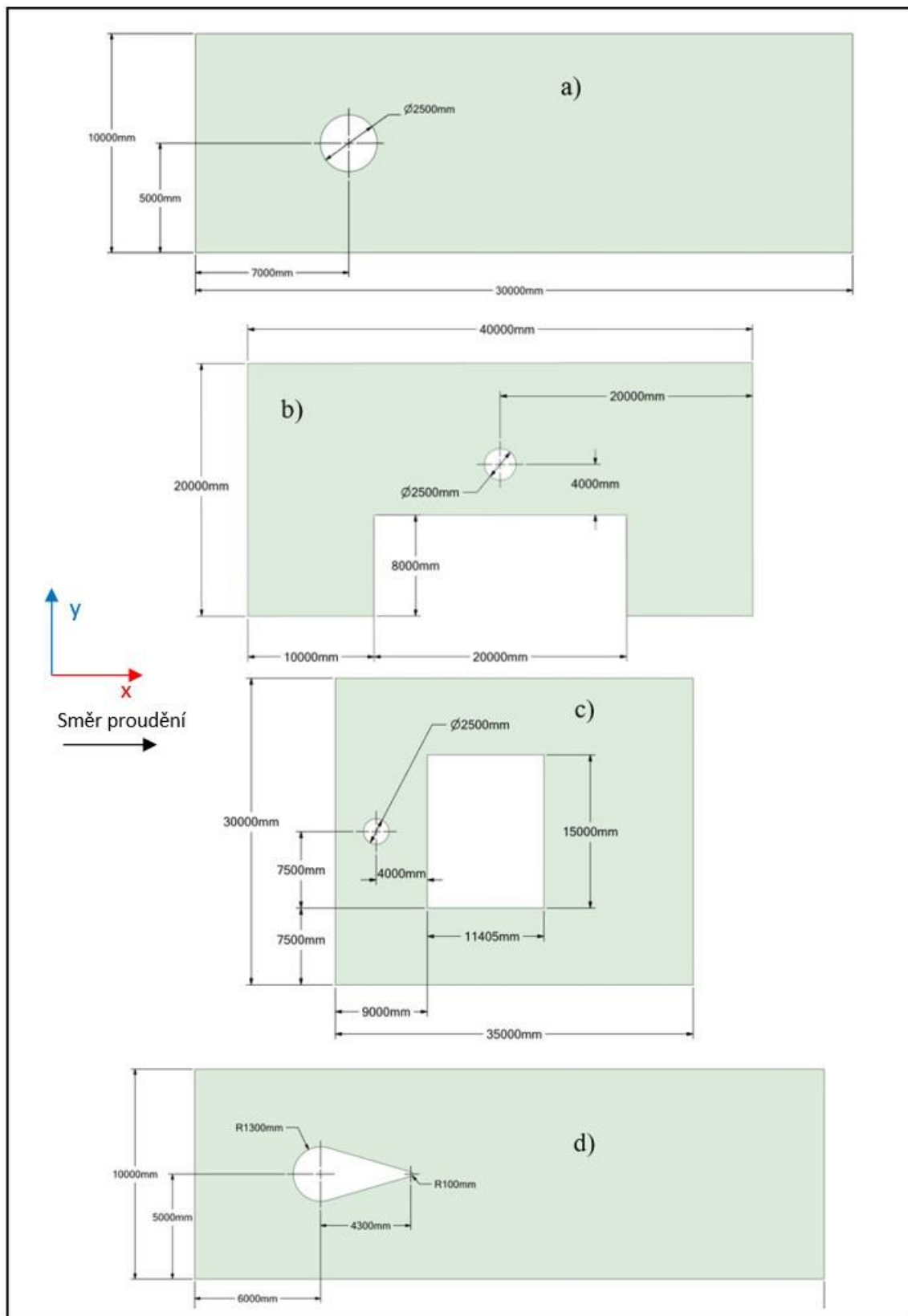
## 6 CFD ANALÝZY

CFD analýzy byly zaměřeny na modelování Kármánových vírů vznikajících v úplavu za profilem obtékaných těles. Analýza byla zaměřena na účinky Kármánových vírů na těleso, mezi které patří budící frekvence a tlakové pole působící na povrch profilu obtékaného tělesa. Analýza byla provedena pro následující případy: komín ve volném prostoru, komín u budovy (pro dva směry proudění), komín s ochranným aerodynamickým pláštěm.

### 6.1 Modely geometrie jednotlivých domén

Modely geometrie pro simulaci proudění v okolí obtékaného tělesa byly vytvořeny ve 2D, protože na této úrovni modelu bylo možné dostatečně popsat řešený problém a byla zásadně snížena časová náročnost a také nároky na hardware. Doména určená pro analýzu proudění okolo komínu ve volném prostoru je na obr. č. 18 a). Jedná se o doménu zahrnující komín jako válcové těleso o průměru 2.5 m. V rozměrech byla zanedbána tloušťka stěn segmentů komínu, jelikož tyto rozměry jsou proti vnitřnímu průměru komínu příliš malé, a tudíž zanedbatelné. Další dvě domény představují profil komínu v blízkosti přilehlé budovy. Na obr. č. 18 b) je doména pro analýzu proudění pro případ komínu u budovy se směrem proudění rovnoběžně s delší stěnou budovy. Vzdálenost komínu od budovy byla odhadnuta na základě schématu komínu na obr. č. 16. Umístění komínu do úrovně středu delší stěny budovy a šířka budovy byly zvoleny náhodně, z důvodu nejasných informací o skutečném umístění komínu. Další doména obr. č. 18 c) je určena pro analýzu proudění kolem komínu s přilehlou budovou pro proudění ve směru kolmo na stěnu budovy. Poslední doménu tvoří profil aerodynamického pláště obr. č. 18 d). Plášť byl zvolen ve tvaru symetrické „kapky“. Symetrie je důležitá z hlediska eliminace vztlakových sil. Protážení profilu pláště („kapky“) bylo navrženo delší z důvodu možnosti otáčení profilu do směru proudění vzduchu pouze vlivem působícího větru. Tím by teoreticky odpadla nutnost použití pohonů pro natočení tělesa ochranného pláště do požadované polohy vůči směru působení větru. Odpadlo by tím i použití aktivního prvku, který by natočení pláště pomocí pohonu musel řídit. Možným rizikem protážení profilu by mohlo být samobuzené kmitání způsobené aerodynamickými silami, které vznikají na povrchu obtékaného tělesa v důsledku jeho pohybu v proudu vzduchu. Tento typ samobuzeného kmitání se nazývá flutter. [31] Co se týče zakončení profilu byla volena imperfekce v podobě velkého rádiusu na konci profilu, a to z toho důvodu, že v reálné situaci není možné při takových rozměrech tělesa docílit dokonale špičatého konce. Díky této imperfekci je analyzována geometrie pláště s nejhorším možným zakončením jeho profilu, a je tak analyzován nebezpečnější případ, než kdyby nebyla uvažována žádná imperfekce. Zbývá jenom dodat, že

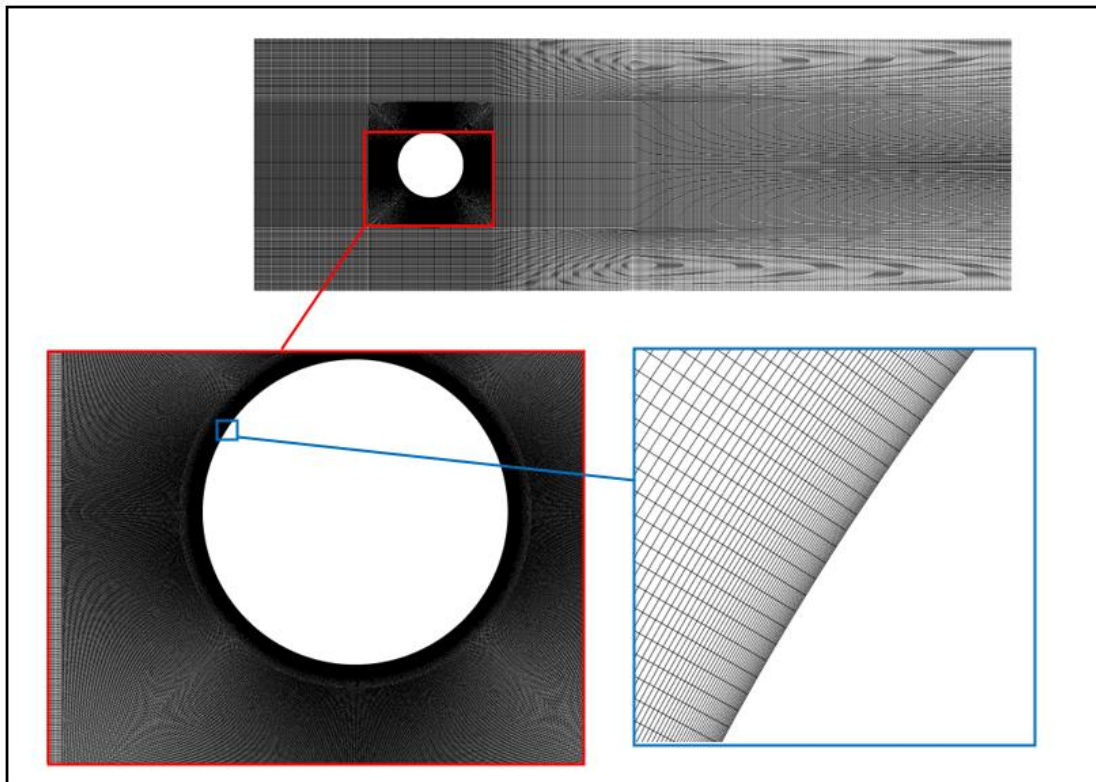
při dokonale ostrém zakončení profilu víry v úplavu za profilem ochranného pláště vůbec nevznikly.



Obr. č. 18 – Geometrie jednotlivých domén a) volný komín v prostoru; b) komín vedle budovy; c) komín před budovou; d) volný aerodynamický plášť v prostoru

## 6.2 Diskretizace domén

Diskretizace jednotlivých domén byla provedena v programu ANSYS Workbench v modulu Meshing. Kvůli splnění požadavků na adekvátní přesnost analýzy musela síť konečných objemů v CFD obsahovat zjemnění směrem k plochám, kde se nachází mezní vrstva, tak aby byl dostatečně podchycen gradient rychlosti v rámci mezní vrstvy (viz obr. č. 19). Dále bylo nutné klást důraz na kvalitu jednotlivých buněk sítě a minimalizovat jejich skosení, opět z důvodu lepší přesnosti, ale také z důvodu rychlejší konvergence řešení. Byla provedena ruční dekompozice domén a aplikováno příslušné dělení, aby byly splněny výše zmíněné předpoklady pro kvalitní síť do CFD analýz. Na všech doménách byla vytvořena mapovaná strukturální síť. Příklad sítě pro doménu volného komínu v prostoru je uveden na obr. č. 19.



Obr. č. 19 – Příklad sítě a zjemnění směrem k ploše profilu

Na obr. č. 19 je vidět, že buňky sítě u povrchu byly již dost zdeformované, ale to v tomto případě není podstatné, protože malé víry, které by mohly vznikat u povrchu profilu nejsou na úrovni velkých vírů, které byly objektem zájmu v těchto simulacích. Počet buněk sítě a jejich

uzlů byl limitován studentskou licencí programu ANSYS Fluent. Údaje o velikostech jednotlivých sítí jsou uvedeny v tab. č. 6.

Tab. č. 6 – Statistika počtu buněk a uzlů jednotlivých sítí

<i>Doména</i>	<i>Počet buněk</i>	<i>Počet uzlů</i>
<i>Volný komín v prostoru</i>	427 680	1 286 328
<i>Komín vedle budovy</i>	380 000	1 143 480
<i>Komín před budovou</i>	129 275	390 172
<i>Volný aerodynamický profil v prostoru</i>	252 500	760 000

### 6.3 Model materiálových vlastností proudícího média a model turbulence

Jako médium byl uvažován vzduch za konstantní teploty 20° C. Materiálové charakteristiky jsou uvedené v tab. č. 7.

Tab. č. 7 – Materiálové vlastnosti tekutiny

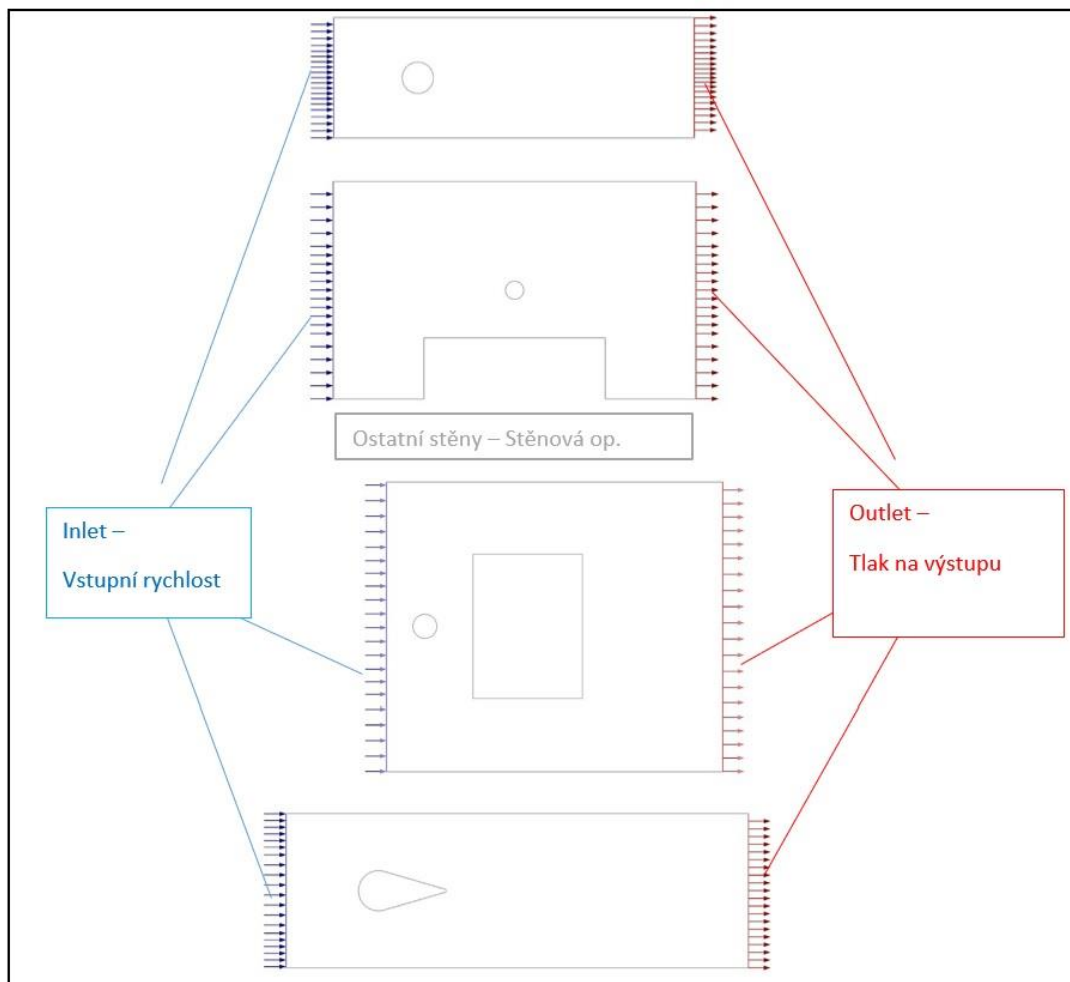
<i>Tekutina</i>	<i>Hustota [kg.m<sup>-3</sup>]</i>	<i>Viskozita [Pa.s]</i>
<i>Vzduch</i>	1.45	1.71*10 <sup>-5</sup>

Podle rozměrů obtékaných profilů a předpokládaných rychlostech proudění vyjdou všechna Reynoldsova čísla (podle vztahu (1) z kapitoly 4.4.2) vyšší než  $4 \times 10^6$ . Z toho plyne, že ve všech výpočtech je potřeba počítat s turbulentním prouděním v transkritické oblasti. Model turbulence byl zvolen SST k- $\omega$ , který je dostatečně robustní na to, aby popsal proudění v blízkosti mezní vrstvy u profilu a zároveň dobře popíše volný proud v úplavu za profilem.



## 6.4 Model okrajových a počátečních podmínek

Na obr. č. 20 je zobrazeno na jaké části jednotlivých domén byly aplikovány příslušné okrajové podmínky. V tab. č. 8 jsou pak uvedeny hodnoty okrajových podmínek pro jednotlivé části domény. U všech okrajových podmínek na vstupu krom hodnot rychlostí uvedených v tab. č. 8 byly uvažovány v základním nastavení hodnoty intenzity turbulence na 5 % a poměr turbulentní viskozity na 10 [-]. U všech okrajových podmínek na výstupu bylo kromě předepsaného nulového tlaku povoleno zpětné proudění do domény. Podmínka wall předepsaná na stěny domény u volného prostoru není z fyzikálního hlediska totožná s realitou. Bylo však zjištěno, že domény s volnými tělesy v prostoru jsou dostatečně široké na to, aby jejich stěny neovlivňovaly rychlostní pole v okolí profilu obtékaného tělesa.



Obr. č. 20 – Okrajové podmínky u jednotlivých domén

Tab. č. 8 – Okrajové podmínky u jednotlivých domén

<i>Doména</i>	<i>Počet analýz</i>	<i>Op. na vstupu (Inlet boundary condition) – rychlosti proudění [m.s<sup>-1</sup>]</i>	<i>Op. na výstupu (Outlet boundary condition) Tlak [Pa]</i>
<i>a) Volný komín v prostoru</i>	<i>8</i>	<i>5;6;10;15;20;25;30;35</i>	<i>0;0;0;0;0;0;0;0</i>
<i>b) Komín vedle budovy</i>	<i>1</i>	<i>6</i>	<i>0</i>
<i>c) Komín před budovou</i>	<i>1</i>	<i>6</i>	<i>0</i>
<i>d) Volný aerodynamický plášť v prostoru</i>	<i>8</i>	<i>5;6;10;15;20;25;30;35</i>	<i>0;0;0;0;0;0;0;0</i>

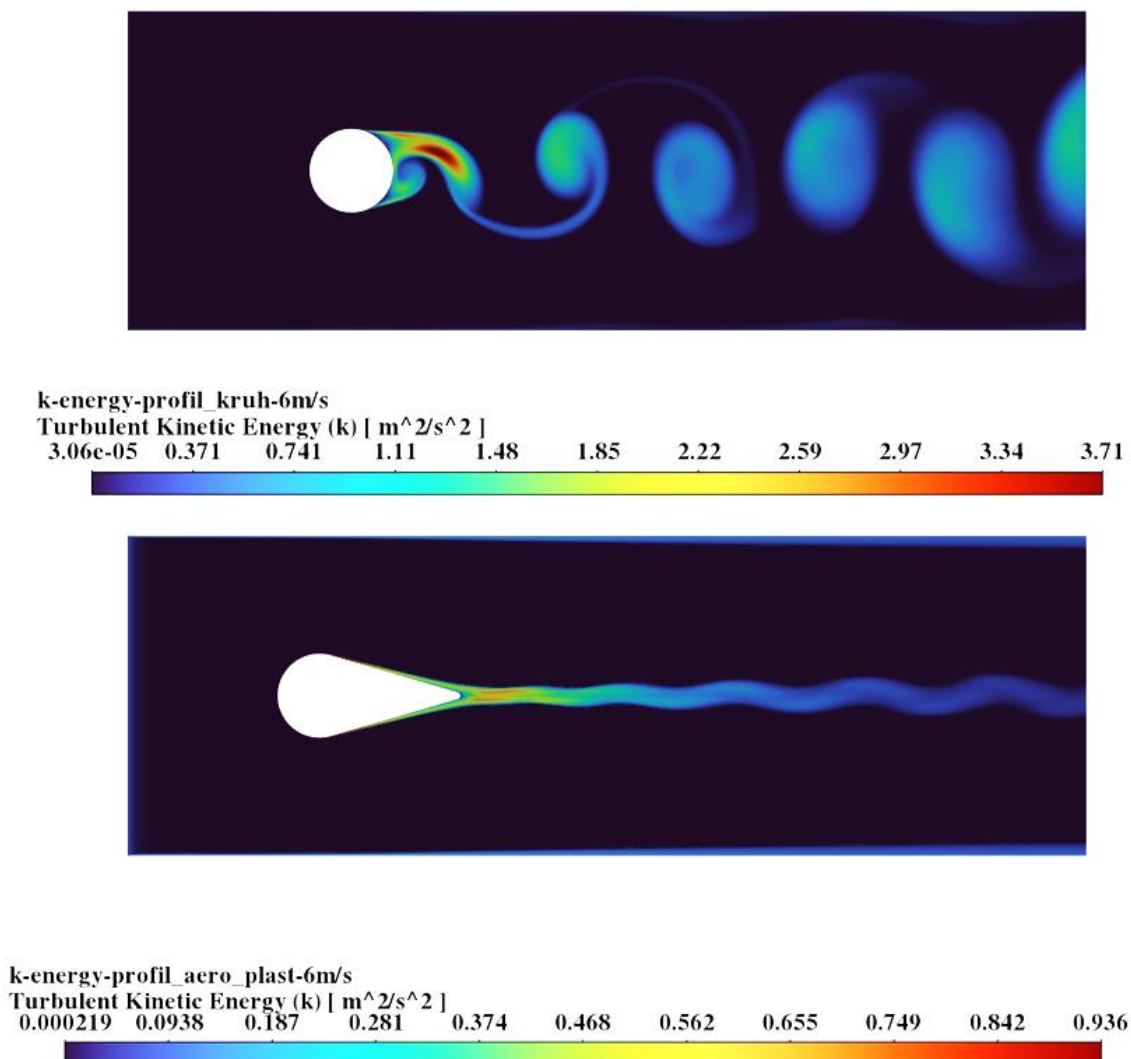
## 6.5 Realizace numerických simulací

Všechny vygenerované sítě byly pro jednotlivé analýzy importovány do programu ANSYS Fluent, kde byly všechny CFD simulace realizovány. Numerickými simulacemi bylo nejdříve řešeno ustálené stacionární proudové pole, které přešlo do transientní analýzy. Poté byl nastaven poměrně vysoký časový krok výpočtu u transientních úloh, který se s ohledem na hodnotu reziduí snižoval. Cílem bylo dosáhnout v relativně krátkém čase nestabilit v proudu kapaliny vedoucím ke vzniku Kármánových vírů. Během výpočtu bylo sledováno výsledné silové působení na obtékaný profil ve směru a kolmo na směr proudu vzduchu, čímž byl kontrolován stav ustáleného odtrhávání. Jakmile byl průběh těchto sil ustálený (po sobě následující amplitudy zatížení měli stejnou velikost), simulace byla považována za dokončenou a přešlo se ke zpracování výsledků. Díky bezproblémové konvergenci nebylo zasahováno do výchozího nastavení řešiče. Residua po ukončení simulace byly pod hodnotou  $10^{-3}$ , což je bráno jako přijatelná přesnost.

