

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE  
FAKULTA STROJNÍ  
ÚSTAV TECHNIKY PROSTŘEDÍ

---

**ZJEDNODUŠENÉ MODELY PRO PRŮTOK VZDUCHU  
VĚTRACÍMI ŠTĚRBINAMI ODVOZENÉ Z VÝSLEDKŮ  
CFD SIMULACÍ**

DIPLOMOVÁ PRÁCE

DANIEL HAVLÍK

6-TŽP-2019

## I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Havlík** Jméno: **Daniel** Osobní číslo: **437763**  
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**  
Zadávající katedra/ústav: **Ústav techniky prostředí**  
Studijní program: **Strojní inženýrství**  
Studijní obor: **Technika životního prostředí**

## II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

**Zjednodušené modely pro průtok vzduchu větracími štěrbinami odvozené z výsledků CFD simulací**

Název diplomové práce anglicky:

**Simplified Models for Air Flow Through Ventilation Gaps Derived from CFD Simulation Results**

Pokyny pro vypracování:

Cílem práce je navrhnout postup, podle něhož se z výsledků CFD simulací proudění vzduchu větracími štěrbinami stanoví zjednodušené (mocninné nebo kvadratické) závislosti mezi tlakovým rozdílem a objemovým průtokem, které se používají při multizónové simulaci větrání budov. Navržený postup řešení nejdříve ověřte na štěrbinách ve tvaru úzkého lomeného kanálu, pro které lze najít údaje v literatuře. Ověřený postup použijte na štěrbinu se složitou geometrií. Porovnejte náhradu skutečné charakteristiky štěrbin mocninnou a kvadratickou závislostí.

Seznam doporučené literatury:

Etheridge D. W. Crack Flow Equations and Scale Effect. Building and Environment, vol. 12, s. 181-189, 1977.  
Baker P. H., Sharples S., Ward I. C. Air Flow Through Cracks. Building and Environment, vol. 22, no. 4, s. 293-304, 1987.  
Walker I. S., Wilson D. J., Sherman M. H. A Comparison of the Power Law to Quadratic Formulations for Air Infiltration Calculations. Energy and Buildings, vol. 27, s. 293-299, 1998.  
Etheridge D. W. Natural Ventilation of Buildings. Theory, Measurement and Design. Chichester, West Sussex : Wiley, 2012.

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

**Ing. Martin Barták, Ph.D., ústav techniky prostředí FS**

Jméno a pracoviště druhé(ho) vedoucí(ho) nebo konzultanta(ky) diplomové práce:

Datum zadání diplomové práce: **24.04.2019**

Termín odevzdání diplomové práce: **24.06.2019**

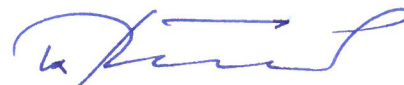
Platnost zadání diplomové práce:



Ing. Martin Barták, Ph.D.  
podpis vedoucí(ho) práce



doc. Ing. Vladimír Zmrhal, Ph.D.  
podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry



prof. Ing. Michael Valášek, DrSc.  
podpis děkana(ky)

## III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Diplomant bere na vědomí, že je povinen vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v diplomové práci.

*24.4. 2019*

Datum převzetí zadání



Podpis studenta

## **Souhrn:**

Práce se zabývá použitím CFD simulací pro nalezení zjednodušených modelů popisujících průtok vzduchu větracími štěrbinami. Těmito modely jsou mocninné a kvadratické závislosti mezi tlakovým rozdílem a průtokem, které se používají při multizónové simulaci větrání budov. K testování použitého postupu byl zvolen jednoduchý model lomené štěrbině nalezený v literatuře a publikované výsledky byly porovnány s vlastní simulacemi na tomto modelu. Takto vyzkoušena metoda byla použita na tři typy skutečných větracích štěrbin složitějších tvarů. Pro každý typ štěrbin byla provedena simulace pro několik průtoků, které odpovídaly tlakovým rozdílům na vstupu a výstupu ze štěrbin v rozsahu od 0 do 50 Pa. CFD simulace byly provedeny v programu ANSYS Fluent 2019 R1. Výsledná data byla vynesena do grafů, ve kterých byly pomocí funkce spojnice trendu programu Microsoft Excel stanoveny parametry kvadratické a mocninné závislosti.

## **Summary:**

The thesis deals with the application of CFD simulations in finding simplified models for air flow through ventilation gaps. These models are power law and quadratic equations. They describe dependency between pressure difference and flow rate and are used in multi-zone simulations of building ventilation. To test the used approach, a simple model with one bend was found in literature and replicated. The results of simulations with the replicated model were compared to those published in literature. This approach was then applied to three types of real gaps with complex geometry. For each gap type a simulation was performed for several flow rates corresponding to pressure differences ranging from 0 to 50 Pa. CFD simulations were performed using ANSYS Fluent 2019 R1. The resulting data were plotted, and the parameters of power law and quadratic equations were obtained using trend-line function in Microsoft Excel.

### **Prohlášení:**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci s názvem: „Zjednodušené modely pro průtok vzduchu větracími šěrbinami odvozené z výsledků CFD simulací“ vypracoval samostatně pod vedením Ing. Martina Bartáka Ph.D., s použitím literatury, uvedené na konci mé diplomové práce v seznamu použité literatury.

V Praze 24. 6. 2019

  
Daniel Havlík

## Obsah

1	Úvod.....	6
2	Dvojitá fasáda.....	7
2.1	Popis, principy funkce a varianty řešení .....	7
2.2	Výhody a nevýhody .....	8
2.3	Větrací otvory ve dvojitě fasádě .....	8
3	Multizónové modely.....	9
3.1	Princip multizónového modelu .....	9
3.2	Proudění vzduchu v zónovém modelu .....	10
4	Mocninná a kvadratická rovnice .....	11
4.1	Mocninná rovnice .....	11
4.2	Kvadratická rovnice .....	12
4.3	Rozdíly mezi mocninným a kvadratickým modelem.....	13
5	CFD Simulace .....	15
5.1	Princip CFD .....	15
5.2	Modelování turbulence.....	15
5.3	Modely turbulence založené na turbulentní viskozitě.....	16
5.4	Modelování proudění v blízkosti stěn .....	18
5.4.1	Stěnové funkce kombinované s výpočtem rychlosti v celé mezní vrstvě .....	18
5.5	Okrajové podmínky.....	19
5.6	Rezidua.....	19
6	Numerický experiment.....	20
6.1	Ověření metodiky.....	20
6.1.1	Okrajové podmínky a další nastavení úlohy .....	21
6.1.2	Porovnání s výsledky modelu Chiu-Etheridge.....	22
6.2	Boční štěrbina .....	26
6.2.1	Geometrie.....	26
6.2.2	Numerická síť.....	27
6.2.3	Nastavení řešiče CFD simulace .....	28
6.2.4	Výsledky simulace a jejich zpracování .....	30
6.3	Spodní štěrbina.....	34
6.3.1	Geometrie.....	34
6.3.2	Numerická síť.....	35
6.3.3	Nastavení řešiče CFD simulace .....	35
6.3.4	Výsledky simulace a jejich zpracování .....	38
6.4	Horní štěrby .....	41
6.4.1	Geometrie.....	41
6.4.2	Numerická síť.....	42
6.4.3	Nastavení řešiče CFD simulace .....	43
6.4.4	Výsledky simulace a jejich zpracování .....	46
6.5	Porovnání mocninné a kvadratické rovnice v jednom grafu.....	53
7	Závěr.....	57
8	Seznam literatury a použitých pramenů .....	59

## Použité značení

<i>a</i>	parametr kvadratického modelu	[Pa.s /m <sup>3</sup> ]
<i>b</i>	parametr kvadratického modelu	[Pa.s <sup>2</sup> /m <sup>6</sup> ]
<i>C</i>	parametr mocninného modelu	[m <sup>3</sup> /Pa <sup>n</sup> s]
<i>d</i>	tloušťka mezery	[m]
<i>g</i>	tíhové zrychlení	= 9,81 m/s <sup>2</sup>
<i>k</i>	parametr závislý na počtu ohybů	[-]
<i>L</i>	šířka mezery	[m]
<i>n</i>	parametr mocninného modelu	[-]
<i>p</i>	celkový tlak	[Pa]
<i>s</i>	počet ohybů	[-]
<i>Re</i>	Reynoldsovo číslo	[-]
<i>u</i>	rychlost proudění	[m/s]
<i>Ṁ</i>	objemový průtok	[m <sup>3</sup> /s]
<i>y</i>	výška nad vztažnou rovinou	[m]
<i>z</i>	rozměr mezery ve směru proudění	[m]
<i>μ</i>	dynamická viskozita	[Pa.s]
<i>ρ</i>	hustota vzduchu	[kg/m <sup>3</sup> ]

## Indexy

<i>A</i>	cesta A
<i>B</i>	cesta B
<i>boč</i>	boční štěrbina
<i>Ch-E</i>	Chiu-Etheridge
<i>CELK</i>	celkový objemový průtok
<i>spod</i>	spodní štěrbina
<i>VM</i>	vlastní model
<i>VYP</i>	vypočtený z mocninné/kvadratické rovnice
<i>v</i>	vztlak způsobený rozdílem hustot v uzlech
<i>z</i>	tlaková ztráta
<i>1</i>	místo 1
<i>2</i>	místo 2

## 1 Úvod

Dvojitá fasáda je poměrně často využívaný typ pláště budovy, zejména u kancelářských objektů. Aby se předešlo problémům, jako je například přehřívání, je potřeba dutinu dvojitě fasády větrat. K tomu jsou využívány různé typy větracích štěrbin, které je nutno správně navrhnout.