## 6.6 Výsledky CFD analýz

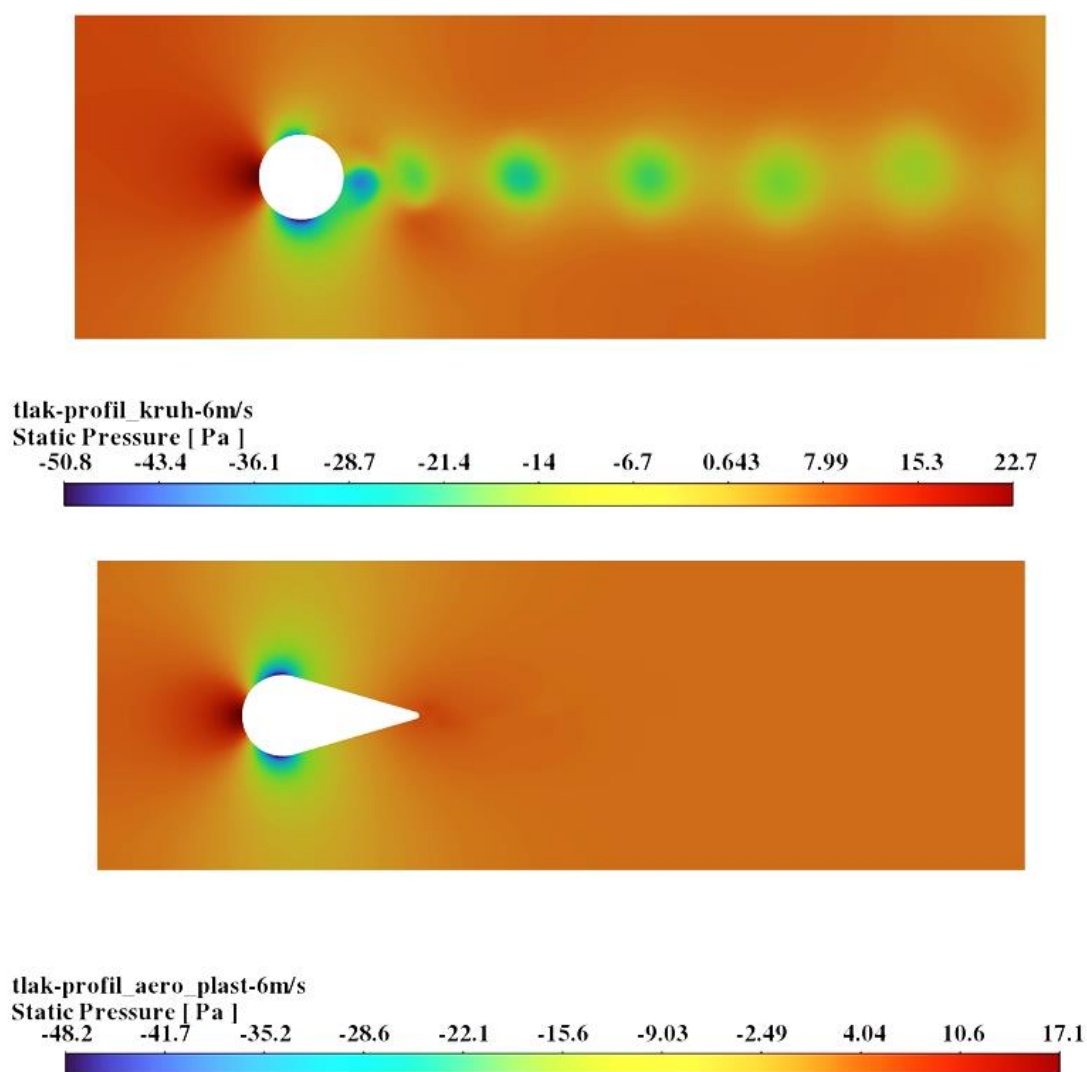
### 6.6.1 Komín vs. aerodynamický plášť ve volném prostoru

Bylo provedeno 8 analýz pro různé rychlosti proudění v rozsahu 5–35 m.s<sup>-1</sup>. Nejlepší možností, jak zobrazit vzniklé víry v úplavu za profilem, je vykreslení hodnot kinetické energie turbulence  $k$  (na obr. č. 21 pro rychlost 6 m.s<sup>-1</sup>). Je patrné, že díky použití ochranného pláště je kinetická energie turbulence mnohem nižší. I velikost vzniklých vírů v úplavu je mnohem nižší v případě aerodynamického pláště než u kruhového profilu komínu.



Obr. č. 21 – Pole kinetické energie turbulence pro profil kruhu a pláště při rychlosti proudění 6 m.s<sup>-1</sup>

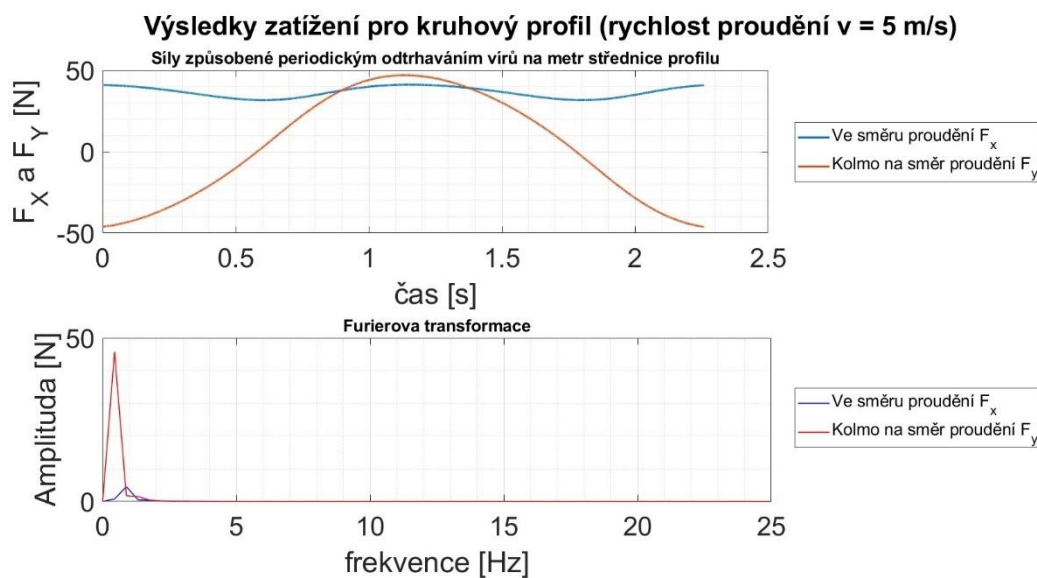
Dle očekávání došlo použitím aerodynamického pláště k redukcí zatížení způsobeného tlakovým polem. To lze pozorovat na výsledku pole statického tlaku na obr. č. 22, kde hodnota maximálního tlaku je u pláště nižší než u kruhu. Zásadní jsou ovšem rozdíly v tlakovém poli okolo profilu, kdy u pláště je toto pole symetrické, a tudíž nedojde v důsledku nerovnováhy tlakového pole k buzení v příčném směru. Se vzrůstající rychlostí proudění ještě více narůstá rozdíl mezi maximální hodnotou tlaku, a to ve prospěch ochranného pláště.



Obr. č. 22 – Pole statického tlaku pro profil kruhu a pláště při rychlosti proudění

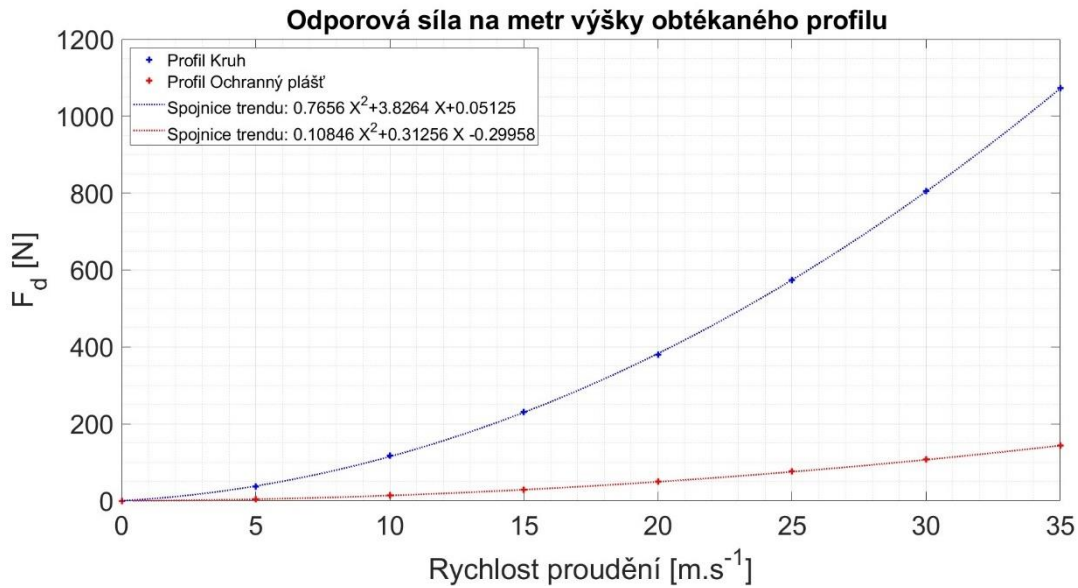
$6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

Výše uvedené výsledky platí pro rychlost proudění  $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Aby bylo možné porovnat chování kapaliny v okolí obtékaného profilu tělesa u jednotlivých řešených variant za různých povětrnostních podmínek, bylo realizováno v tomto případě několik CFD analýz při různých rychlostech proudění. Byly určeny síly působící na analyzované profily ve směru proudění vzduchu a kolmo na tento směr. Z průběhů sil byla pomocí rychlé Furierovy transformace určena frekvence působení těchto sil. Příklad silového působení je na obr. č. 23, kde je uveden průběh působících sil v příslušných směrech a frekvenční odezva z Furierovy transformace pro rychlost proudění  $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  u kruhového profilu. Z výsledků je patrné, že síly působící v podélném směru mají skutečně frekvenci dvojnásobnou v porovnání se silami působícími v příčném směru s tím, že hodnota příčné síly  $F_y$  osciluje kolem nulové hodnoty a hodnota síly ve směru proudu  $F_x$  kolem hodnoty odporové síly  $F_D$ .



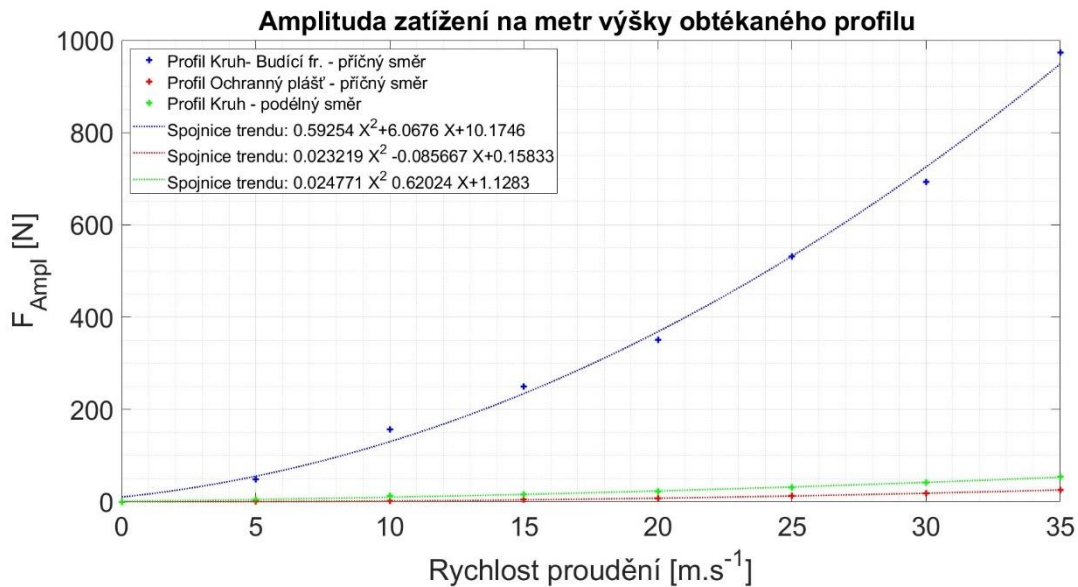
Obr. č. 23 – Vyhodnocení velikosti amplitudy a frekvence sil působících na obtékané těleso

Na obr. č. 24 je vykreslena hodnota odporových sil v závislosti na rychlosti proudění pro profil komínu a profil ochranného pláště. Je zde jasně vidět, že ochranný profil snižuje odporovou sílu, u vyšších rychlostí proudění až osminásobně.



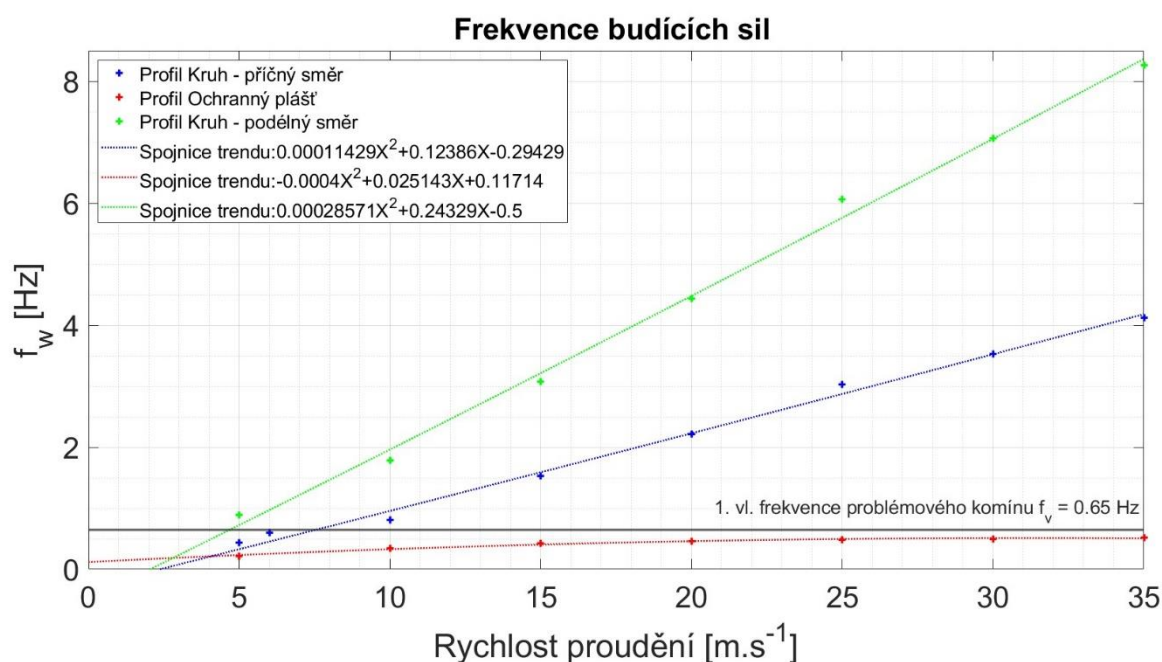
Obr. č. 24 – Odporová síla v závislosti na rychlosti proudícího média

Na obr. č. 25 je závislost velikosti amplitudy silového působení v jednotlivých směrech pro komín s ochranným pláštěm a pro komín bez ochranného pláště. Zde lze opět pozorovat významné snížení amplitudy v případě komínu s ochranným pláštěm, což je i z hlediska únavové životnosti velmi příznivý stav.



Obr. č. 25 – Velikost amplitudy silového působení v závislosti na rychlosti proudícího média

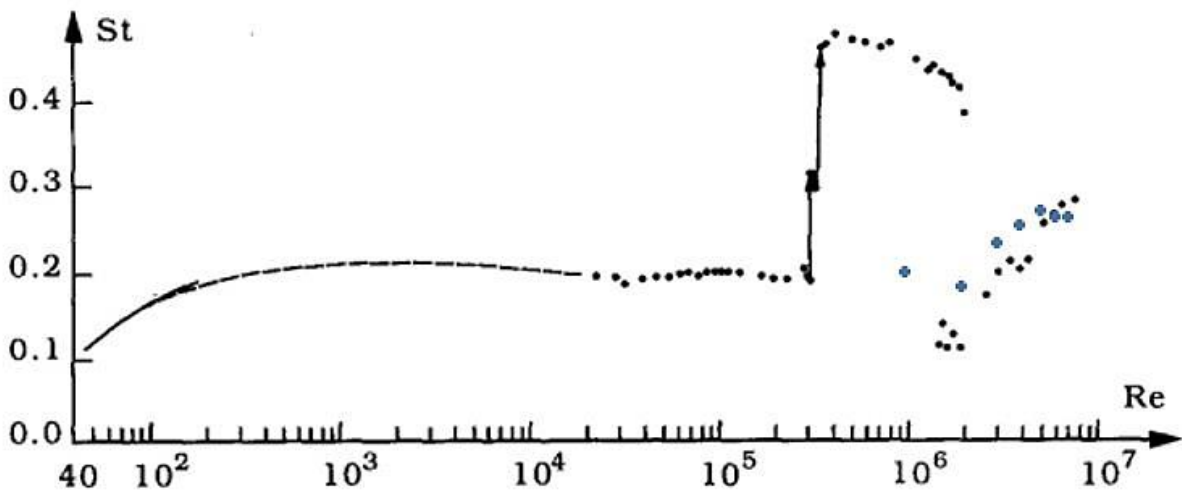
Na obr. č. 26 je vykreslena závislost frekvence zatížení na rychlosti proudění vzduchu. U válcového tělesa je pro rychlosti 5–35 m.s<sup>-1</sup> rozsah budících frekvencí 0.42–8 Hz, to je pro tělesa jako je ocelový komín poměrně široký rozsah, ve kterém lze najít více vlastních tvarů kmitavého pohybu, a tudíž je zvýšené riziko vzniku rezonančního stavu. U ochranného pláště je tento frekvenční rozsah stanoven na 0.3–0.52 Hz, to je mnohem nižší rozsah a jde dost dobře navrhnout konstrukci komínu tak, aby žádný vlastní tvar svou frekvencí nebyl v tomto intervalu. Dále je třeba poznamenat, že prezentované výsledky platí pro profil ochranného pláště s výraznou imperfekcí na jeho konci. U profilu s ideálním ostrým zakončením k žádnému odtrhávání nedocházelo. Poslední důležitá informace zjištěná z výpočtů proudění okolo profilu komínu ve volném prostoru je následující: frekvence odtrhávání vírů při rychlosti proudění z článku pojednávajícím o havárii (6 m.s<sup>-1</sup>) je rovna 0.67 Hz s přihlédnutím k tomu, že naměřená vlastní frekvence komínu v inkriminovaném období činila 0.65 Hz, je vysoce pravděpodobné, že k rezonančnímu stavu skutečně došlo při této rychlosti větru.