Pro návrh dvojitě fasády je využívána multizónová simulace, která zachycuje interakce všech mechanismů přenosu tepla a proudění. V multizónových modelech jsou větrací otvory a štěrbiny popsány relativně jednoduchými charakteristikami, obvykle ve tvaru funkční závislosti objemového průtoku na tlakovém rozdílu. Nejčastěji se používá tzv. mocninný nebo kvadratický model.

Úvodní část práce poskytuje základní informace o dvojitých fasádách a multizónových modelech, vysvětluje princip CFD simulací, popisuje metody modelování turbulence. Dále jsou na základě literární rešerše podrobněji popsány mocninné a kvadratické charakteristiky větracích otvorů. Jsou porovnány s ohledem na možnosti jejich výpočtu a z hlediska vztahu k tlakovým ztrátám místním a třecím.

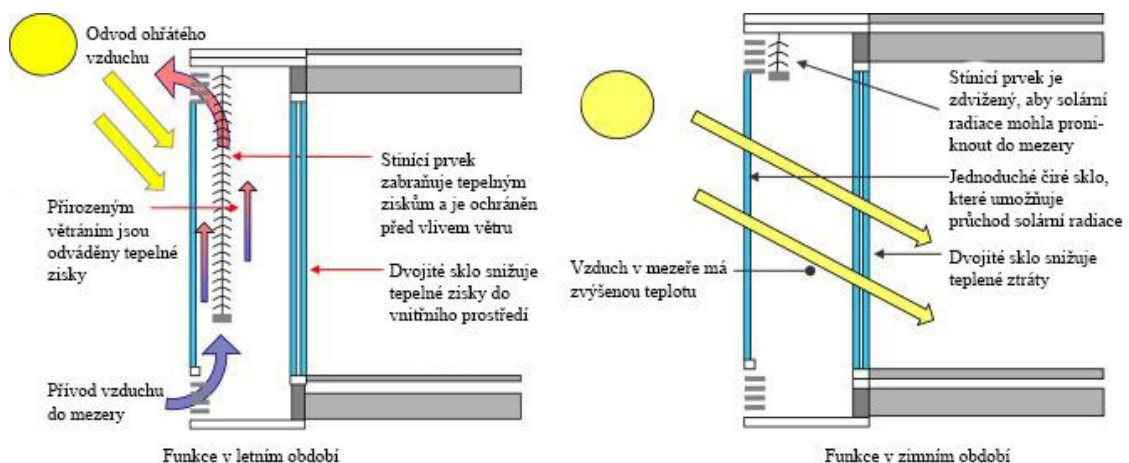
Parametry mocninných a kvadratických modelů větracích štěrbin lze získat měřením, což ovšem v projekční fázi často není možné, nebo z CFD simulací. Cílem této práce bylo navrhnout postup, podle něhož se na základě CFD simulací proudění vzduchu větracími štěrbinami stanoví zjednodušené (mocninné nebo kvadratické) závislosti mezi tlakovým rozdílem a objemovým průtokem. Vhodný postup se podařilo najít v odborné literatuře a byl otestován na štěrbině ve tvaru úzkého lomeného kanálu, pro niž byly v literatuře nalezeny relevantní údaje z měření i z CFD simulací. Vyzkoušený postup byl aplikován na tři typy větracích štěrbin, které mají být použity pro dvojitou fasádu projektované budovy.

## 2 Dvojitá fasáda

### 2.1 Popis, principy funkce a varianty řešení

Dvojitá fasáda je plášť budovy s provětrávanou vzduchovou mezerou v meziprostoru. Vzdálenost vnějšího a vnitřního pláště fasády se může pohybovat od 20 cm do 2 m [1]. Proudění vzduchu v mezeře může být přirozené nebo nucené. Systém dvojitě fasády se využívá zejména pro kancelářské budovy, kde má za cíl snížit energetickou náročnost budovy. Schéma principu dvojitě fasády je na obr. 1.

Vliv větru a vztlak způsobený rozdílem teplot jsou dva hlavní důvody vzniku přirozeného větrání. Velké rozdíly teplot a výšek přírodních a odvodních otvorů tak u budov s dvojitou fasádou umožňují trvalou výměnu vzduchu ve větrané dutině. Existují tři způsoby větrání dvojitě fasády. Celoplošné provětrávání, kde přívod vzduchu je ve spodní části fasády a odvod v horní. Druhý způsob je kanálové odvětrání, kdy je meziprostor rozdělen po patrech a mezi jednotlivými patry může vzduch proudit skrze větrací otvory. Přívod vzduchu do meziprostoru je umístěn pod stropem v interiéru v každém patře a vzduch je odveden nad střechu budovy. Poslední možností je kazetové uspořádání, kde je meziprostor horizontálně i vertikálně rozdělen a vzduch je přepouštěn mezi jednotlivými částmi pomocí větracích otvorů. [1]



Obr. 1 – Schéma principu dvojitě fasády [12]



## 2.2 Výhody a nevýhody

Vnější fasáda chrání budovu před účinky počasí a větru. Vnitřní fasáda bývá opatřena sklem pro snížení tepelných zisků od solární radiace. Dutina mezi fasádami izoluje budovu od hluku a od vlivu změn venkovních teplot na interiér budovy. Do dutiny bývají také umístěovány stínící prvky, kde jsou tak chráněny před vlivem větru a počasí. V zimních měsících snižuje dvojitá fasáda tepelné ztráty objektu a tím klesají i náklady na vytápění. Naopak v letních měsících, zejména pak na fasádách orientovaných na jih a západ, se může dutina přehřívat [1].

## 2.3 Větrací otvory ve dvojitě fasádě

Přehřívání dvojitě fasády lze zabránit správně dimenzovanými a umístěnými otvory pro přívod a odvod vzduchu. Během bezvětří zabezpečují přívod vzduchu dolní větrací otvory meziprostoru a odvod vzduchu otvory horní, nebo obráceně v závislosti na teplotě venkovního prostředí. Při nárazech větru se může směr proudění vzduchu v mezeře okamžitě obrátit. Otvory mohou být krátké a vysoké s mřížkami, nebo ve tvaru dlouhé a úzké štěrby. Při nuceném větrání mohou být v otvorech osazeny ventilátory. Pokud je systém dvojitě fasády kazetový, je nutné vyřešit i větrací otvory mezi jednotlivými oddělenými úseky.

### 3 Multizónové modely

Interakce všech mechanismů přenosu tepla a proudění je velmi složitá. Pro správné pochopení a návrh systémů dvojitých fasád je vhodné provést simulační řešení. K řešení proudění vzduchu ve dvojitě fasádě se využívají multizónové modely. Ty jsou základem většiny počítačových simulací proudění vzduchu (případně škodlivin) v budovách a simulací energetické náročnosti [3]. Tyto modely jsou nenáročné na paměť a výkon výpočetní techniky.

#### 3.1 Princip multizónového modelu

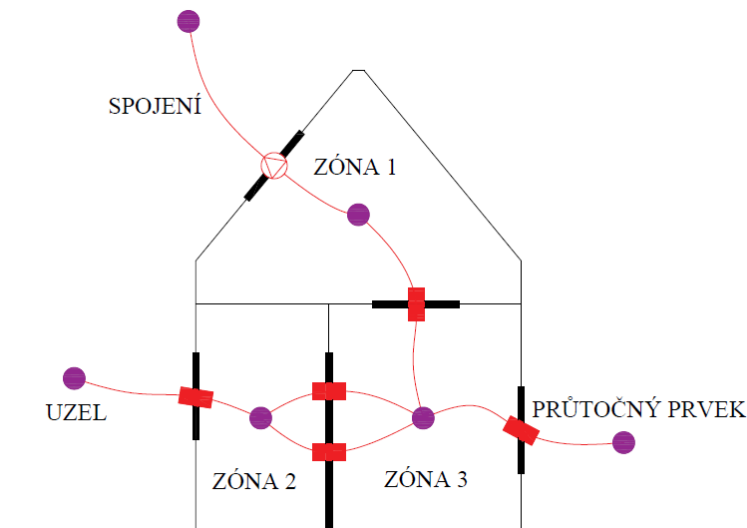
Multizónové modely idealizují budovu jako soubor oddělených zón, kde se každá chová jako dokonale promíchávaná nádoba. Tyto zóny mají homogenní vnitřní prostředí a jsou charakterizovány příslušnou teplotou a tlakem, které mohou být závislé na čase. Proudění vzduchu je v multizónovém modelu řešeno pomocí sítě tlakových uzlů a průtočných prvků.

Uzly sítě reprezentují vnitřní nebo okrajové tlaky vzduchu tak, že vnitřní uzly jsou přiřazeny k zónám, v nichž tlak předem neznáme, a okrajové uzly mají buď pevně stanovený tlak, nebo jsou v nich proměnné, ale předem známé podmínky (dynamický tlak větru).