Obr. č. 26 – Frekvence sil působících na obtékané těleso ochranného pláště a válcové těleso v závislosti na rychlosti proudícího média

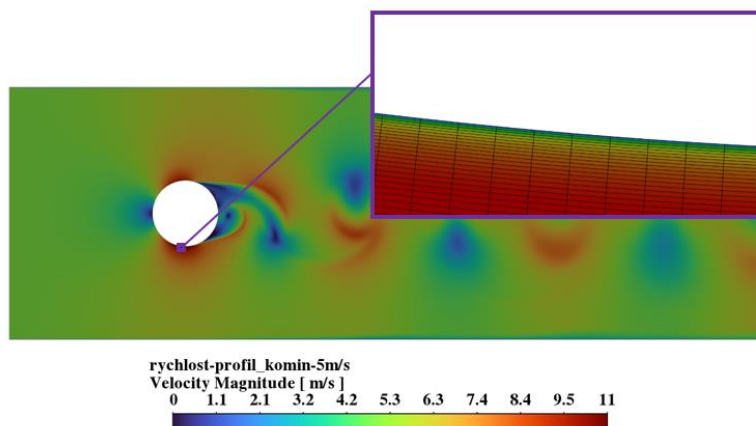


Validace výsledků CFD analýz byla provedena srovnáním s obr. č. 27. Na tomto obrázku jsou vyneseny experimentálně určené závislosti Strouhalova čísla na číslu Reynoldsovu u obtékaných válcových těles. V rámci validace výsledků byla srovnávána experimentálně určená závislost se závislostí určenou z výsledků numerické simulace proudění v případě komínu ve volném prostoru (tato závislost byla také doplněna do obr. č. 27). Na obr. č. 27 je vidět, že v transkritické oblasti výsledky simulací odpovídají experimentálním datům. U profilu ochranného pláště nebyla závislost  $St$  na  $Re$  experimentálně prověřena, a tedy není žádná jiná možnost, jak výsledky validovat. Díky úspěšné validaci výsledků CFD analýz u komínu ve volném prostoru byla však předpokládána správnost numerických simulací i v analýzách ostatních případů pro těleso ochranného pláště. Numerické simulace byly totiž ve všech případech realizovány stejným způsobem jako v případě komínu ve volném prostoru a při jejich realizaci se vycházelo ze stejných vstupních předpokladů a také ze stejných zásad diskretizace domény. V případě ověření adekvátní přesnosti výsledků v rámci mezní vrstvy lze ukázat na obr. č. 28, že gradient rychlosti jde přes více než jednu buňku sítě, což je indikátorem správně podchycené oblasti mezní vrstvy.



Obr. č. 27 – Experimentálně určené závislosti Strouhalova čísla na Reynoldsovu číslu pro válcové těleso. Doplněno o hodnoty získané numerickými simulacemi proudění (modré +). (Převzato a upraveno z [14])

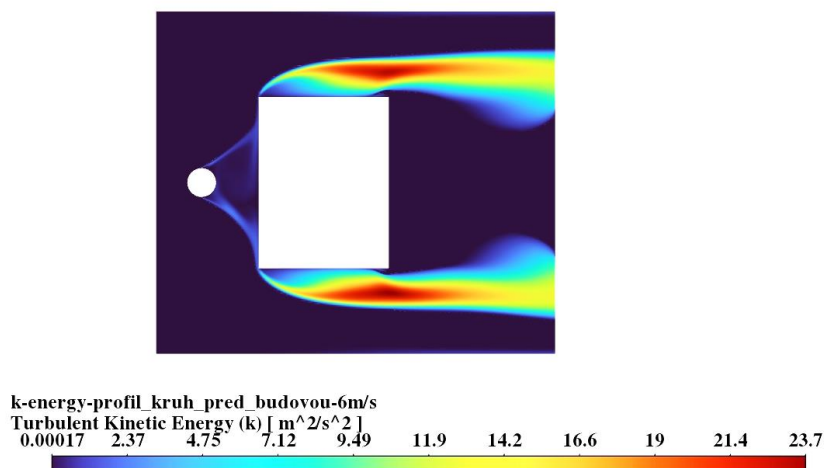




Obr. č. 28 – Ukázka podchycení gradientu rychlosti v mezní vrstvě u povrchu profilu kruhového průřezu

### 6.6.2 Komín u budovy

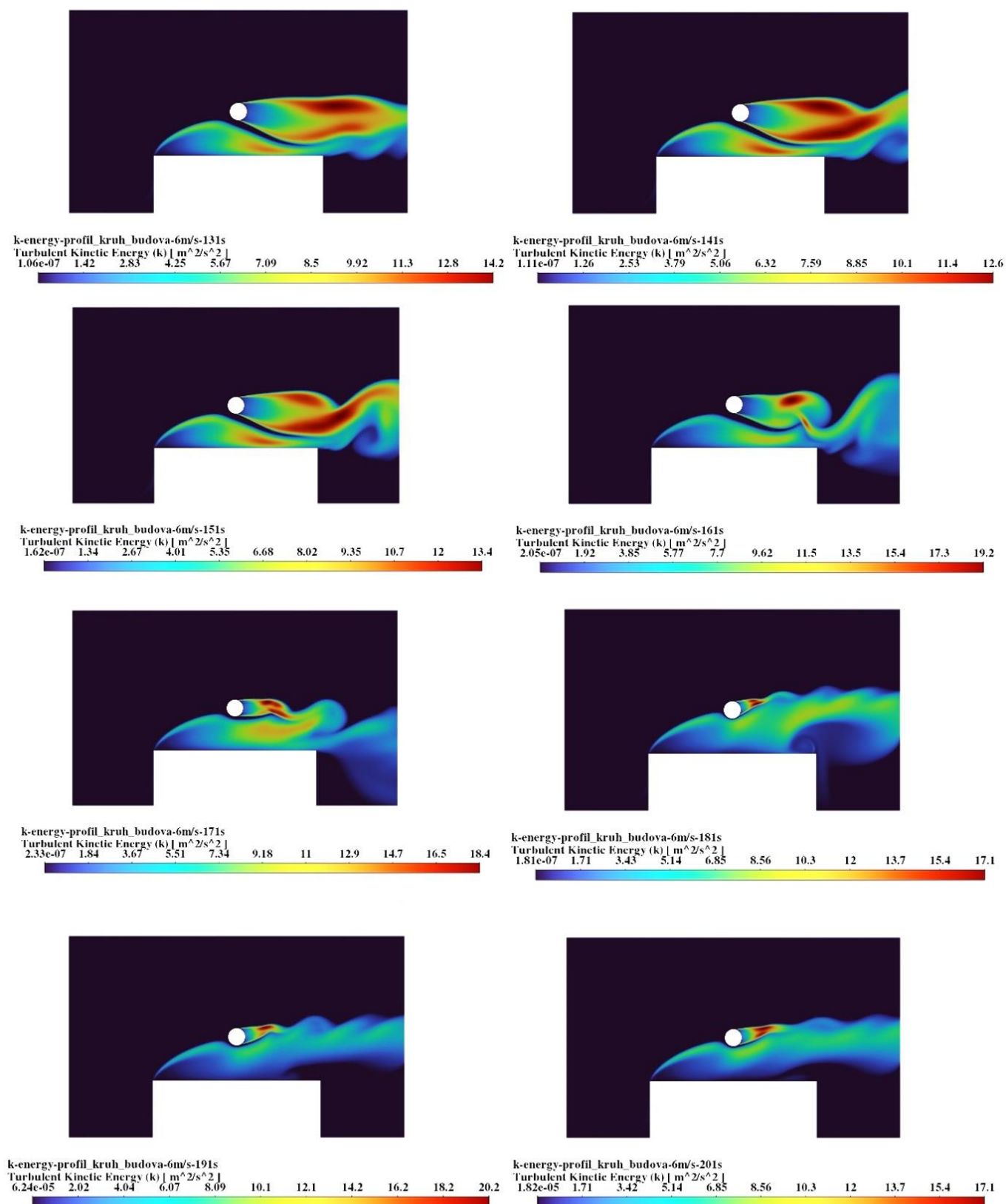
V analyzovaném případě komínu před budovou nedošlo k žádnému odtržení vírů a komín je zatížen pouze odporovou silou viz obr. č. 29.



Obr. č. 29 – Pole kinetická energie turbulence pro doménu představující komín před budovou ve směru proudění

V rámci analýzy případu komínu vedle budovy docházelo během přechodového děje před jeho ustálením k několika změnám velikosti kinetické energie turbulence a tvaru vírů v úplavu za profilem komínu. Celý přechodový děj je zobrazen v čase na obr. č. 30, kde jsou uvedeny výsledky kinetické energie turbulence. Je také důležité, že v porovnání s komínem ve volném prostoru je tlakové pole kolem profilu komínu u stěny budovy vyšší až trojnásobně. Po ustálení přechodového děje dojde k natočení směru odtrhávání Kármánových vírů od stěny budovy, jak je uvedeno na schématu obr. č. 13 v kapitole 4.4.4 rešeršní části. Data z CFD analýz

budou dále v podobě tlakového pole působícího na plochu profilu přeneseny do 3D výpočtů v programu ANSYS Mechanical APDL, kde bude určena deformačně-napěťová odezva komínu na účinky Kármánových vírů.



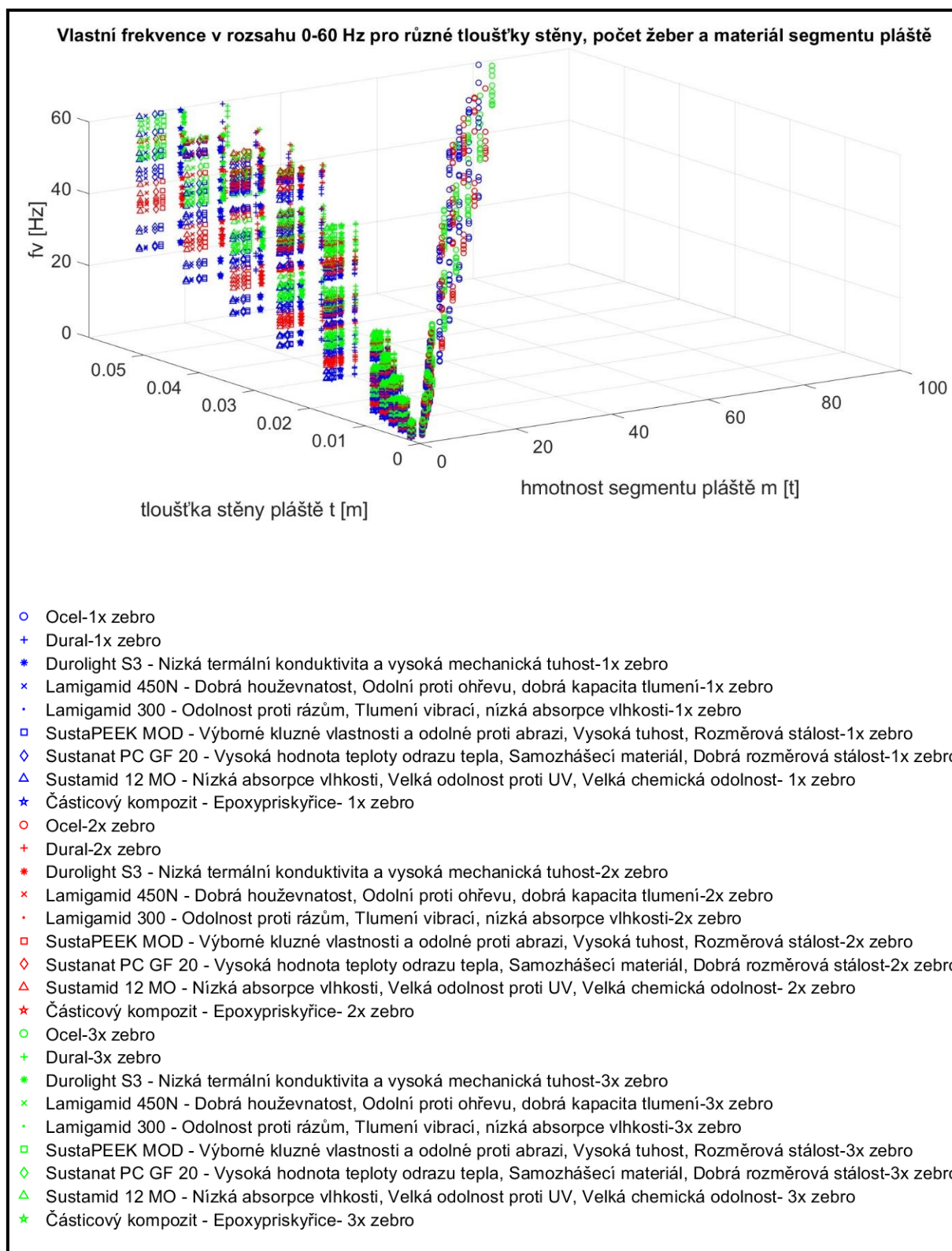
Obr. č. 30 – Vývoj proudění u komínu vedle budovy v průběhu 70 sekund přechodového děje v čase 131s–201s. V čase před 131s nedocházelo k výrazným změnám kinetické energie turbulence. V čase nad 201s skončil přechodový děj. Zobrazeny výsledky pole kinetické energie turbulence v čase.

## 7 DEFORMAČNĚ-NAPĚŤOVÁ ANALÝZA KOMÍNU

Pro pochopení událostí vedoucích k havárii analyzovaného komínu a návrh opatření zamezující opakování této havárie byly vytvořeny následující výpočtové modely: komín ukotvený k přilehlé budově s aerodynamickým ochranným pláštěm a bez něj. Kvůli prověření možnosti instalace analyzovaného komínu bez kotvení k přilehlé budově byly vytvořeny následující výpočtové modely: komín volně stojící v prostoru s ochranným aerodynamickým pláštěm a bez ochranného pláště. Na všech modelech byla provedena deformačně-napěťová analýza.

### 7.1 Model materiálových vlastností částí komínu

Ve všech analýzách byl uvažován materiál komínu jako nerezová ocel. V článku popisujícím problémovou geometrii nebyla zmínka o konkrétním materiálu ocelových segmentů tvořících komín. Byl tedy použit lineární isotropický materiál s vlastnostmi nerezové oceli, protože se dá očekávat vzhledem k provozu, kde je komín instalován (papírna), velmi agresivní prostředí. Skutečnou výzvou byla volba materiálu ochranného pláště. Zde se střetávalo několik základních požadavků: nízká měrná hmotnost, dostatečná tuhost, nehořlavost, chemická stálost, teplotní odolnost a samozřejmě nízká cena. Příklad analýzy vhodného typu materiálu na základě modálních vlastností segmentu pláště je uveden na obr. č. 31. Graf na obr. č. 31 zobrazuje vlastní frekvence jednoho segmentu v rozsahu 0–60 Hz v závislosti na materiálu, počtu žebry, tloušťky  $t$  [m] stěny segmentu pláště a hmotnosti  $m$  [t]. Cílem této analýzy bylo najít vhodný materiál a zvolit vhodnou tloušťku stěny segmentu pláště tak, aby byla hmotnost segmentu co nejnižší při zachování co nejmenšího počtu vlastních tvarů v rozsahu budících frekvencí 0–60 Hz a zároveň aby byla co nejvyšší hodnota první vlastní frekvence (minimálně nad 1 Hz, aby byla tato hodnota mimo rozsah budících frekvencí na profilu pláště stanovený CFD analýzou na 0–0.52 Hz). Na základě výše uvedených požadavků a výsledků analýz modálních vlastností jednoho segmentu pláště byl zvolen kompozitní materiál na bázi epoxy pryskyřice s vyztužením žebry z hliníkové slitiny. Rešeršní studie dalších možných materiálů pláště je nad rámec cílů této práce a nebyl jí věnován další prostor. Výsledky deformačně-napěťových analýz poskytnou další poznatky, na jejichž základě bude možné zvolit vhodný materiál ochranného pláště. Jednotlivé modely materiálů použitých ve výpočtech jsou včetně jejich mechanických vlastností uvedeny v tab. č. 9. [30] [31] [32]



*Obr. č. 31 – Studie vlivu použitého materiálu na modální vlastnosti jednoho segmentu ochranného pláště*

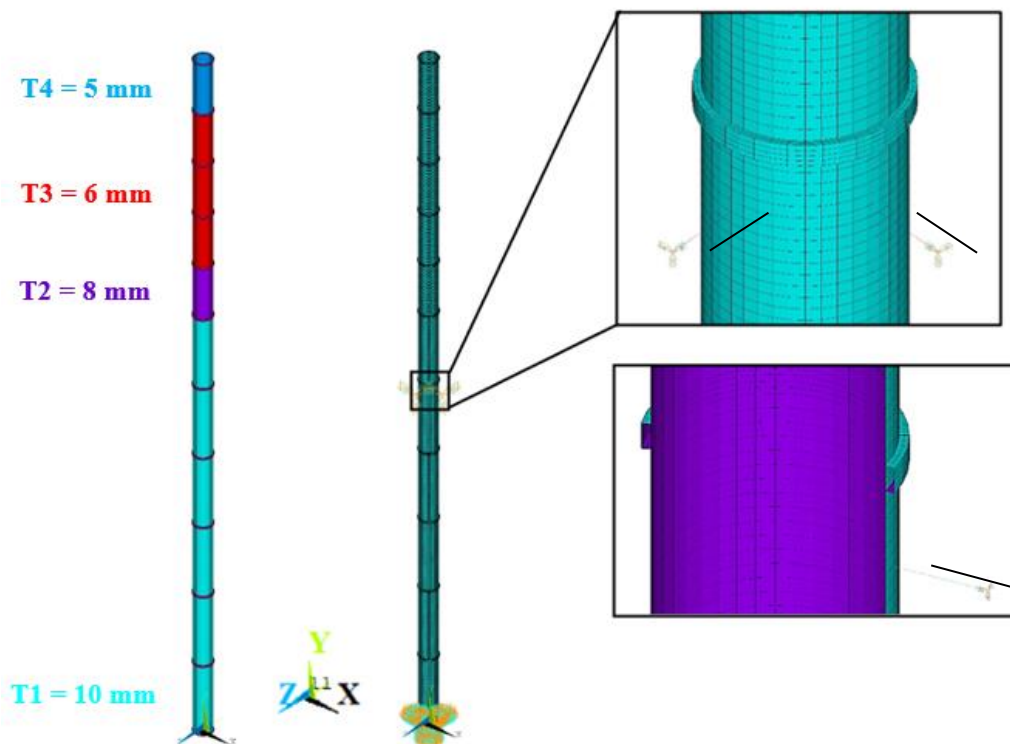
Tab. č. 9 – Mechanické vlastnosti použitých materiálů

Materiál	E [MPa]	$\mu$ [-]	Hustota [kg.m <sup>-3</sup> ]	Rp <sub>02</sub> [MPa]	Rm [MPa]	Aplikace
Nerezová ocel 1.4550	200000	0.3	7850	200	510	Segmenty komínu
Durostone – Epoxy-pryskyřice-EPC 203	23000	0.3	1850	350	Není k dispozici	Ochranný plášť
Hliníková ocel EN AW 2024	70000	0.33	2770	290	420	Výstužná žebra pláště

## 7.2 Model geometrie

### 7.2.1 Komín kotvený k budově

Geometrie komínu odpovídá rozměrům analyzovaného komínu uvedeným v kapitole 5.1. Geometrie je včetně diskretizace uvedena na obr. č. 32.



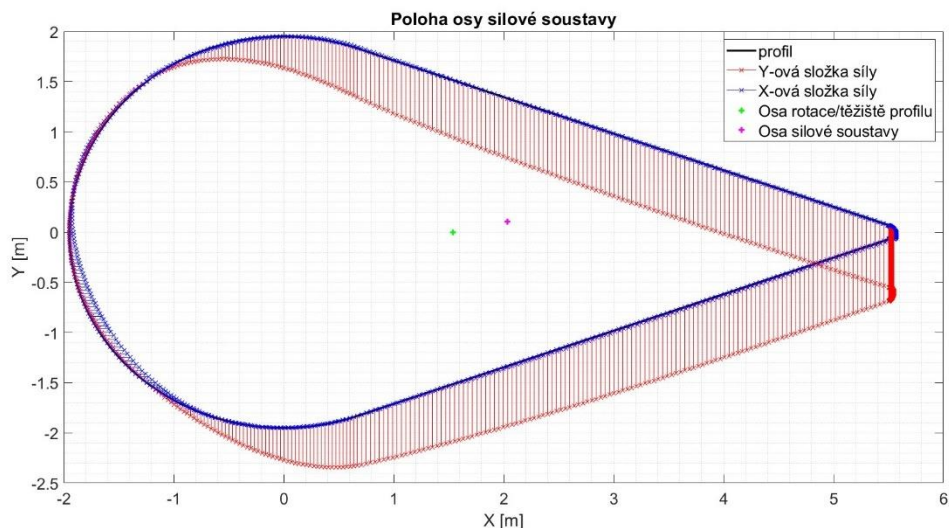
Obr. č. 32 – Model geometrie komínu kotveného k přilehlé budově

Celý komín byl modelován za použití skořepinových prvků. Konkrétně byl použit skořepinový lineární prvek SHELL181. Tloušťka stěn těchto skořepin byla nastavena dle obr. č. 32 tak, aby byl vždy dodržen vnitřní průměr komínu 2.5 m. Jediná informace uvedená

v článku [7] týkající se uchycení komínu byla výška, ve které je uchycení realizováno. Způsob uchycení nebyl znám. Z toho důvodu byl úchyt realizován pomocí dvou prvků COMBIN14 (představující pružinu o známé tuhosti) umístěných ve výšce 50.35 m a orientovaných do směrů osy X a Z. Hodnota této tuhosti byla stanovena na 2714714.869 N.m<sup>-1</sup>. Stanovení tuhosti proběhlo pomocí užití modálních analýz a optimalizace zlatým řezem tak, aby model komínu měl vlastní frekvenci na prvním vlastním tvaru  $f_v = 0.65$  Hz, což je hodnota změřená na reálném komíně (viz kap. 5.2). Pomocí tohoto „naladění“ byly zajištěny stejné podmínky pro odezvu, jakou měl v provozu problémový komín, a bylo tak kompenzováno zjednodušení geometrie přírubových spojů a dalších odchylek od reálného provedení. (viz kap. 5)

### **7.2.2 Komín s ochranným pláštěm kotvený k budově**

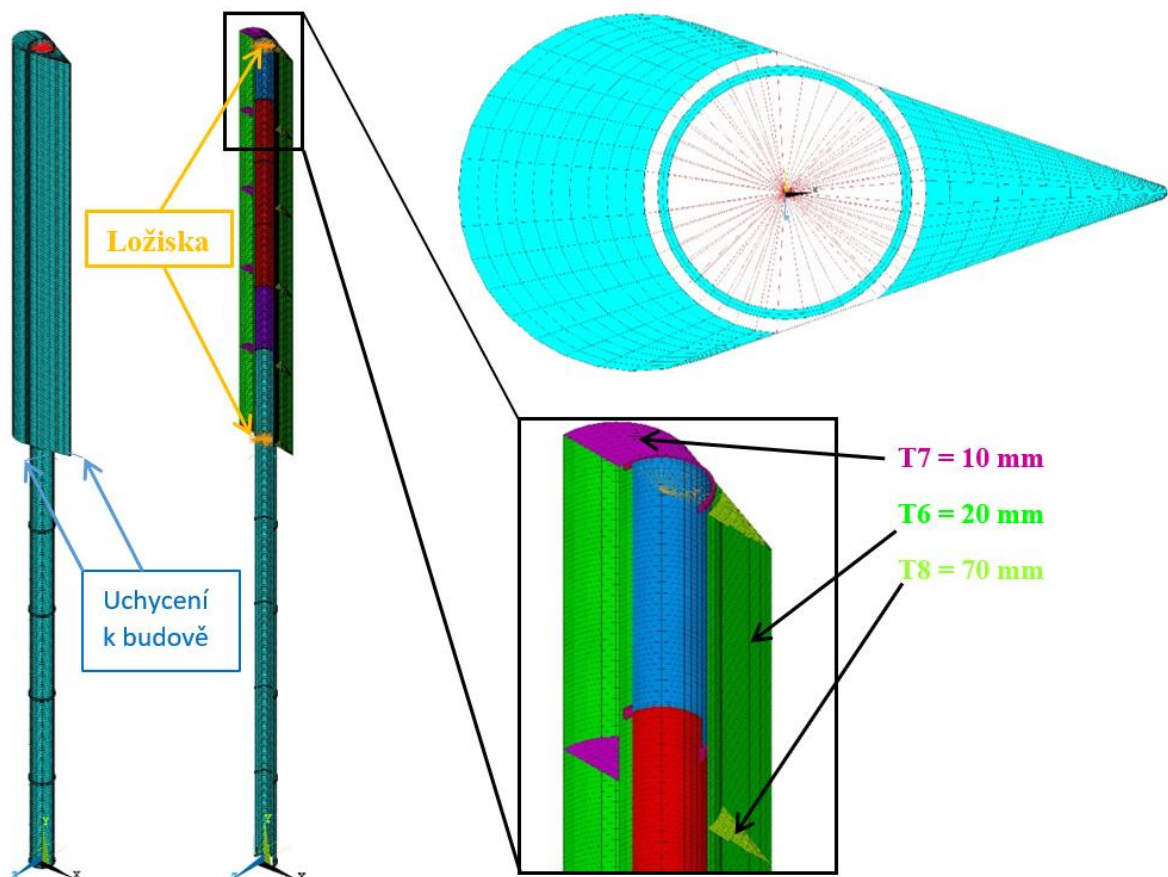
K analýze tohoto případu byl použit předchozí model geometrie i stejná síť kvůli porovnání výsledků. Jediným rozdílem bylo rozšíření modelu o ochranný aerodynamický plášť. Bylo provedeno velké množství simulací a otestováno několik možných variant. V rámci návrhu aerodynamického ochranného pláště bylo řešeno z kolika segmentů se bude plášť skládat. Z výsledků těchto simulací byl vybrán nejvhodnější způsob provedení ochranného pláště tvořící jeden celek vyztužený vnitřními žebry. Dále byl stanoven nezbytný počet žeber, aby byla zachována dostatečná tuhost pláště a jeho odolnost vůči působení větru. Ochranný plášť bude na komínu uložen na dvou ložiscích tak, aby byla umožněna jeho rotace okolo osy komínu. Nesmí však dojít k natočení pláště do nebezpečné polohy, a to jeho boční stranou vůči směru působícího větru. Umístění ochranného pláště vzhledem k ose komínu bylo navrženo tak, aby se mohl samostatně natáčet ve směru větru bez pohonu a nedošlo k natočení do nežádoucího směru. Na obr. č. 33, který obsahuje složky sil působící na plášť v jednotlivých bodech sítě, je naznačeno, že osa silové soustavy se nachází za plánovanou osou rotace (osa komínu). Tím bude zajištěna správná orientace pláště vůči směru působení větru.



Obr. č. 33 – Jedna z možných poloh osy silové soustavy vůči navržené ose rotace

Dále bylo při návrhu pláště potřeba řešit provedení vnitřních žeber, aby byla zajištěna dobrá vzpěrná stabilita žeber vůči vnějšímu tlaku a zajištěna schopnost pláště držet svůj původní tvar. Při návrhu tloušťky žeber bylo nutné počítat s vyvážením pláště tak, aby poloha jeho těžiště ležela na ose rotace a nedošlo ke zhoršení odezvy vlivem nevyváženosti pláště. Ložisko bylo modelováno pomocí prvků LINK180 propojujících plášť a komín v jednom uzlu umístěném na ose komínu, tato osa byla zároveň osou rotace pláště. Navržený model geometrie je uveden na obr. č. 34.

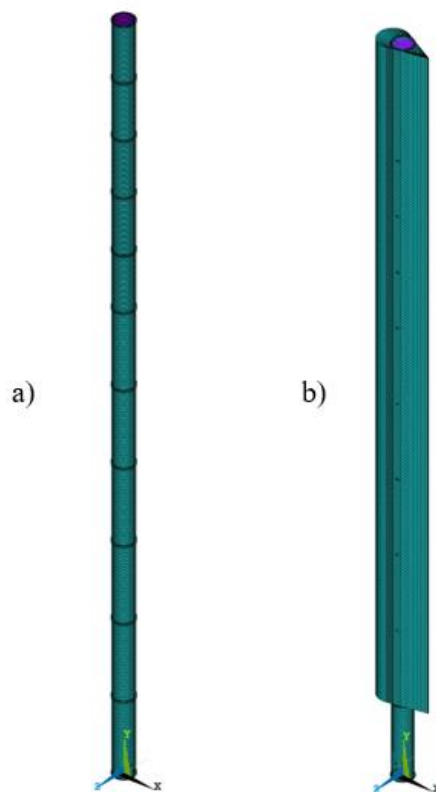




Obr. č. 34 – Model geometrie komínu kotveného k přilehlé budově s instalovaným ochranným aerodynamickým pláštěm

### 7.2.3 Komín volně stojící v prostoru s ochranným pláštěm a bez pláště

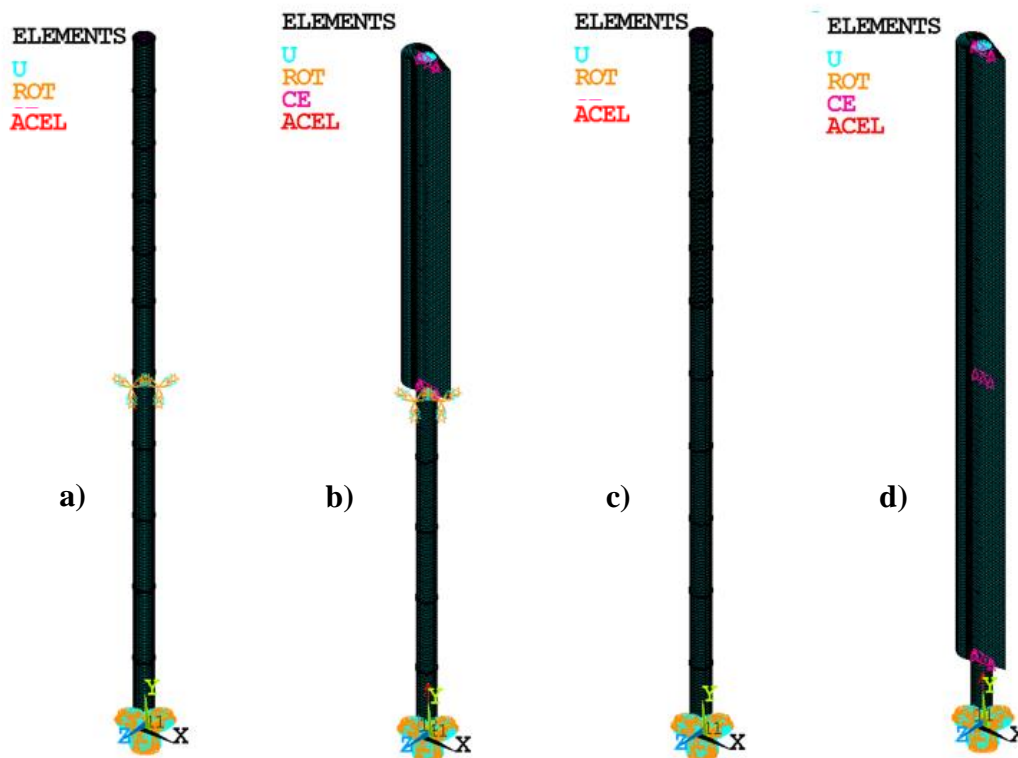
Další dva výpočtové modely byly vytvořeny pro komín ve volném prostoru, a to ve variantě komín s ochranným pláštěm a variantě komín bez ochranného pláště. Snahou řešení těchto dvou variant bylo posoudit, zda by mohl být komín instalován bez kotvení na volném prostoru a jestli by ochranný plášť zlepšil jeho odolnost vůči účinkům Kármánových vírů a působení větru obecně. Geometrie samotného komínu je stejná jako u předchozích dvou modelů geometrie. Ochranný plášť je ovšem instalován tentokrát po celé délce komínu. Jinak poloha osy rotace pláště v rámci jeho profilu, rozměry profilu a tloušťky stěn pláště a výztuh jsou stejné jako u modelu komínu s ochranným pláštěm uchyceným k budově. Model geometrie se liší délkou pláště, počtem výztužných žebek a použitím jednoho axiálního ložiska navíc ve středu pláště. Modely geometrie lze nalézt na obr. č. 35.



*Obr. č. 35 – Model volného komínu v prostoru; a) bez ochranného pláště; b) s ochranným pláštěm*

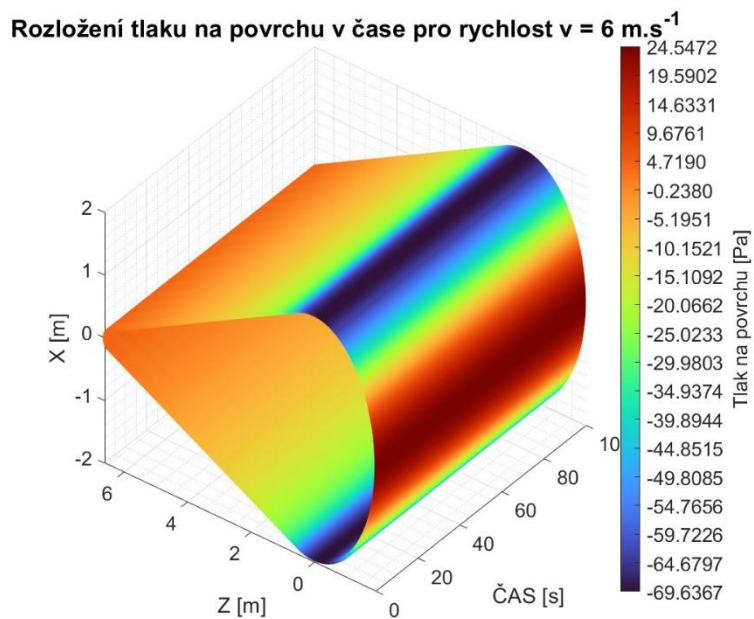
### **7.3 Model okrajových podmínek a model zatížení**

U výpočtových modelů byly do uzlů v základech komínu aplikovány okrajové podmínky zamezující veškeré posuvy a rotace. U modelů, kde bylo uvažováno kotvení k přilehlé budově, byly posuvy a rotace také omezeny v uzlech na vnějších koncích prvků COMBIN14. Následně byla v modelech komínu s ochranným pláštěm nastavena v oblasti ložisek také vazebná rovnice. Tím bylo korigováno natočení částí komínu a pláště tak, aby byl jejich pohyb ve svislém směru vázán a byl správně simulován model radiálních ložisek za pomoci prvků LINK180. Všechny okrajové podmínky a aplikované vazebné rovnice jsou zobrazeny na obr. č. 36.

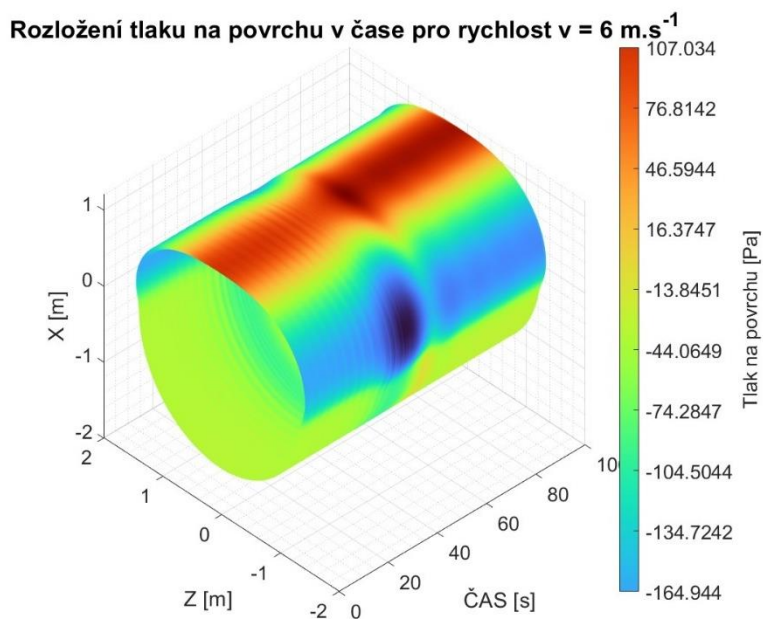


Obr. č. 36 – Okrajové podmínky a vazebné rovnice předepsané pro jednotlivé výpočetní modely; a) komín ukotvený k přilehlé budově; b) komín ukotvený k přilehlé budově s ochranným pláštěm; c) komín umístěný volně v prostoru; d) komín s ochranným pláštěm stojící volně v prostoru

Prezentované okrajové podmínky byly stejné jak pro modální analýzy, tak transientní analýzy. V případě transientních analýz bylo nutné namapovat na plochu komínu (resp. pláště) tlakové pole z CFD analýzy. Mapování tlakového pole proběhlo pomocí lineární interpolace dat v závislosti na poloze příslušných prvků. Byly zpracovány výsledky CFD analýz na doméně komínu volně v prostoru, komínu vedle budovy a na doméně pláště ve volném prostoru pro rychlost proudění  $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Při této rychlosti proudění pravděpodobně došlo k havárii na skutečném komínu a na základě CFD analýz se při této rychlosti dá očekávat vznik rezonance. Tyto průběhy v závislosti na čase jsou zobrazeny na obr. č. 37–38.



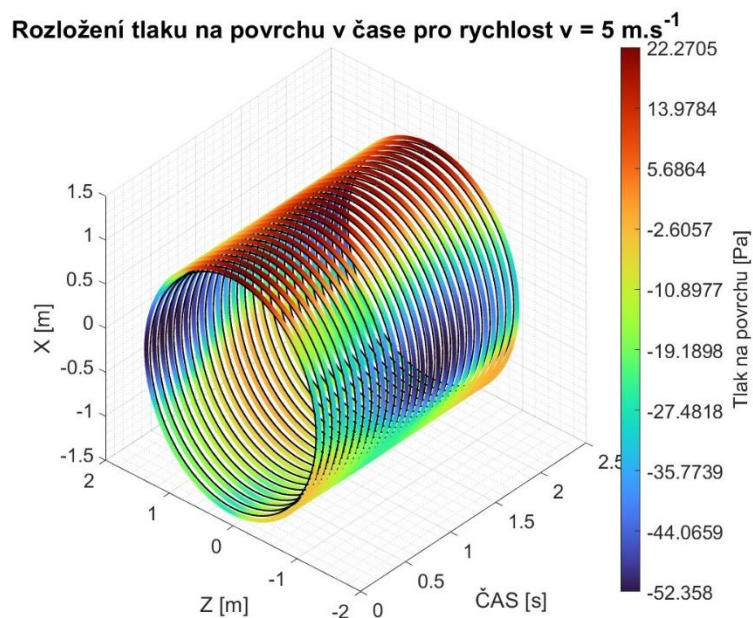
Obr. č. 37 – Rozložení tlaku na profilu pláště v čase



Obr. č. 38 – Rozložení tlaku na profilu komínu situovaného v blízkosti přilehlé budovy v čase

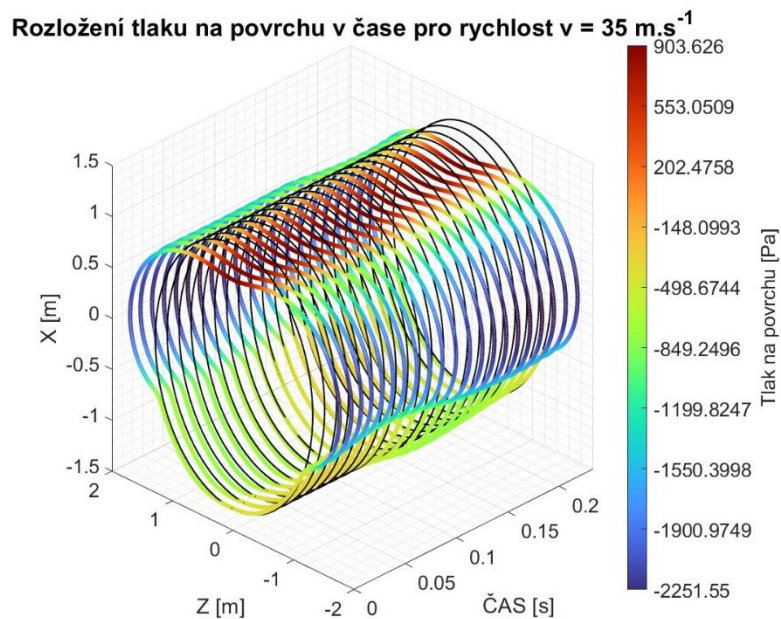
Na obr. č. 38 je průběh tlakového pole na profilu komínu v blízkosti stěny přilehlé budovy v závislosti na čase. Je zde pozorován další negativní vliv přilehlé budovy, a sice že

tlak má mnohem vyšší hodnotu než u volného profilu. Do výšky po úroveň střechy budovy (53 m v ose y - stanoveno poměrově ze schématu na obr. č. 16) bylo na komín aplikováno tlakové pole z CFD analýzy proudění okolo komínu situovaného v blízkosti budovy (viz kapitola 6.4.2 a obr. č. 38). Dále od této úrovně bylo aplikováno tlakové pole volného komínu v prostoru nebo volného profilu pláště v prostoru v závislosti na analyzovaném případě. V případě analýz volného komínu v prostoru s ochranným pláštěm a bez pláště bylo zatížení bráno z výpočtů na volných profilech pro rychlosti proudění  $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ,  $15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ,  $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  a  $35 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (viz kapitola 6). Zde se jedná již o ustálený děj. Proto byla uvažována jen jedna perioda tohoto děje, která byla opakována v čase. Příklad těchto tlakových polí lze vidět na obr. č. 39–40.