Prvky dělíme na pasivní s pevně určenou průtočnou charakteristikou (např. štěrbin, potrubní tvarovky a otvory), dále na pasivní s parametrickou průtočnou charakteristikou (např. regulační klapky) a na prvky aktivní s pevně danou průtočnou charakteristikou (např. ventilátory).

Dva uzly sítě propojené určitým prvkem tvoří spojení neboli větev sítě, která je orientována předpokládaným směrem průtoku. Mezi dva uzly nelze zařadit více průtočných prvků do série, možné je pouze paralelní uspořádání, kdy jsou dva uzly spojeny více než jednou cestou.

Metoda rozdělení řešeného objektu na zóny závisí na geometrii budovy, teplotní stratifikaci vzduchu, určení hlavních cest průtoku vzduchu, zónování větracího systému a podobně. Zónou může být celá místnost nebo jen její část, případně lze použít jednozónovou reprezentaci pro celé patro budovy. Příklad rozdělení objektu na zóny a uzlové sítě je znázorněn na obr. 2.



Obr. 2 – Ilustrativní příklad zónového modelu budovy a uzlové sítě pro simulaci proudění vzduchu

### 3.2 Proudění vzduchu v zónovém modelu

Průtok vzduchu spojením s pasivním prvkem mezi dvěma uzly sítě popisuje Bernoulliova rovnice (1). Vzduch v tomto případě považujeme za nestlačitelnou tekutinu s viskozitou a proudění uvažujeme stacionární, jednorozměrné a adiabatické.

$$p_1 + \rho g y_1 + \frac{1}{2} \rho u_1^2 + \Delta p_v = p_2 + \rho g y_2 + \frac{1}{2} \rho u_2^2 + \Delta p_z \quad (1)$$

kde	$p$	statický tlak [Pa]
	$u$	rychlost proudění [m/s]
	$y$	výška nad vztažnou rovinou [m]
	$\rho$	hustota vzduchu [kg/m <sup>3</sup> ]
	$g$	tíhové zrychlení (= 9,81 m/s <sup>2</sup> )
	$\Delta p_v$	účinný vztlak způsobený rozdílem hustot v uzlech [Pa]
	$\Delta p_z$	celková tlaková ztráta [Pa]

Hustoty vzduchu se mohou lišit v závislosti na teplotě vzduchu v zóně (tj. i v uzlu). Do rovnice (1) se dosadí za  $\rho$  hustota, která odpovídá teplotě v uzlu, ze kterého proudění vychází. Účinný vztlak  $\Delta p_v$  bude nenulový jen při rozdílných teplotách vzduchu v uzlech, čímž je model proudění propojen s termálním modelem. Vliv časově proměnných podmínek (vnějších i vnitřních) je řešen kvazistacionárním přístupem, což znamená, že okrajové podmínky v rámci časového kroku jsou konstantní a mezi časovými úseky se mění skokově.

## 4 Mocninná a kvadratická rovnice

Proudění vzduchu větví sítě s pasivním prvkem je způsobeno rozdílem tlaků mezi dvěma uzly. Statická charakteristika prvku (2) popisuje vztah mezi tlakovým rozdílem  $\Delta p$  [Pa] a objemovým průtokem vzduchu  $\dot{V}$  [m<sup>3</sup>/s] pro ustálené proudění.

$$\dot{V} = f(\Delta p) \quad (2)$$

K popisu proudění vzduchu pasivními prvky uzlové sítě se v multizónových modelech využívají mocninná a kvadratická rovnice. Která z nich je vhodnější pro popis proudění skrze otvory, je předmětem diskusí již přes čtyřicet let. Pro malé tlakové rozdíly (do 60 Pa), se kterými se setkáváme při řešení přirozeného větrání, se tyto rovnice výrazně liší (o 40 % a více), a proto je nutné řešit, kterou z nich použít. V praxi byla mocninná rovnice (3) využívána více ve srovnání s kvadratickou rovnicí (4) [5] a je téměř univerzálně akceptována jako vhodné řešení pro popis přirozeného větrání [10]. V poslední době však byly vydány vědecké práce Etheridge (1998) a Chiu a Etheridge (2002), které obhajují použití kvadratické rovnice [9].

### 4.1 Mocninná rovnice

$$\dot{V} = C \Delta p^n \quad (3)$$

kde	$\dot{V}$	průtok vzduchu průtočným prvkem (m <sup>3</sup> /s)
	$C$	parametr modelu (m <sup>3</sup> /Pa <sup>n</sup> s)
	$\Delta p$	rozdíl celkových tlaků před a za otvorem (Pa)
	$n$	parametr modelu (-)

Mocninná rovnice (3) popisuje závislost mezi objemovým průtokem a tlakovým rozdílem v otvorech. Tato rovnice je získána proložením křivky naměřenými nebo nasimulovanými daty. Není založena na fyzikálním principu. Nelze na ní aplikovat Reynoldsův zákon podobnosti, který říká, že data, naměřená na zmenšeném modelu při nižších Reynoldsových číslech, lze poté aplikovat i na reálný případ.