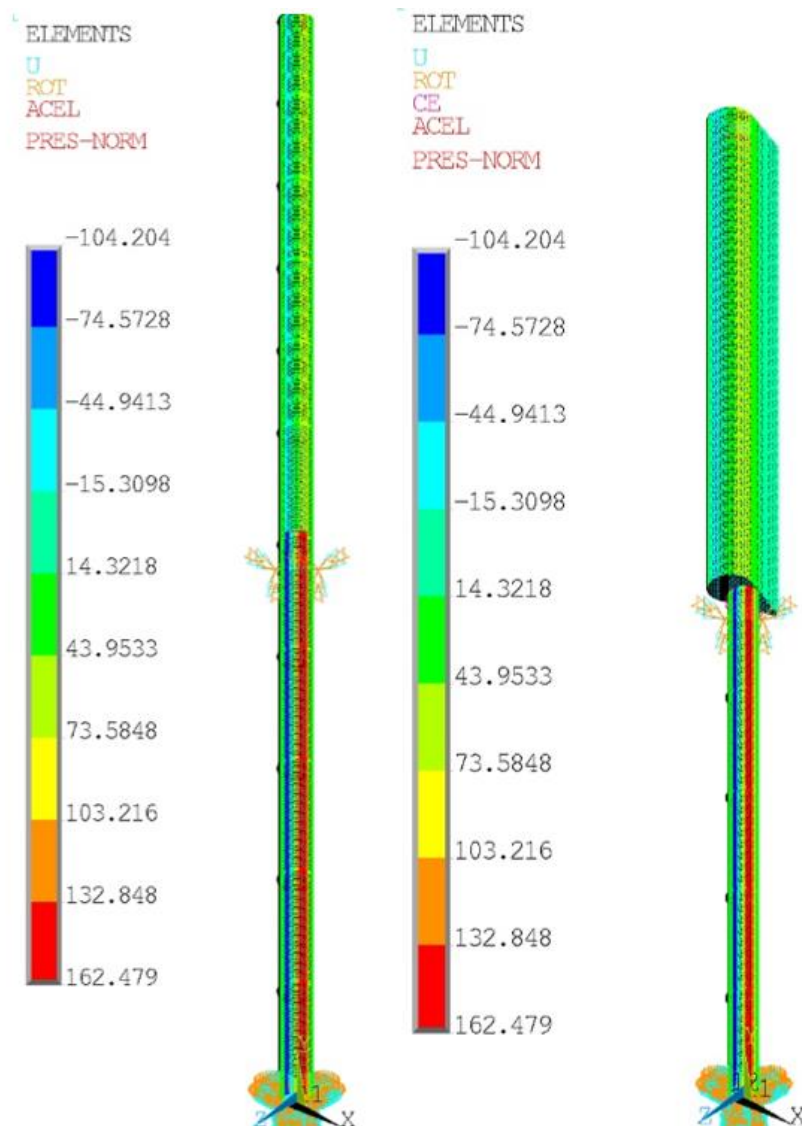
*Obr. č. 39 – Rozložení tlaku na profilu komínu ve volném prostoru v čase jedné periody pro rychlost proudění vzduchu  $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$*





*Obr. č. 40 – Rozložení tlaku na profilu komínu ve volném prostoru  
v čase jedné periody pro rychlost proudění vzduchu  $35 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$*

Zde je rozdíl ve velikosti zatížení a také vliv rychlosti proudění na tlakové pole profilu jasně patrný. Závěrem této kapitoly je nutné ještě jednou opakovat zjednodušující předpoklady, díky kterým bylo možno aplikovat tlakové pole profilu z 2D výpočtů proudění na 3D model MKP. Prvním je předpoklad konstantního pole rychlosti po výšce celého obtékaného tělesa. Dále je zanedbán vliv střechy přilehlé budovy a tlakové pole se zde mění skokově po výšce komínu, což reálně nenastává. Dále je zanedbán vliv tvaru konců přírub modelovaných prstenci ve tvaru profilu C. Na tyto části komínu nebylo zatížení mapováno. Pro představu je zde ještě uveden příklad úspěšně mapovaného tlakového pole na těleso v programu ANSYS Mechanical APDL na obr. č. 41. Na tomto obrázku je opět vidět o kolik je vyšší tlakové pole v místech komínu v těsné blízkosti budovy v porovnání s tlakovým polem profilů obtékaných těles ve volném prostoru nad úrovní budovy. Podle barevné škály tlakového pole je vidět i skokový přechod v tlakovém poli po překročení výšky přilehlé budovy. Nutno poznamenat, že ve všech výpočtech bylo taktéž aplikováno tíhové zrychlení  $g = 9.81 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ .



Obr. č. 41 – Příklad mapovaného tlakového pole (jednotka [Pa]) z 2D CFD výpočtu na 3D geometrii (zobrazen jeden z mnoha zátěžných kroků pro rychlost proudění  $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ )

## **7.4 Realizace výpočtového modelování**

### **7.4.1 Modální analýza**

V rámci nastavení modální analýzy byla zvolena metoda Block Lanczos. U modelů s komínem bez pláště byl omezen rozsah frekvencí na 0–8.26 Hz, to odpovídá zjištěnému rozsahu budících frekvencí z předchozích CFD simulací. U modelů komínu s ochranným pláštěm byl zvolený rozsah frekvencí na 0–0.52 Hz, což je budící rozsah u profilu pláště zjištěný také z CFD simulací. Do výpočtů nebyly zahrnuty přídavné účinky způsobené vlivem média okolo kmitajících těles. Přídavnou hmotnost a tlumení by bylo třeba určit opět pomocí modelování proudění komínu tentokrátě však na 3D doméně za pomoci dynamické sítě. Obecně je známo, že přídavná hmotnost způsobená médiiem v okolí kmitajícího tělesa snižuje vlastní frekvenci tělesa. V případě, že je uvažovaným médiiem vzduch a v blízkosti kmitajícího tělesa není žádná pevná stěna, lze tento vliv do určitých rychlostí proudění zanedbat kvůli jeho poměrně nízké hustotě. Hlavním cílem modálních analýz bylo zjistit, kolik vlastních tvarů kmitavého pohybu vzniká v rozsahu budících frekvencí a díky tomu také zmapovat při kterých rychlostech proudění vzduchu může dojít k rezonanci.

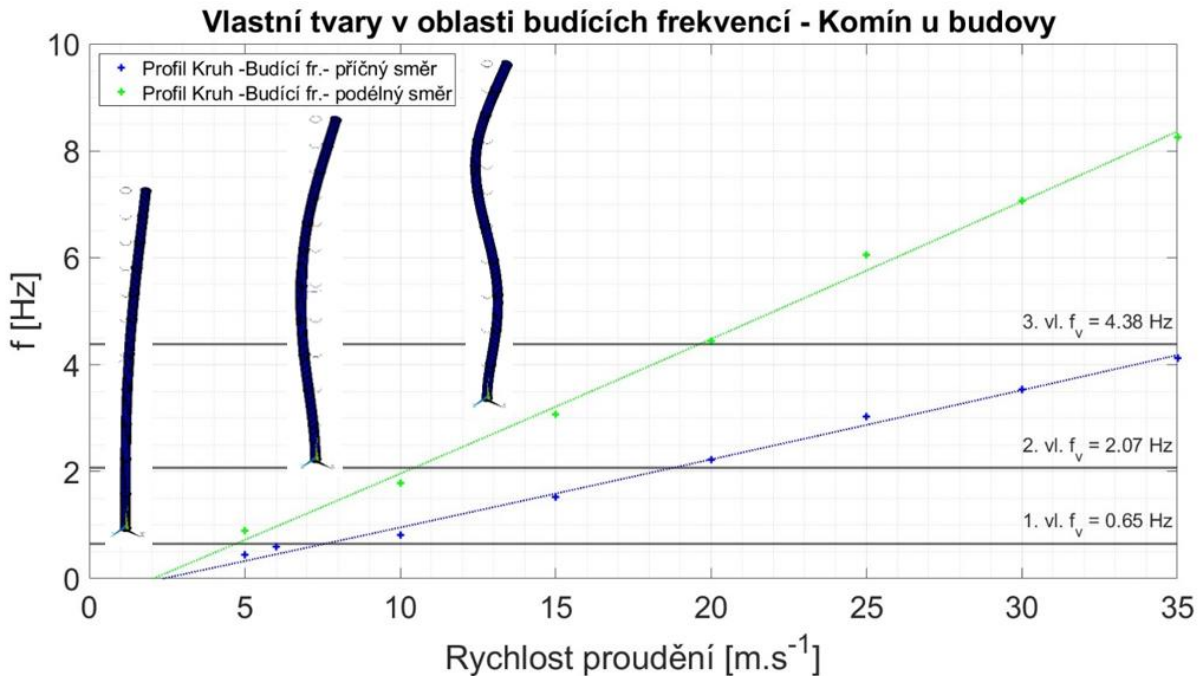
### **7.4.2 Transientní analýza**

Veškeré transientní analýzy byly řešeny pomocí zátěžných stavů pro příslušný časový okamžik. Byly uvažovány velké deformace, což vede na nelineární analýzu. Metoda řešení byla nastavena jako plná Newton-Rapsonova metoda pomocí implicitního algoritmu. Časový krok odpovídal časovému kroku z CFD analýz. Zatížení mezi zátěžnými kroky bylo načítáno pomocí lineární interpolace, nikoliv skokově.



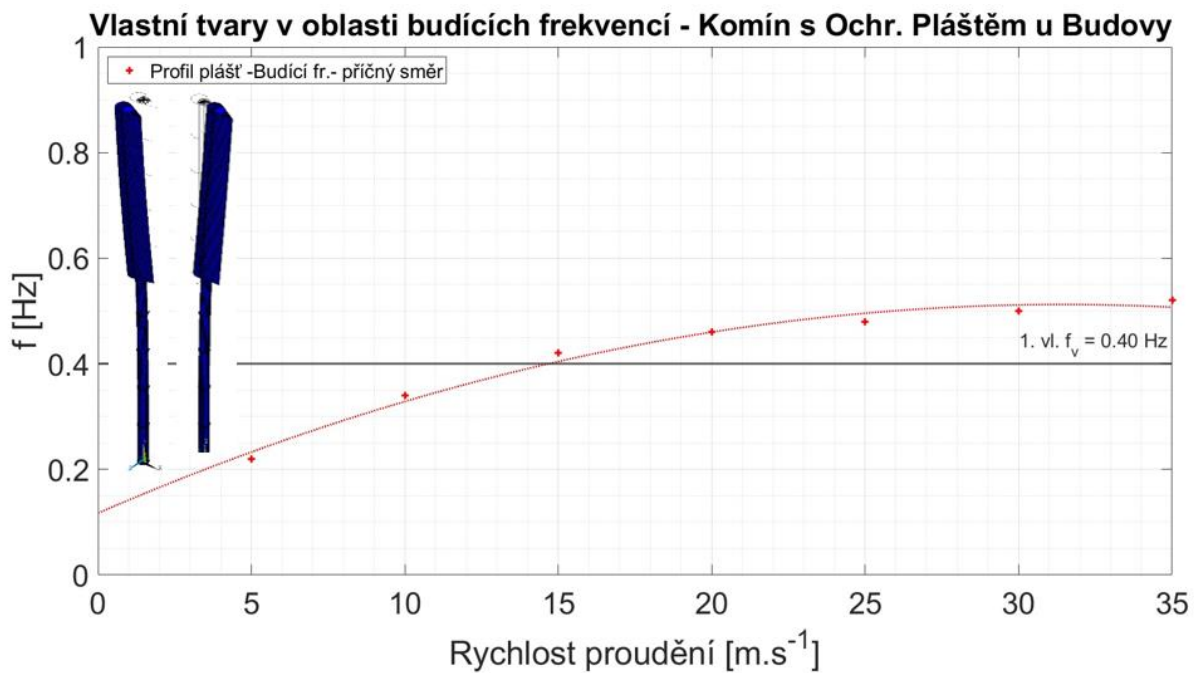
## 7.5 Výsledky modálních analýz

Výsledky modální analýzy komínu kotveného k přilehlé budově jsou prezentovány na obr. č. 42.



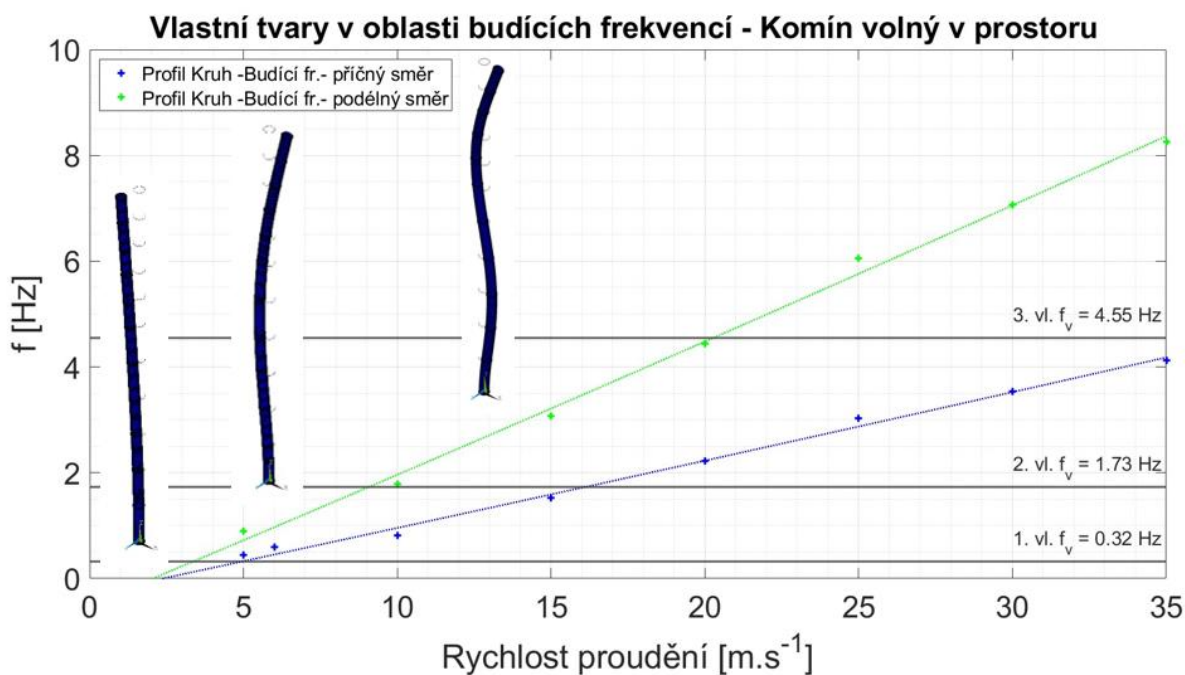
Obr. č. 42 – Výsledky modální analýzy – pro modelový komín kotvený k budově

Na obr. č. 42 jsou vyneseny vlastní frekvence do grafu závislosti budících frekvencí na rychlosti proudění a díky tomu lze přibližně odhadnout, při jakých rychlostech větru může daný stav rezonance nastat. Zároveň jsou na obrázku zobrazeny jednotlivé tvary kmitu. Bylo zjištěno, že při rychlosti proudění vzduchu  $6 \text{ m.s}^{-1}$ , jež byla připisována povětrnostním podmínkám v době havárie komínu, může komín kotvený k budově skutečně rezonovat. Dále bylo zjištěno, že při rozsahu rychlostí proudění  $0 - 35 \text{ m.s}^{-1}$  u komínu kotvenému k budově mohou vzniknout 3 rezonanční stavy. Nebezpečí rezonančního stavu komínu hrozí při rychlostech proudění přibližně  $4.6 \text{ m.s}^{-1}$ ,  $10.5 \text{ m.s}^{-1}$  a  $19.6 \text{ m.s}^{-1}$  pro buzení v podélném směru a  $6 \text{ m.s}^{-1}$  nebo  $18.9 \text{ m.s}^{-1}$  pro buzení v příčném směru. Výsledky modální analýzy komínu s ochranným pláštěm jsou v podobném formátu prezentovány na obr. č. 43.



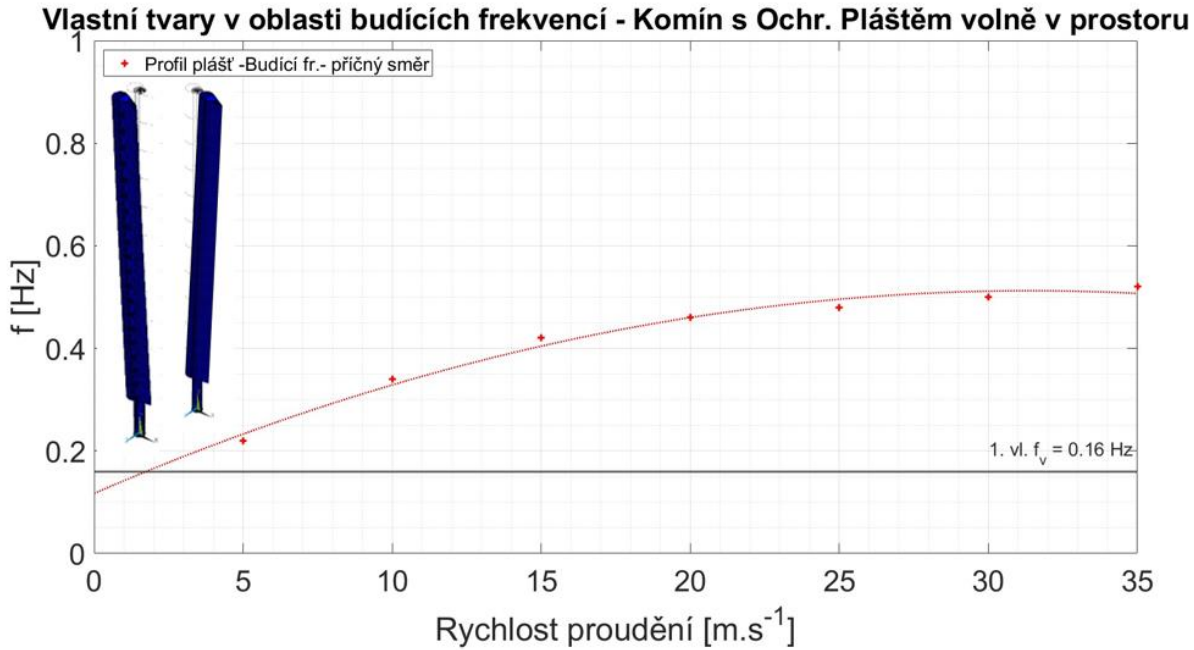
*Obr. č. 43 – Výsledky modální analýzy – pro modelový komín s pláštěm kotvený k budově*

Na obr. č. 43 je vidět, že díky plášti se počet možných rezonančních stavů zredukoval na jeden a ten se dá již poměrně lehce řešit pasivním tlumičem. Nebezpečí vzniku rezonančního stavu je nejvyšší při rychlosti proudění  $14.5 \text{ m.s}^{-1}$ . Dále je třeba dodat, že kdyby byla lépe optimalizována konstrukce ochranného tělesa s pláštěm a byla by snížena jeho hmotnost při zachování tuhosti, vlastní frekvence komínu na 1. vlastním tvaru by měla vyšší hodnotu než nejvyšší budící frekvence a rezonanční stav by nemusel v daném případě vůbec nastat. K tomu by ovšem bylo pravděpodobně ještě zapotřebí zvýšit tuhost konstrukce posunutím místa kotvení k budově do vyšší úrovně nebo zvýšit tuhost této vazby nějakou další podpurnou konstrukcí. Výsledky modální analýzy u modelu komínu ve volném prostoru bez kotvení jsou uvedeny na obr. č. 44.



Obr. č. 44 – Výsledky modální analýzy – pro modelový komín volně stojící v prostoru

V případě uvedeném na obr. č. 44 vznikají také 3 vlastní tvary kmitavého pohybu v rámci rozsahu budících frekvencí při rychlostech proudění 0–35 m.s<sup>-1</sup>. Problémem je mnohem nižší hodnota vlastních frekvencí na prvních dvou tvarech kmitavého pohybu, a tudíž vyšší pravděpodobnost vzniku stavu rezonance v porovnání s komínem kotveným. Nebezpečí vzniku rezonančního stavu hrozí při rychlostech proudění 3.4 m.s<sup>-1</sup>, 9.0 m.s<sup>-1</sup> a 20.2 m.s<sup>-1</sup> pro buzení komínu v podélném směru a 4.3 m.s<sup>-1</sup> nebo 16.3 m.s<sup>-1</sup> pro buzení komínu ve směru příčném. Výsledky modální analýzy pro komín s ochranným pláštěm ve volném prostoru jsou uvedeny na obr. č. 45.

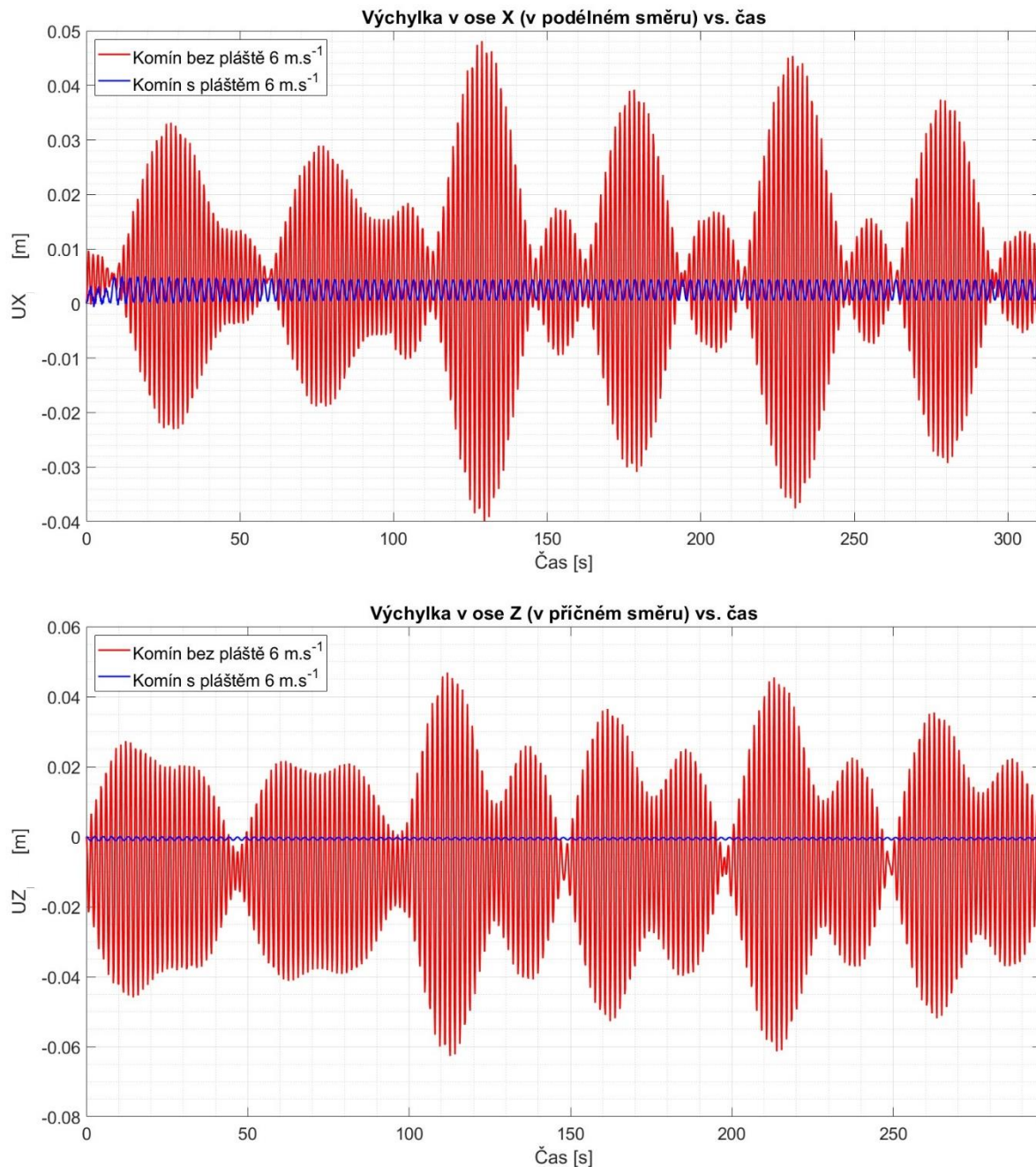


*Obr. č. 45 – Výsledky modální analýzy – pro modelový komín s ochranným pláštěm volně stojícím v prostoru*

Opět se i v tomto případě podařilo díky ochrannému plášti zredukovat počet vlastních tvarů v rozsahu budících frekvencí na jeden. Ten lze opět snadno ztlumit i pasivním tlumičem kmitů. Bohužel se zde projevila již výrazná hmotnost ochranného pláště, takže vlastní frekvence na tomto jediném vlastním tvaru je velice nízká. Tím pádem je velmi nízká i rychlost proudění, při které může tento rezonanční stav nastat. Při rychlosti proudění  $2.4 \text{ m.s}^{-1}$  může komín rezonovat poměrně s vysokou četností. Proto je i kvůli životnosti pasivního tlumiče doporučeno opět více optimalizovat hmotnost konstrukce ochranného pláště za pomoci konstrukčních úprav žeber nebo volby jiného materiálu pláště a žeber. Pokud bude snížena hmotnost pláště, vzroste i vlastní frekvence, a tím i rychlost proudění, při které může být rezonance vybudena. Nelze také vyloučit, že optimalizace hmotnosti ochranného pláště bude úspěšná do té míry, že se první vlastní frekvence dostane nad rozsah budících frekvencí, a tak se dá předejít rezonanci komínu stejně jako u komínu kotveného. Nicméně u tak vysokého komínu, jako je ten analyzovaný v této diplomové práci, nelze nutnost užití pasivního tlumiče zcela vyloučit. Další důležitou veličinou je amplituda výchylky komínu, kterou lze nepřímou hodnotit, do jaké míry je komín obecně namáhán. Tyto informace byly zjištěny z transientních analýz.

## 7.6 Výsledky transienčních analýz

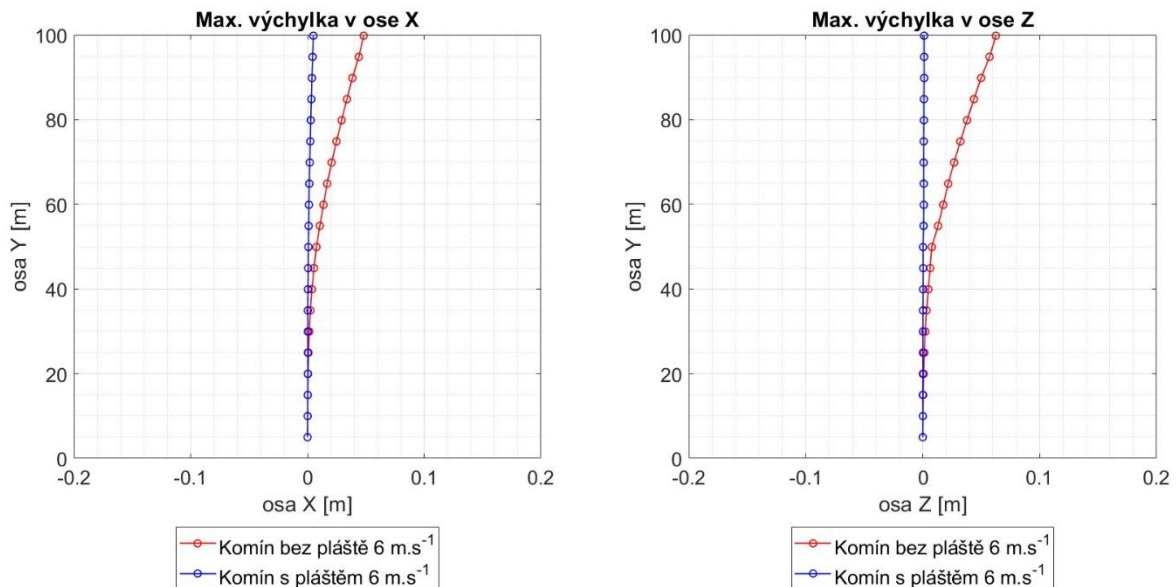
Pomocí transienčních analýz byla zjištěna odezva pro všechny modely geometrie na zatížení způsobené odtrháváním Kármánových vírů. Na obr. č. 46 je zobrazen pohyb uzlu umístěného na vrcholu komínu v místě, kde byla detekována maximální výchylka. Jedná se o případ analýzy komínu ukotveného k přilehlé budově při rychlosti proudění vzduchu  $6 \text{ m.s}^{-1}$ . Touto konkrétní analýzou byly modelovány podmínky, při kterých došlo k havárii u analyzovaného komínu.



Obr. č. 46 – Výsledná odezva zjištěná z pohybu uzlu umístěného v místě s maximální výchylkou (model komínu kotveného k budově při rychlosti proudění  $6 \text{ m.s}^{-1}$ )



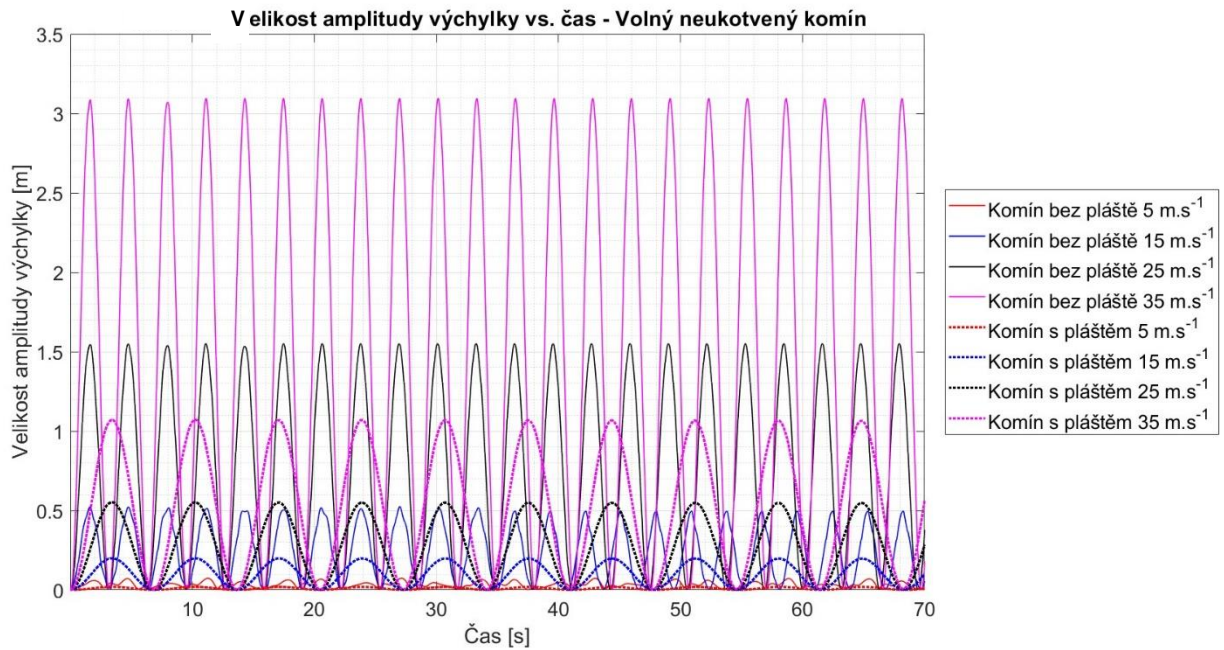
Z obr. č. 46 je vidět, že komín bez ochranného pláště při tomto působení rezonuje, což potvrzuje záznejový útvar, který je patrný z výsledků výchylky komínu bez pláště na obr. č. 46. Zobrazené výsledky časové odezvy jsou pouze po 313 sekund působení větru. Amplituda výchylky při použití ochranného pláště je mnohem nižší a k rezonanci nedochází. Na obr. č. 47 byly vykresleny maximální výchylky přes celý časový úsek pro daný uzel v příslušné výšce komínu.



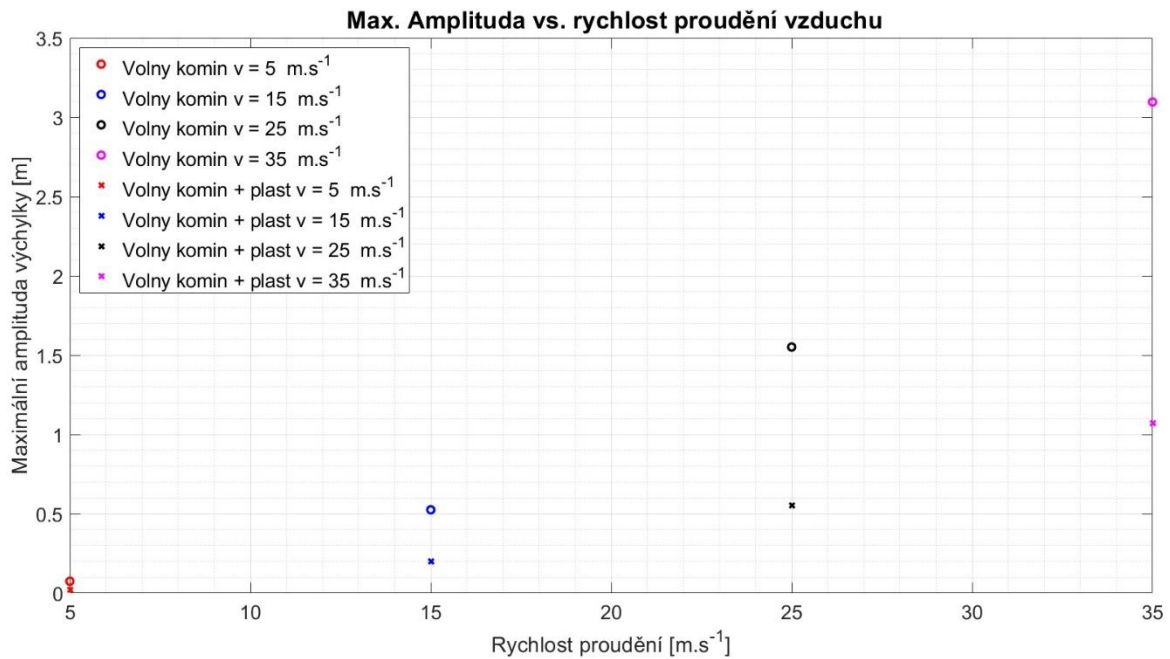
Obr. č. 47 – Výchylky komínu v obou směrech

Na obr. č. 47 je vidět, že část mezi spodní úrovní komínu a jeho kotvením ve výšce 53 m, kde je tlakové pole ovlivněno přilehlou budovou, není výrazně deformována v porovnání s volným koncem komínu, navzdory tomu, že na ni působí tlakové pole o trojnásobně vyšších hodnotách tlaku (což bylo zjištěno CFD analýzou profilu komínu v blízkosti přilehlé budovy v kap. č. 6.4.2). Další analýzy deformačně-napěťové odezvy byly počítány pro buzení způsobené Kármánovými víry při rychlostech větru 5 m.s<sup>-1</sup>, 15 m.s<sup>-1</sup>, 25 m.s<sup>-1</sup>, 35 m.s<sup>-1</sup>. Jedná se o průzkum možnosti instalace volného komínu bez jakéhokoliv kotvení. Komín je stejných rozměrů jako již několikrát zmiňovaný problémový komín ve Świecie. Na obr. č. 48–49 jsou

zobrazeny výsledky pro jednotlivé odezvy jak pro komín bez ochranného pláště, tak pro komín s ochranným pláštěm.



Obr. č. 48 – Amplituda výchylky volného komínu

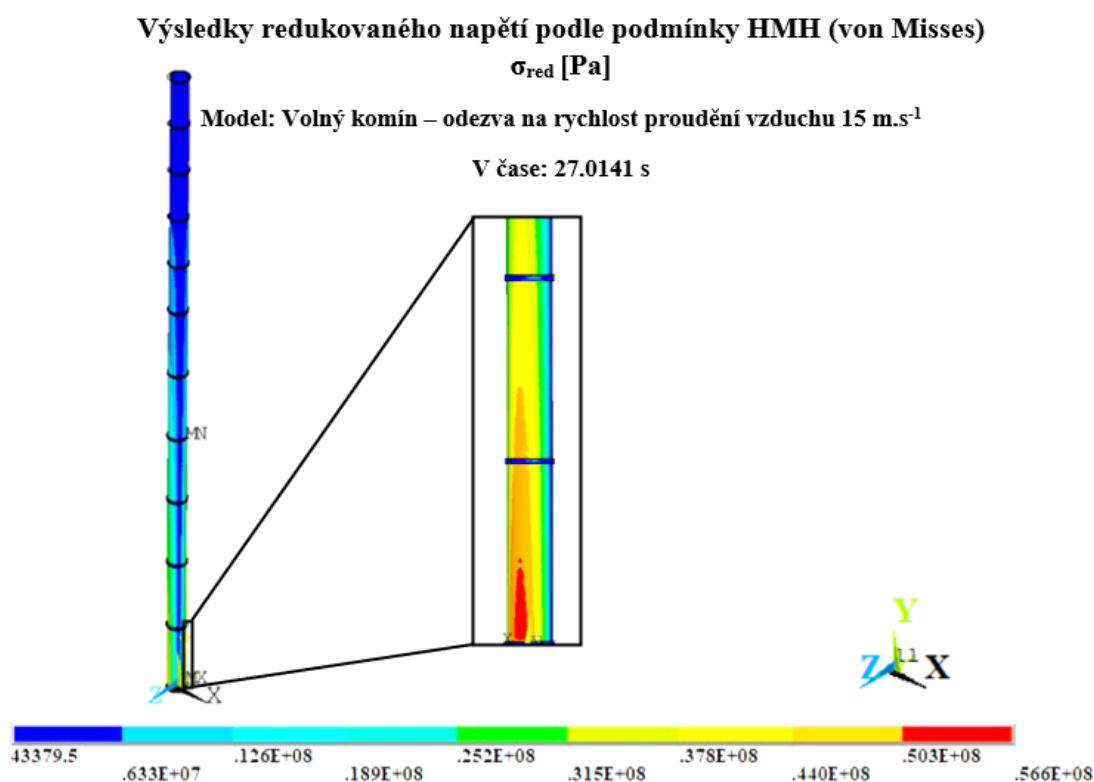


Obr. č. 49 – Porovnání maximálních amplitud výchylky pro jednotlivé rychlosti proudění u volného komínu s ochranným pláštěm a bez ochranného pláště

Pro všechny výsledky má ochranný plášť významný vliv na redukci výchylky komínu. To je navíc patrné z grafu na obr. č. 49, kde je vynesena maximální amplituda výchylky v závislosti na příslušné rychlosti proudění vzduchu.

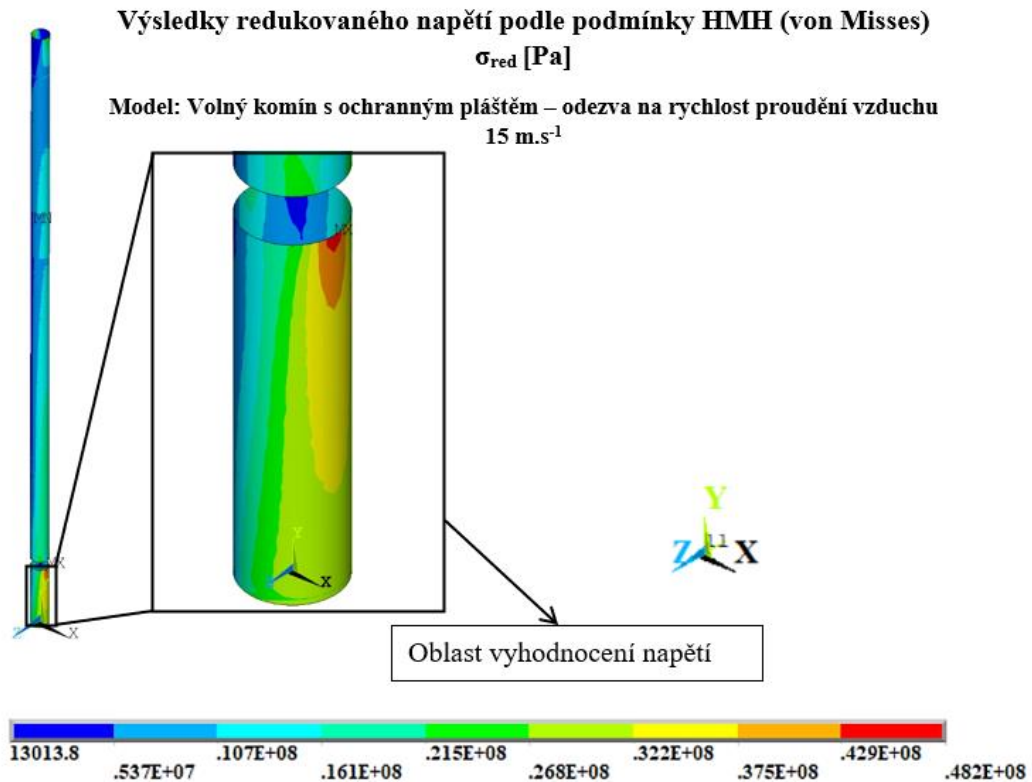
## 7.7 Posouzení napjatosti komínu

Bylo nutné ještě analyzovat, jaká je odezva z hlediska napětí na komínu. Zlepšení deformačně-napěťové odezvy komínu na účinky Kármánových za použití ochranného pláště nelze totiž hodnotit pouze na základě deformace. Důležité je určit nejvíce namáhané místo na komínu a v něm určit napětí. Nejvíce namáhaná místa jsou posuzována na základě redukovaného napětí podle HMH jako von Misses (ekvivalentní napětí). Je třeba poznamenat, že výpočty jsou spíše kvalitativní a výhody, resp. nevýhody použití pláště je lepší kvantifikovat pomocí poměru. Výsledná napětí jsou uvedena na obr. č. 50 pro volný komín. Příklad je uveden pro časový okamžik, ve kterém je dosaženo nejvyšší výchylky u rychlosti proudění vzduchu  $15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .



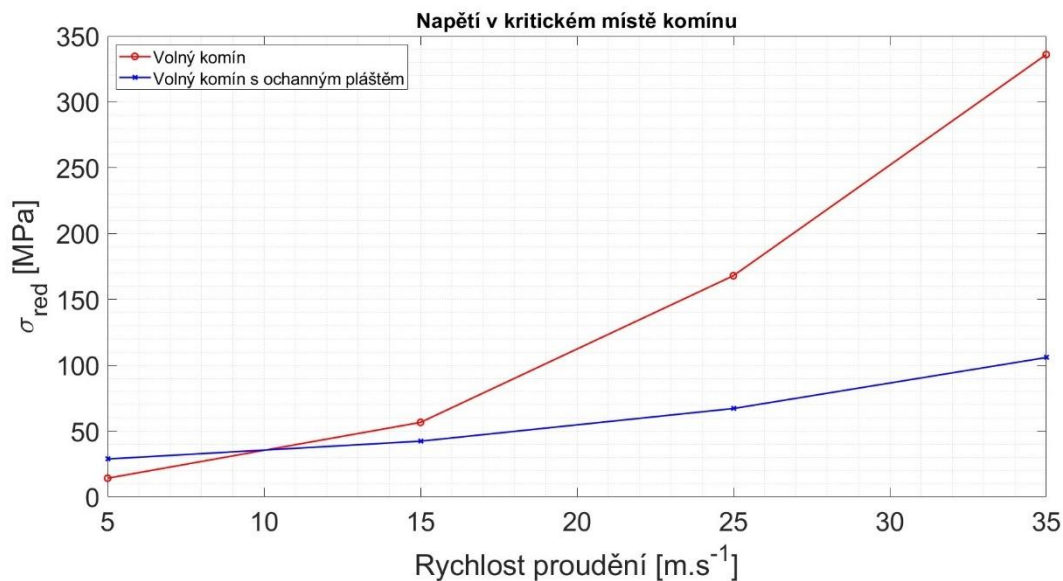
Obr. č. 50 – Redukované napětí na modelu volného komínu při rychlosti proudění vzduchu  $15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$





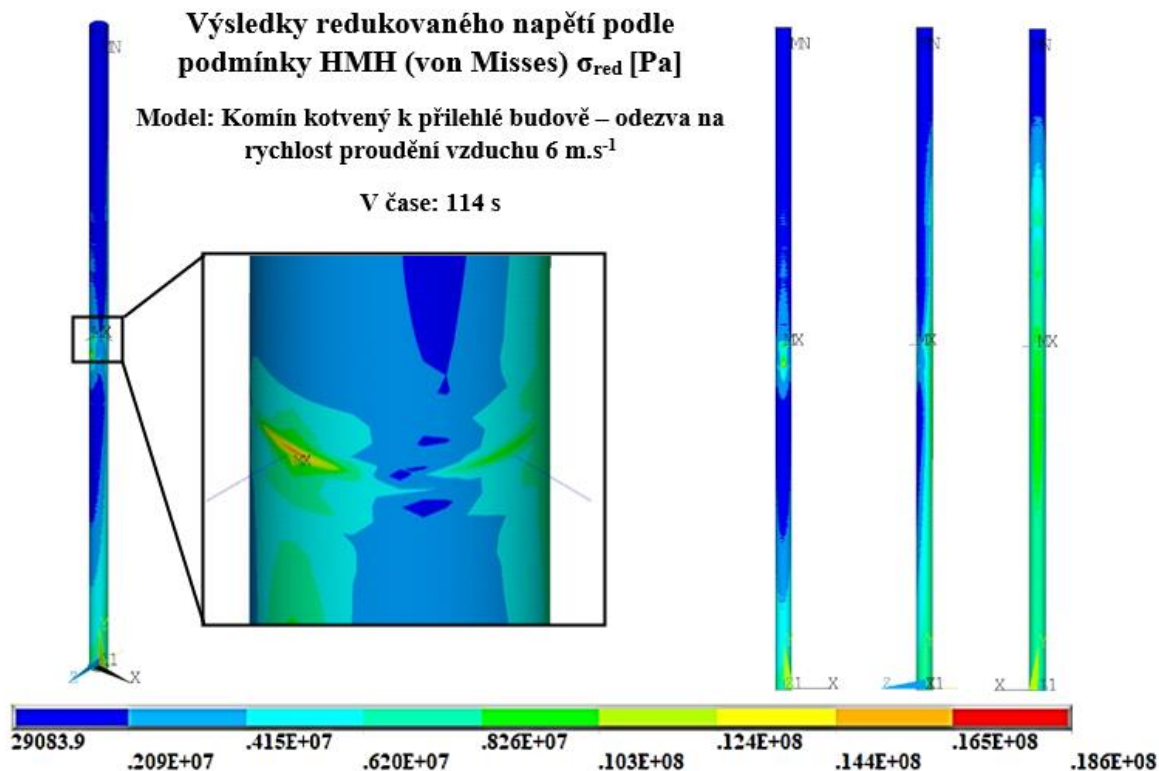
*Obr. č. 51 – Redukované napětí na modelu volného komínu s ochranným pláštěm  
při rychlosti proudění  $15 \text{ m.s}^{-1}$*

Na obr. č. 51 jsou uvedena výsledná napětí pro komín s ochranným pláštěm při rychlosti proudění  $15 \text{ m.s}^{-1}$ . Na tomto obrázku je zobrazen pouze komín bez ochranného pláště a bez zjednodušených přírubových spojů. Oblasti přírubových spojů byly vyřazeny z hodnocení napětí, protože v těchto místech neodpovídá geometrie modelu komínu realitě. Dle očekávání se nachází kritické místo v oblasti po spodním axiálním ložiskem, které nese většinu hmotnosti ochranného pláště. I tak je ale dosaženo nižších hodnot redukováného napětí v porovnání s komínem bez ochranného pláště. Celkové zhodnocení pro všechny odezvy je uvedeno v grafu na obr. č. 52.

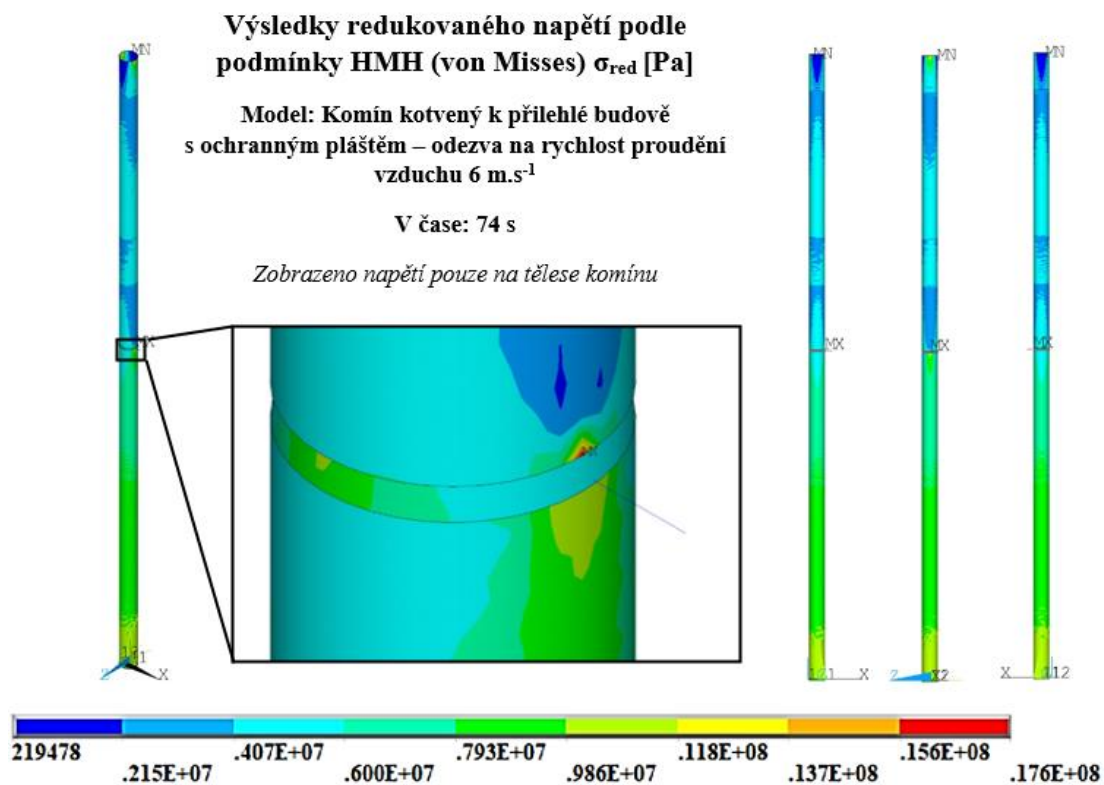


Obr. č. 52 – Porovnání maximálního redukovaného napětí v časovém okamžiku odpovídajícímu maximální výchylce, a to pro analyzované rychlosti proudění

Pouze u jedné z řešených analýz bylo napětí na komínu s pláštěm vyšší než u samotného komínu, a to bylo při nejnižší spočtené rychlosti proudění. Zde je vidět nejhorší problém použití ochranného pláště, a tím je jeho hmotnost. Tíha pláště při takové délce ochranného tělesa je poměrně významná a má negativní vliv na napjatost v komínu. Nicméně pro další rychlosti proudění vzduchu už je zatížení natolik minimalizováno v porovnání s komínem bez pláště, že výsledky napětí na volném komínu s ochranným pláštěm vychází mnohem příznivěji. Dále je třeba ještě porovnat napětí v případě komínu kotveného k budově. Pro kotvený komín bez pláště jsou výsledky uvedeny na obr. č. 53. Pro kotvený komín s pláštěm jsou výsledky uvedeny na obr. č. 54.



Obr. č. 53 – Redukované napětí na modelu ukotveného komínu při rychlosti proudění 6 m.s<sup>-1</sup>



Obr. č. 54 – Redukované napětí na modelu ukotveného komínu s ochranným pláštěm při rychlosti proudění 6 m.s<sup>-1</sup>

Z výsledků napjatosti při extrémní výchylce komínu určené z odezvy v časové oblasti vychází lépe komín s použitým pláštěm. Je zde také patrný vliv přilehlé budovy. Ačkoliv nedojde v oblasti komínu, kde je tlakové pole ovlivněné přilehlou budovou, k výraznému vychýlení tělesa jako celku, dojde k výraznému stlačení skořepin segmentů v této oblasti, a to se projevilo v obou případech vyššími hodnotami napětí. Vyšší hodnoty napětí v této části u komínu s pláštěm lze přisoudit významnému vlivu hmotnosti samotného pláště. Vliv tíhy pláště je v případě použitého zatížení (rychlost proudění  $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) s ohledem na napjatost v tělese komínu dominantní.

## **8 ZHODNOCENÍ POUŽITÍ OCHRANNÉHO PLÁŠTĚ**

### **8.1 Výhody použití aerodynamického pláště**

V předchozích kapitolách byl prokázán pozitivní vliv ochranného aerodynamického pláště na potlačení nežádoucích účinků odtrhávání Kármánových vírů. Mezi tato pozitiva patří zejména snížení rozsahu budících frekvencí. Pro případ řešený v této diplomové práci to bylo snížení rozsahu z 0–8Hz na 0–0.52Hz po aplikaci ochranného pláště pro rozsah rychlostí proudění 0–35 m.s<sup>-1</sup>. Díky tomu je možné naladit první vlastní frekvenci soustavy komínu s pláštěm nad tento rozsah, a tím předejít stavu rezonance. Další výhodou použití ochranného pláště je snížení velikosti zatížení působícího na obtékané těleso. U vyšších rychlostí proudění je míra tohoto snížení více jak trojnásobná. Díky tomu je konstrukce komínu méně namáhána a zvyšuje se její životnost a schopnost odolat i vyšším rychlostem větru. V porovnání s použitím vinuté spirály na tělese komínu, což je dosud nejčastěji používané opatření proti působení Kármánových vírů, je snížení zatížení působícího na komín zásadní výhodou. Vinutá spirála sice potlačí nebezpečný periodický charakter odtrhávání, ale za cenu nárůstu odporových sil působících na povrch komínu.

### **8.2 Negativní dopady použití ochranného pláště**

Při objektivním hodnocení použití aerodynamického ochranného pláště je nutné popsat také jeho možné nežádoucí účinky na obtékané těleso. V rámci provedených analýz byl zjištěn negativní vliv hmotnosti tělesa ochranného pláště na napjatost v tělese komínu. Tato přídavná hmotnost způsobuje další zatížení komínu, které je významné v porovnání s vlivem přídavné hmotnosti od vinuté spirály, které je zanedbatelné. Další problém, který zvýšení hmotnosti komínu představuje, je snížení vlastní frekvence komínu na prvním tvaru kmitavého pohybu. Je snahou první vlastní frekvenci zvýšit nad rozsah budících frekvencí, díky čemuž nedojde u obtékaného tělesa k rezonanci. Ochranný plášť sice rozsah budících frekvencí zásadně snižuje, ale zároveň svou hmotností také snižuje vlastní frekvenci samotného komínu.

### **8.3 Použití ochranného pláště pro neukotvené ocelové komíny**

Díky problému s hmotností ochranného pláště je téměř nemožné instalovat komín podobných rozměrů jako analyzovaný komín v této diplomové práci, aniž by byl jakkoliv kotven a neměl alespoň jeden vlastní tvar kmitavého pohybu v rozsahu možných budících frekvencí. Pro volně stojící komín může být nutné i po aplikaci ochranného pláště navrhnout správně naladěný pasivní tlumič, vibrací jinak hrozí jeho havárie. Komín podobných rozměrů jako komín analyzovaný v diplomové práci by však bez u kotvení a aplikace ochranného pláště

neodolal zatížení způsobené odporovou silou. Je velmi pravděpodobné, že ani použití vinuté spirály by v tomto případě nepomohlo za předpokladu, že díky ještě vyšší odporové síle by byl komín zatížen více, než kdyby vinutou spirálu neměl. U ocelového komínu nižší výšky, než je 100 m při stejném vnitřním průměru jako má zde analyzovaný komín, by již hmotnost aerodynamického pláště nemusela natolik zásadně snížit vlastní frekvenci komínu do rozsahu budících frekvencí a odpadla by nutnost užití pasivních tlumičů. Pro zjištění, do jaké výšky komínu je možné použít pouze aerodynamický plášť bez tlumícího prvku pro neukotvený komín, bylo využito plně parametrizovaných modelů geometrie a dalších modálních analýz. Dodatečnými modálními analýzami byla určena maximální výška neukotveného ocelového komínu pro aplikaci pouze ochranného pláště bez nutnosti jakéhokoliv tlumícího prvku na 54 m při zachování stejného vnitřního průměru. Po nutné optimalizaci konstrukčního provedení pláště a ještě vyšší redukci hmotnosti tělesa ochranného pláště se dá předpokládat bezproblémové použití i na neukotvené komíny o výšce nad 54 m za stejného vnitřního průměru, jako měl analyzovaný komín v diplomové práci.

#### **8.4 Použití ochranného pláště pro ukotvené ocelové komíny**

U soustav ukotveného ocelového komínu a ochranného pláště odpadá nutnost užití tlumících prvků. Ochranný plášť většinou v těchto případech není nutné aplikovat po celé výšce konstrukce jako u neukotveného komínu. Tím, že je zde aplikovaná nižší přídatná hmotnost od pláště, je možné lépe naladit vlastní frekvenci na prvním tvaru nad rozsah budících frekvencí i u vyšších ocelových komínů, než je 100 m, opět při zachování vnitřního průměru jako u zde analyzovaného komínu.

#### **8.5 Významné aspekty konstrukčního návrhu tělesa ochranného pláště**

Profil ochranného pláště byl navržen tak, aby byl schopen se sám správně orientovat do směru působení větru pouze silami působícího proudu vzduchu. Je tedy třeba umístit těleso komínu na vhodně navržená ložiska a umožnit rotaci tělesa bez vyššího odporu, aby byl plášť schopen se orientovat i při nižších rychlostech větru. V případě, že působící síly při nižších rychlostech větru nebudou stačit na otočení, nabízí se použití servopohonu, který bude tělesem pláště točit podle změřeného směru působení větru. Tato konfigurace však již vyžaduje pohon, a hlavně aktivní řídicí prvek, což zásadně prodraží celou realizaci. Dále je zde problém samobuzeného kmitání. Jelikož je umožněna rotace tělesa pláště, je zde riziko vzniku flutteru. Z tohoto důvodu je důležité ještě provést experimentální analýzu a ověřit, že tvar profilu ochranného pláště při dané aplikaci flutter nezpůsobuje. Pokud flutter bude vznikat, lze při návrhu zvážit tyto možnosti: fixovat těleso pláště po správném natočení a podle potřeby uvolnit

do polohy jiné, zvolit u profilu pláště kratší délku „kapky“ (to ovšem omezí možnost natočení pouze vlivem sil působícího větru), navrhnout symetrický spoiler na konci profilu ochranného pláště sloužící k jeho stabilizaci. Nejdůležitější aspekt návrhu tělesa ochranného pláště je minimalizace jeho hmotnosti, a to z několika důvodů. Prvním je snížení axiálního zatížení komínu a snížení nároků na únosnost axiálního ložiska, na kterém bude těleso pláště instalováno. Druhý důvod je co nejvíc zabránit významnému snížení vlastní frekvence celé soustavy komín s ochranným pláštěm. Třetím důvodem je usnadnění natáčení ochranného pláště pouze pomocí sil působícího větru. Posledním důvodem je usnadnění manipulace s tělesem pláště při výstavbě komínu. Při optimalizaci konstrukce tělesa ochranného pláště je tedy cílem dosáhnout co nejmenší hmotnosti při zachování tuhosti a odolnosti konstrukce vůči působení vnějšího tlaku. Kromě pečlivé volby materiálů by se při návrhu měla věnovat pozornost výstužným žebřům. Výstužná žebra nemusí vyplňovat celou oblast, kterou jsou ohraničena (jak je tomu pro jednoduchost v této diplomové práci). Mohou být například tvořena pouze pomocí profilů typu T z hliníkové slitiny, které budou ohnuty do potřebného tvaru. Návrh žebor je otázkou topologické optimalizace, které by měla být věnována náležitá pozornost stejně jako určení jejich počtu v rámci pláště. Poslední faktor, kterému je při návrhu tělesa pláště nutno věnovat pozornost, je vyvážení pláště. Pro nejlepší funkci pláště je nutné navrhnout konstrukci ochranného pláště tak, aby jeho těžiště leželo na ose rotace.

## **8.6 Sekundární využití ochranného aerodynamického pláště**

Ochranný plášť svým povrchem poskytuje poměrně rozsáhlou plochu navíc. Pro případ pláště nekotveného komínu v této diplomové práci celková vnější plocha ochranného pláště činí 1604 m<sup>2</sup>. Tuto plochu je možné využít jako nosič solárních panelů. I za předpokladu polovičního využití celkové plochy pláště je k dispozici 802 m<sup>2</sup>. Tato plocha, je-li osazená solárními panely, dokáže v průměru za měsíc vyprodukovat až 13 500 kWh elektrické energie. [33] Pokud by tedy zrovna nebezpečí od působícího větru, může se plocha pláště v rámci celého dne natáčet do směru pro maximální využití slunečních paprsků, a tak dodávat externí energii. Zároveň by se tak mohly napájet další systémy a elektronika umístěná na komíně. Při návrhu implementace solárních panelů na plochu pláště je důležité brát ohled na to, aby nebyla potlačena jeho primární funkce.

## ZÁVĚR

Diplomová práce se zabývala problémem minimalizace účinků Kármánových vírů na obtékané těleso. Nejdříve byla provedena rešeršní studie, ve které byly zjištěny základní informace týkající se problematiky obtékaných těles, tvorby Kármánových vírů a jejich vlivu na obtékaná tělesa. Dále byly zjištěny základní informace ohledně CFD simulací, které byly nezbytné pro realizaci CFD simulací v této diplomové práci. Diplomová práce řešila vliv Kármánových vírů na geometrii skutečného ocelového komínu ukotveného k přilehlé budově. Komín byl situovaný v provozu papírny u města Świecie v Polsku. U tohoto ocelového komínu v minulosti došlo k havárii právě v důsledku působení Kármánových vírů. V prvních analýzách byla na základě dostupných informací prověřena původní konstrukce analyzovaného komínu za povětrnostních podmínek v okamžiku havárie. V dalších analýzách byla ověřována stejná situace s navrženým řešením pro snížení účinků Kármánových vírů na tentýž ocelový komín. Toto řešení spočívalo v použití ochranného aerodynamického pláště. V posledních dvou analýzách byla ještě prověřována možnost instalace analyzovaného komínu jako volně stojícího v prostoru. Analýzy byly rozděleny do dvou částí, a sice na analýzu proudění v okolí obtékaných těles (CFD simulace) a následnou studii vzniklých deformačně-napěťových stavů tělesa komínu v důsledku působení Kármánových vírů. Deformačně-napěťové analýzy byly provedeny pomocí numerických simulací metodou konečných prvků. V části CFD simulací bylo určeno zatížení a jeho frekvence působící na obtékaná tělesa buďto samotného komínu, nebo tělesa aerodynamického ochranného pláště. Tato zjištěná zatížení byla přenesena do analýz deformačně-napěťové odezvy na odtrhávání Kármánových vírů. Výsledky všech analýz prokázaly příznivý vliv aerodynamického pláště, kdy v porovnání s komínem bez použití tohoto pláště došlo u vyšších rychlostí větru ke snížení zatížení komínu až trojnásobně. Dále bylo možné pomocí optimalizace hmotnosti ochranného pláště snížit rozsah budících frekvencí pod první vlastní tvar, a tak zabránit u kotveného i volného komínu rezonanci. Díky snížení zatížení i rozsahu budících frekvencí plnil ochranný aerodynamický plášť stejnou úlohu jako použití vinuté spirály, které je v současnosti nejčastěji užívané opatření proti působení Kármánových vírů u ocelových komínů. Mezi nevýhody ochranného pláště patří jeho hmotnost, která se musí při každém návrhu optimalizovat. Dále je pak složitější technická realizace v praxi v porovnání s použitím vinuté spirály. Výhodou užití ochranného pláště v porovnání s vinutou spirálou je výrazné snížení odporových sil a velikost zatížení komínu obecně. Zajímavá je i možnost sekundárního využití plochy pláště jako fotovoltaického panelu, který dokáže během dne v případě bezvětří generovat další elektrickou energii.