V praxi je použití této rovnice vhodné pro otvory s větším tlakovým rozdílem, kde vhodně aproximuje naměřená data [5].

## 4.2 Kvadratická rovnice

$$\Delta p = a\dot{V} + b\dot{V}^2 \quad (4)$$

kde	$\Delta p$	rozdíl celkových tlaků před a za otvorem (Pa)
	$a$	parametr (Pa.s /m <sup>3</sup> )
	$b$	parametr (Pa.s <sup>2</sup> /m <sup>6</sup> )
	$\dot{V}$	průtok vzduchu (m <sup>3</sup> /s)

Výhody kvadratické rovnice spočívají v menší odchylce vypočtených dat od experimentálně zjištěných hodnot a v možnosti vypočítat parametry  $a$ ,  $b$  pomocí fyzikálních vztahů. Je tedy možné zjistit jejich původ a význam.

Při tlakové zkoušce oken [5] bylo zjištěno, že naměřená data průtoku a tlakové změny odpovídají křivce popsané kvadratickou rovnicí (4), a že parametry  $a$  a  $b$  jsou závislé na rozměrech štěrbin mezi oknem a rámem. Parametr  $a$  je odvozen z tlakové ztráty třením pro plně vyvinutý laminární proud v mezeře – viz (5). Parametr  $b$  reprezentuje tlakové ztráty místními odpory a ztráty turbulentního proudění – viz (6).

$$a = \frac{12\mu z}{Ld^3} \quad [\text{Pa.s /m}^3] \quad (5)$$

$$b = \frac{\rho k}{2L^2d^2} \quad [\text{Pa.s}^2/\text{m}^6] \quad (6)$$

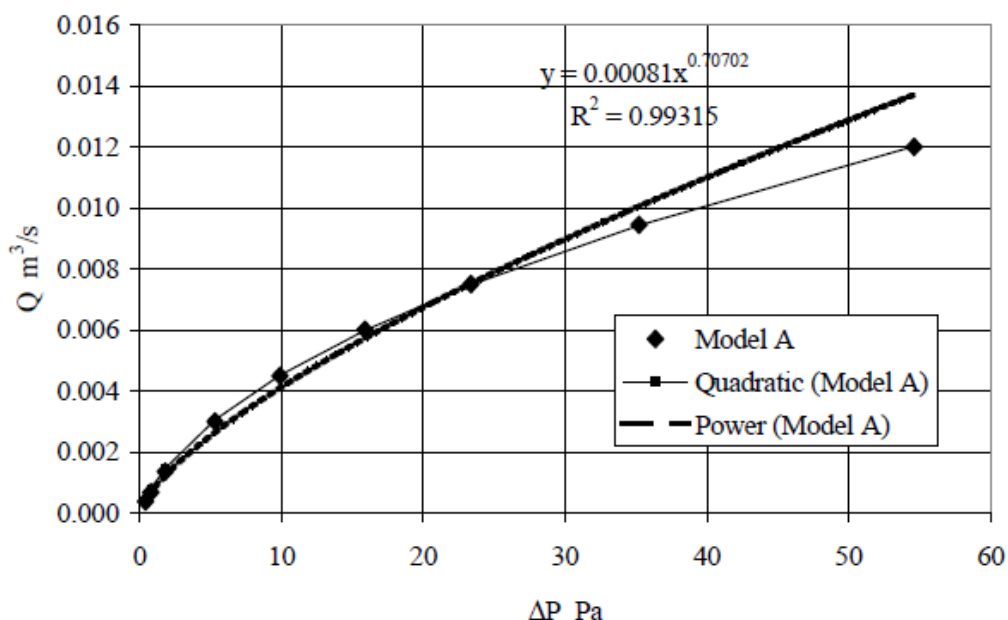
kde	$\mu$	dynamická viskozita [Pa.s]
	$z$	rozměr mezery ve směru proudění [m]
	$L$	šířka mezery [m]
	$d$	tloušťka mezery [m]
	$\rho$	hustota vzduchu [kg/m <sup>3</sup> ]
	$k$	bezrozměrný parametr závislý na počtu ohybů [-]

$$k = 1,5 + s \quad [-] \quad (7)$$

kde	$s$	počet ohybů [-]
-----	-----	-----------------

### 4.3 Rozdíly mezi mocninným a kvadratickým modelem

Rovnice (3) a (4) se zásadně odlišují v přesnosti výsledků. Rozdíly mohou být 40 % a více, což hraje roli především při přirozeném větrání, kde pracujeme s malými rozdíly tlaků [5]. Rozdíly v přesnosti těchto dvou rovnic se projeví, pokud jsou použity v matematických modelech a simulacích proudění vzduchu přes plášť budovy skrze otvory nebo skupiny otvorů. Obr. 3 ukazuje porovnání mocninné a kvadratické formy průtokové charakteristiky jedné štěrbinu (označené jako Model A). Můžeme vidět, že kvadratická rovnice lépe aproximuje data z CFD simulace (značka ♦), a to při všech tlakových rozdílech. Mocninná rovnice dobře postihuje CFD hodnoty do tlakového rozdílu 25 Pa, ale při vyšších tlakových rozdílech se již výrazně liší.



Obr. 3 – Porovnání mocninné a kvadratické rovnice [5]

Na obr. 4 je vidět procentuálně vyjádřený rozdíl relativních odchylek mezi průtoky získanými z kvadratické a mocninné rovnice při daných tlakových rozdílech. Průtokové charakteristiky byly získány CFD simulací pro štěrbinu se dvěma ohyby a pro štěrbinu se čtyřmi ohyby.

Relativní odchylka mocninné rovnice

$$\delta_{mr} = \frac{\dot{V}_{mr} - \dot{V}_{CFD}}{\dot{V}_{CFD}} \cdot 100\% \quad [\%] \quad (8)$$

Relativní odchylka kvadratické rovnice

$$\delta_{kr} = \frac{\dot{V}_{kr} - \dot{V}_{CFD}}{\dot{V}_{CFD}} \cdot 100\% \quad [\%] \quad (9)$$

Relativní odchylka  $\delta$  v grafu je získána odečtením odchylky mocninné rovnice od odchylky rovnice kvadratické (10).

$$\delta = \delta_{kr} - \delta_{mr} \quad [\%] \quad (10)$$

kde symboly v rovnicích (8), (9) a (10) označují:

$\dot{V}_{mr}$  průtok vypočtený mocninou rovnicí [ $\text{m}^3/\text{s}$ ]

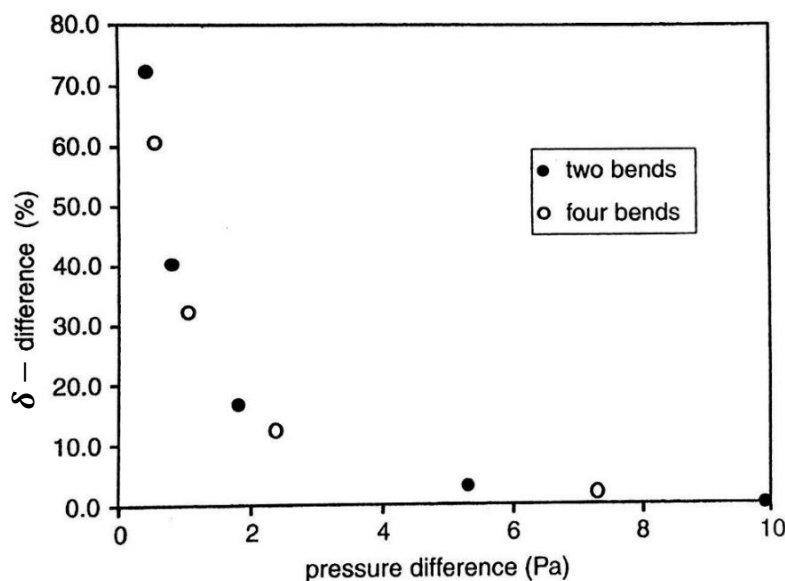
$\dot{V}_{kr}$  průtok vypočtený kvadratickou rovnicí [ $\text{m}^3/\text{s}$ ]

$\dot{V}_{CFD}$  průtok zjištěný CFD simulací [ $\text{m}^3/\text{s}$ ]

$\delta_{mr}$  relativní odchylka mocninné rovnice [%]

$\delta_{kr}$  relativní odchylka kvadratické rovnice [%]

Z obrázku je patrné, že kvadratická rovnice je daleko přesnější pro malé tlakové rozdíly. Pro tlakové difference větší než 6 Pa jsou rozdíly mezi průtokovými charakteristikami již tak malé, že nezáleží na tom, kterou rovnicí použijeme. Lze také pozorovat, že štěrbinina se dvěma ohyby má celkově větší odchylku mocninné od kvadratické rovnice.



Obr. 4 – Rozdíl  $\delta$  mezi odchylkami vzniklými použitím mocninné a kvadratické rovnice pro různé hodnoty rozdílů tlaků  $\Delta p$  a dva typy štěrbin [11]

## 5 CFD Simulace

Jednou z možností, jak zjišťovat chování proudění, je experimentální měření. To je v mnoha případech značně časově i finančně náročné a v některých situacích i zcela nemožné. Druhou možností jsou CFD simulace neboli numerické řešení proudění tekutin, které lze často zpracovat v kratším časovém horizontu a při nižších nákladech. V praxi se často oba přístupy kombinují.