## POUŽITÉ LITERÁRNÍ ZDROJE

- [1] WANG, Lei a Xing-yan FAN. Failure cases of high chimneys: A review. *Engineering Failure Analysis* [online]. 2019, **105**, 1107-1117 [cit. 2022-02-15]. ISSN 13506307. Dostupné z: doi:10.1016/j.engfailanal.2019.07.032
- [2] LÓPEZ-PATIÑO, Gracia, Jose M. ADAM, Pedro VERDEJO GIMENO a Gabriele MILANI. Causes of damage to industrial brick masonry chimneys. *Engineering Failure Analysis* [online]. 2017, **74**, 188-201 [cit. 2022-02-15]. ISSN 13506307. Dostupné z: doi:10.1016/j.engfailanal.2017.01.014
- [3] KANEKO, Shigehiko, Tomomichi NAKAMURA, Fumio INADA, Minoru KATO, Kunihiko ISHIHARA, Takashi NISHIHARA a Mikael LANGTHJEM, ed. *Flow-Induced Vibrations: Classifications and Lessons from Practical Experiences*. 2nd ed. London: Elsevier, 2014. ISBN 978-0-08-098347-9.
- [4] WILLIAMSON, C.H.K. a R. GOVARDHAN. A brief review of recent results in vortex-induced vibrations. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* [online]. 2008, **96**(6-7), 713-735 [cit. 2022-02-16]. ISSN 01676105. Dostupné z: doi:10.1016/j.jweia.2007.06.019
- [5] HIRSCH, G. a H. RUSCHEWEYH. Full-scale measurements on steel chimney stacks. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* [online]. 1975, **1**, 341-347 [cit. 2022-02-17]. ISSN 01676105. Dostupné z: doi:10.1016/0167-6105(75)90028-8
- [6] CIESIELSKI, R., A. FLAGA a J. KAWECKI. Aerodynamic effects on a non-typical steel chimney 120 m high. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* [online]. 1996, **65**(1-3), 77-86 [cit. 2022-02-17]. ISSN 01676105. Dostupné z: doi:10.1016/S0167-6105(97)00024-X
- [7] KAWECKI, J. a J.A. ŻURAŃSKI. Cross-wind vibrations of steel chimneys—A new case history. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* [online]. 2007, **95**(9-11), 1166-1175 [cit. 2022-02-15]. ISSN 01676105. Dostupné z: doi:10.1016/j.jweia.2007.02.001

- [8] THORBY, Douglas. *Structural Dynamics and Vibration in Practice: An Engineering Handbook*. 1st. Oxford: Elsevier, 2008. ISBN 978-0-7506-8002-8.
- [9] LAGO, Alberto, Dario TRABUCCO a Antony WOOD. *Damping Technologies for Tall Buildings: Theory, Design Guidance and Case Studies*. 1st. Oxford: Council on Tall Buildings and Urban Habitat; Elsevier, 2019. ISBN 978-0-12-815963-7.
- [10] JANALÍK, Jaroslav. *Hydrodynamika a hydrodynamické stroje* [online]. Skripta. Ostrava: VŠB - TU, FS, 2008 [cit. 2022-02-28]. Dostupné z: <https://old.vscht.cz/uchi/ped/hydotreple/materialy/skripta.Janalik.pdf>
- [11] GERHART, Philip M., Andrew L. GERHART a John I. HOCHSTEIN. *Munson's fundamentals of fluid mechanics*. Global edition. [USA]: Wiley, 2017. ISBN 978-1-119-24898-9.
- [12] KING, Roger. A REVIEW OF VORTEX SHEDDING RESEARCH AND ITS APPLICATION. *Ocean Engineering*. Great Britain: Pergamon Press, 1977, **1977**(4), 141-171.
- [13] TIETJENS, Oskar a Ludwig PRANDTL. *Applied hydro- and aeromechanics*. Dover edition. New York: Dover Publications, Inc., 1957. Engineering societies monographs. ISBN 0-486-60375-X.
- [14] Flow around a cylinder in steady current. SUMER, B Mutlu a Jørgen FREDSE. *Hydrodynamics Around Cylindrical Structures* [online]. WORLD SCIENTIFIC, 1997, s. 1-35 [cit. 2022-03-08]. Advanced Series on Ocean Engineering. ISBN 978-981-279-574-8. Dostupné z: doi:10.1142/9789812795748\_0001
- [15] KUNĚŠ, Josef. *Similarity and Modeling in Science and Engineering*. 1. Cambridge: Cambridge International Science Publishing Ltd, 2012. ISBN 978-1-907343-77-3.
- [16] YUCE, Mehmet Ishak a Dalshad Ahmed KAREEM. A Numerical Analysis of Fluid Flow Around Circular and Square Cylinders. *Journal - American Water Works Association* [online]. 2016, **108**, 546-554 [cit. 2022-03-08]. ISSN 15518833. Dostupné z: doi:10.5942/jawwa.2016.108.0141

- [17] BIMBATO, Alex Mendonça, Luiz Antonio ALCÂNTARA PEREIRA a Miguel Hiroo HIRATA. Study of the vortex shedding flow around a body near a moving ground. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* [online]. 2011, **99**(1), 7-17 [cit. 2022-02-27]. ISSN 01676105. Dostupné z: doi:10.1016/j.jweia.2010.10.003
- [18] ZDRAVKOVICH, M.M. Forces on a circular cylinder near a plane wall. *Applied Ocean Research*. 1985, (7), 197-201.
- [19] BURESTI, G. a A. LANCIOTTI. Mean and fluctuating forces on a circular cylinder in cross-flow near a plane surface. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* [online]. 1992, **41**(1-3), 639-650 [cit. 2022-03-23]. ISSN 01676105. Dostupné z: doi:10.1016/0167-6105(92)90476-Q
- [20] QUEN, Lee Kee. Investigation on the effectiveness of helical strakes in suppressing VIV of flexible riser. *Applied Ocean Research*. 2014, **44**, 82-91.
- [21] RANJITH, E R. Analysis of flow over a circular cylinder fitted with helical strakes. *Procedia Technology*. 2016, **24**, 452–460.
- [22] TU, Jiyuan, Guan Heng YEOH a Chaoqun LIU. *Computational fluid dynamics: a practical approach*. 1st ed. Burlington: Butterworth-Heinemann, 2008. ISBN 978-0-7506-8563-4.
- [23] KATOPODES, Nikolaos D. Finite-Difference Methods for Advection. *Free-Surface Flow* [online]. Elsevier, 2019, s. 118-197 [cit. 2022-03-30]. ISBN 9780128154854. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-815485-4.00009-7
- [24] LAUNDER, B.E. a D.B. SPALDING. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* [online]. 1974, **3**(2), 269-289 [cit. 2022-03-31]. ISSN 00457825. Dostupné z: doi:10.1016/0045-7825(74)90029-2
- [25] What is Prandtl Number. *Nuclear power* [online]. 2022 [cit. 2022-03-31]. Dostupné z: <https://www.nuclear-power.com/nuclear-engineering/heat-transfer/introduction-to-heat-transfer/characteristic-numbers/what-is-prandtl-number/>

- [26] MOUKALLED, F., L. MANGANI a M. DARWISH. The Finite Volume Method. MOUKALLED, F., L. MANGANI a M. DARWISH. *The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics* [online]. Cham: Springer International Publishing, 2016, s. 103-135 [cit. 2022-04-02]. Fluid Mechanics and Its Applications. ISBN 978-3-319-16873-9. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-319-16874-6\_5
- [27] TU, Jiyuan, Guan Heng YEOH a Chaoqun LIU. *Computational fluid dynamics: a practical approach*. Third edition. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2018. ISBN 978-0-08-101127-0.
- [28] Turbulence Models In CFD. *IdealSimulations* [online]. Londýn, 2020 [cit. 2022-04-04]. Dostupné z: <https://www.idealsimulations.com/resources/turbulence-models-in-cfd/>
- [29] VLČEK, Petr, ed. Modelování turbulentního proudění. In: MORAVEC, Jiří. *Procesní Technika 2013*. 1. Praha: České vysoké učení v Praze, 2013. ISBN 978-80-01-05285-3.
- [30] METALCOR. 1.4550 AISI 347 Data sheet. In: *Metalcore* [online]. [cit. 2022-05-07]. Dostupné z: <http://www.metalcor.de/en/datenblatt/39/>
- [31] ROCHLING, Industrial. Fibre reinforced plastic sheets. In: *Rochling Industrial* [online]. [cit. 2022-05-07]. Dostupné z: [https://www.roechling.com/fileadmin/downloads/Roechling\\_Industrial/Brochures/RU/Durostone/Durostone-Sheets-DE-EN-RU.pdf](https://www.roechling.com/fileadmin/downloads/Roechling_Industrial/Brochures/RU/Durostone/Durostone-Sheets-DE-EN-RU.pdf)
- [32] BATZ a BURGEL. EN AW-2024 (AlCu4Mg1 - 3.1355) data sheet. In: *Batz-Bergel: Metallhande und Metallbearbeitung* [online]. [cit. 2022-05-07]. Dostupné z: <https://batz-burgel.com/en/metal-trading/aluminium-product-range/en-aw-2024/>
- [33] Česká Solární - Kalkulačka výkonu solárních panelů. *Česká Solární* [online]. Libeň [cit. 2022-05-09]. Dostupné z: <https://www.ceska-solarni.cz/kalkulacka>

## SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

$C_D$	[-]	Odporový koeficient
$C_L$	[-]	Vztlakový koeficient
$C_p$	[J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	měrná tepelná kapacita
$D$	[m]	Průměr obtékaného tělesa
$e$	[m]	Mezera mezi obtékaným tělesem a plochou
$F_D$	[N]	Odporová síla
$f_v$	[Hz]	Vlastní frekvence
$f_w$	[Hz]	Frekvence odtrhávání Kármánových vírů
$F_x$	[N]	Podélná síla
$F_y$	[N]	Příčná síla
$H$	[m]	Výška výběžku vinuté spirály
$k$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-2</sup> ]	kinetická energie turbulence
$k_2$	[N.m <sup>-1</sup> ]	Tuhost pružiny tlumiče kmitů
$m_2$	[kg]	Hmotnost
$p$	[m]	Stoupání vinuté spirály
$p$	[Pa]	Tlak
$Pr$	[-]	Prandtlovo číslo
$Pr_T$	[-]	turbulentní Prandtlovo číslo
$Re$	[-]	Reynoldsovo číslo
$S$	[m <sup>2</sup> ]	Plocha obtékaného profilu tělesa
$St$	[-]	Strouhalovo číslo
$T$	[K]	Termodynamická teplota
$u$	[m.s <sup>-1</sup> ]	Rychlost proudění
$v$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	Kinematická viskozita
$\nu_T$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	Turbulentní kinematická viskozita
$\delta$	[m]	Tloušťka turbulentní mezní vrstvy
$\mu$	[Pa.s]	Dynamická viskozita kapaliny
$\mu_T$	[Pa.s]	Turbulentní viskozita
$\omega_1$	[rad.s <sup>-1</sup> ]	Vlastní úhlová frekvence tlum. objektu
$\omega_2$	[rad.s <sup>-1</sup> ]	Vlastní úhlová frekvence tlumiče
$\rho$	[kg.m <sup>-3</sup> ]	Hustota kapaliny
$\varepsilon$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-3</sup> ]	Lokální hodnota rychlosti disipace kinetické energie turbulence
$\lambda$	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Termální konduktivita
<i>CFD</i>		Computational fluid dynamic
<i>DNS</i>		Direct Numerical Simulation
<i>LES</i>		Large Eddy Simulation
<i>MKP</i>		Metoda konečných prvků
<i>RANS</i>		Reynolds Averaged Navier-Stokes

## SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. č. 1	Příčiny havárie jednotlivých konstrukcí komínu - statistický soubor obsahující 739 případů havárií. Převzato a upraveno z [1].....	8
Obr. č. 2	Ukázka části Kármánovy vírové stezky s vyznačením základních směrů buzení tělesa. Z CFD simulace v programu FLUENT.....	9
Obr. č. 3	Model pasivního tlumiče kmitů bez viskózního tlumení (převzato z [8])..	10
Obr. č. 4	Amplitudo frekvenční charakteristika tělesa pro různý poměr hmotností tlumiče a kmitajícího tělesa $\mu=m_2/m_1$ (převzato z [8]).....	11
Obr. č. 5	Model pasivního tlumiče kmitů s viskózním tlumením (převzato z [8])...	11
Obr. č. 6	Porovnání A-F charakteristiky tělesa s odladěným pasivním tlumičem kmitů a bez něj (převzato z [8]).....	12
Obr. č. 7	Schémata adaptivních pasivních tlumičů (převzato z [9]).....	13
Obr. č. 8	Schéma odtržení mezní vrstvy a vznik vírů u povrchu válcového tělesa. Převzato a upraveno z [11].....	14
Obr. č. 9	Rozdíl mezi laminárním a turbulentním odtržením mezní vrstvy. Převzato a upraveno z [14].....	15
Obr. č. 10	Strouhalovo číslo pro válec s hladkým povrchem, Experimentální data: plná čára: Wiliamson (1989); čárkovaná čára: Roshko (1961); tečkovaná čára: Schewe (1983). Převzato a upraveno z [14].....	17
Obr. č. 11	Závislost odporového koeficientu na Reynoldsovu číslu pro válcové těleso(experimentální data a simulace) a pro hranol s čtvercovým příčným průřezem (simulace). Převzato a upraveno z [16].....	18
Obr. č. 12	Vliv přilehlého objektu na odtrhávání vírů. Ke tvorbě vírů dochází u $e/D=0.3$ a $0.4$ zatímco u hodnot $e/D = 0.05$ a $0.2$ už k tvorbě vírů nedochází. Fotografie pořízeny za $Re = 7 \times 10^3$ . Převzato z [14].....	19
Obr. č. 13	Natočení tlakového pole – a) profil obtékaného tělesa ve volném poli b) profil obtékaného tělesa v blízkosti přilehlé plochy. Převzato a upraveno z [14].....	20
Obr. č. 14	Geometrie válcového tělesa s vinutou spirálou. Převzato z [3] a [20].....	20
Obr. č. 15	Jednotlivé typy sítě: a) strukturální b) nestrukturální c) polyhedrální a znázornění lokálního zjemnění sítě v rámci mezní vrstvy (d). Převzato a upraveno z [27].....	26
Obr. č. 16	Schéma analyzovaného komínu (převzato z [7]).....	29
Obr. č. 17	Aktuální fotografie komínu ze Street View Google Maps [30].....	31
Obr. č. 18	Geometrie jednotlivých domén a) volný komín v prostoru; b) komín vedle budovy; c) komín před budovou; d) volný aerodynamický pláště v prostoru.....	33
Obr. č. 19	Příklad sítě a zjemnění směrem k ploše profilu.....	34
Obr. č. 20	Okrajové podmínky u jednotlivých domén.....	36
Obr. č. 21	Pole kinetické energie turbulence pro profil kruhu a pláště při rychlosti proudění $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .....	38
Obr. č. 22	Pole statického tlaku pro profil kruhu a pláště při rychlosti proudění $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .....	39
Obr. č. 23	Vyhodnocení velikosti amplitudy a frekvence sil působících na obtékané těleso.....	40
Obr. č. 24	Odporová síla v závislosti na rychlosti proudícího média.....	41
Obr. č. 25	Velikost amplitudy silového působení v závislosti na rychlosti proudícího média.....	41

Obr. č. 26	Frekvence sil působících na obtékané těleso ochranného pláště a válcové těleso v závislosti na rychlosti proudícího média.....	42
Obr. č. 27	Experimentálně určené závislosti Strouhalova čísla na Reynoldsovu číslu pro válcové těleso. Doplněno o hodnoty získané numerickými simulacemi proudění (modré +). (Převzato a upraveno z [14])......	43
Obr. č. 28	Ukázka podchycení gradientu rychlosti v mezní vrstvě u povrchu profilu kruhového průřezu.....	44
Obr. č. 29	Pole kinetická energie turbulence pro doménu představující komín před budovou ve směru proudění.....	44
Obr. č. 30	Vývoj proudění u komínu vedle budovy v průběhu 70 sekund přechodového děje v čase 131s – 201s. V čase před 131s nedocházelo k výrazným změnám kinetické energie turbulence. V čase nad 201s skončil přechodový děj. Zobrazeny výsledky pole kinetické energie turbulence v čase.....	46
Obr. č. 31	Studie vlivu použitého materiálu na modální vlastnosti jednoho segmentu ochranného pláště.....	48
Obr. č. 32	Model geometrie komínu kotveného k přilehlé budově.....	49
Obr. č. 33	Jedna z možných poloh osy silové soustavy vůči navržené ose rotace.....	51
Obr. č. 34	Model geometrie komínu kotveného k přilehlé budově s instalovaným ochranným aerodynamickým pláštěm.....	52
Obr. č. 35	Model volného komínu v prostoru; a) bez ochranného pláště; b) s ochranným pláštěm.....	53
Obr. č. 36	Okrajové podmínky a vazebné rovnice předepsané pro jednotlivé výpočetní modely; a) komín ukotvený k přilehlé budově; b) komín ukotvený k přilehlé budově s ochranným pláštěm; c) komín umístěný volně v prostoru; d) komín s ochranným pláštěm stojící volně v prostoru.	54
Obr. č. 37	Rozložení tlaku na profilu pláště v čase.....	55
Obr. č. 38	Rozložení tlaku na profilu komínu situovaného v blízkosti přilehlé budovy v čase.....	55
Obr. č. 39	Rozložení tlaku na profilu komínu ve volném prostoru v čase jedné periody pro rychlost proudění vzduchu $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .....	56
Obr. č. 40	Rozložení tlaku na profilu komínu ve volném prostoru v čase jedné periody pro rychlost proudění vzduchu $35 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .....	57
Obr. č. 41	Příklad mapovaného tlakového pole (jednotka [Pa]) z 2D CFD výpočtu na 3D geometrii (zobrazen jeden z mnoha zátěžných kroků pro rychlost proudění $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ).....	58
Obr. č. 42	Výsledky modální analýzy – pro modelový komín kotvený k budově.....	60
Obr. č. 43	Výsledky modální analýzy – pro modelový komín s pláštěm kotvený k budově.....	61
Obr. č. 44	Výsledky modální analýzy – pro modelový komín volně stojící v prostoru.....	62
Obr. č. 45	Výsledky modální analýzy – pro modelový komín s ochranným pláštěm volně stojícím v prostoru.....	63
Obr. č. 46	Výsledná odezva zjištěná z pohybu uzlu umístěného v místě s maximální výchylkou (Model komínu kotveného k budově při rychlosti proudění $6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ).....	64
Obr. č. 47	Výchylky komínu v obou směrech.....	65
Obr. č. 48	Amplituda výchylky volného komínu.....	66

Obr. č. 49	Porovnání maximálních amplitud výchylky pro jednotlivé rychlosti proudění u volného komínu s ochranným pláštěm a bez ochranného pláště.....	66
Obr. č. 50	Redukované napětí na modelu volného komínu při rychlosti proudění vzduchu $15 \text{ m.s}^{-1}$ .....	67
Obr. č. 51	Redukované napětí na modelu volného komínu s ochranným pláštěm při rychlosti proudění $15 \text{ m.s}^{-1}$ .....	68
Obr. č. 52	Porovnání maximálního redukovaného napětí v časovém okamžiku odpovídajícímu maximální výchylce a to pro analyzované rychlosti proudění.....	69
Obr. č. 53	Redukované napětí na modelu ukotveného komínu při rychlosti proudění $6 \text{ m.s}^{-1}$ .....	70
Obr. č. 54	Redukované napětí na modelu ukotveného komínu s ochranným pláštěm při rychlosti proudění $6 \text{ m.s}^{-1}$ .....	70



## SEZNAM TABULEK

Tab. č. 1	Substituce pro rovnici kontinuity.....	22
Tab. č. 2	Substituce pro Navier-Stokesovy rovnice.....	22
Tab. č. 3	Substituce pro energetickou rovnici.....	23
Tab. č. 4	Substituce pro rovnice spojené s turbulencí (k- $\epsilon$ model).....	24
Tab. č. 5	Okrajové podmínky spojené s hybností pro viskózní kapaliny.....	24
Tab. č. 6	Statistika počtu buněk a uzlů jednotlivých sítí.....	35
Tab. č. 7	Materiálové vlastnosti tekutiny.....	35
Tab. č. 8	Okrajové podmínky u jednotlivých domén.....	37
Tab. č. 9	Mechanické vlastnosti použitých materiálů.....	49