### 5.1 Princip CFD

Numerické simulace vycházejí z fyzikálního popisu pohybu tekutiny, který je dán zákony zachování hmoty, hybnosti a energie. Ty lze vyjádřit matematicky pomocí rovnice kontinuity, rovnice pohybové a rovnice přenosu energie. Získáváme tak soustavu nelineárních parciálních diferenciálních rovnic. Tato soustava je ještě doplněna o konstituční vztahy, které popisují termodynamické vlastnosti proudící tekutiny.

Pro samotný výpočet je potřeba definovat předmět a cíl simulace. Dále je nutné stanovit modelovanou oblast a vytvořit její geometrii, která může být případně importována z CAD programu. Geometrie se co nejvíce zjednodušuje, aby v ní zbyly pouze části ovlivňující proudění. V dalším kroku vytvoříme zasítování geometrie pomocí buněk. V místech, kde požadujeme přesnější informace o proudění tekutiny, musíme udělat síť hustší. Dále se nastaví počáteční a okrajové podmínky úlohy, materiálové vlastnosti a další parametry dle typu úlohy a použitých modelů a následně probíhá výpočet. V posledním kroku se vyhodnocují a kontrolují výsledky.

### 5.2 Modelování turbulence

Proudění vazké tekutiny se nazývá turbulentní, pokud jeho proměnné fluktuují jak v čase, tak v prostoru. Navzdory náhodnému charakteru turbulence studie zjistily, že se turbulentní proudění skládá ze struktur, které se označují jako turbulentní víry. [4]

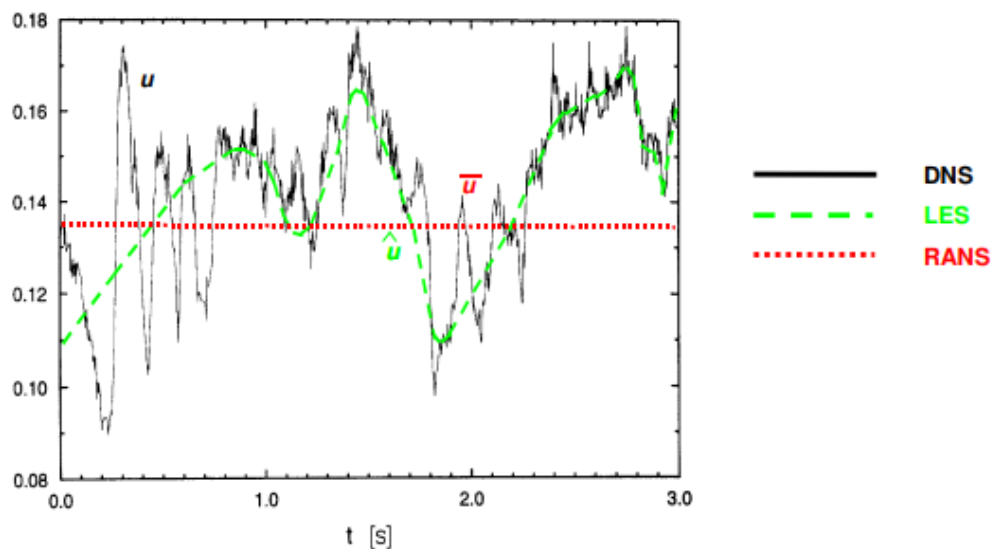
Pro numerické řešení turbulentního proudění se vzhledem k jeho složitosti používají více či méně zjednodušené modely. Modelování turbulence je předmětem konstantního vývoje, který je závislý na získávání nových znalostí o proudění, numerických metodách a také na pokrocích v oblasti výpočetní techniky.



Metody řešení lze rozdělit do třech základních typů, které jsou uvedeny dále a porovnány na obr. 5.

- a) Metoda přímé numerické simulace (DNS – Direct Numerical Simulation) využívá extrémně jemnou síť a extrémně krátký časový krok a je tedy velice náročná na výpočetní techniku a čas. V této metodě se nic nemodeluje, avšak je vhodná pouze pro jednoduché geometrie.
- b) Metoda velkých vírů (LES – Large Eddy Simulation) přímo počítá velké víry, které lze zachytit hrubší sítí, a modeluje víry malé.
- c) Metoda RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations) využívá středování veličin turbulentního proudění a středování základních rovnic. V této metodě se modeluje vše.

Tyto metody jsou porovnány graficky na obr. 5.



Obr. 5 – Metody modelování turbulence [4]

### 5.3 Modely turbulence založené na turbulentní viskozitě

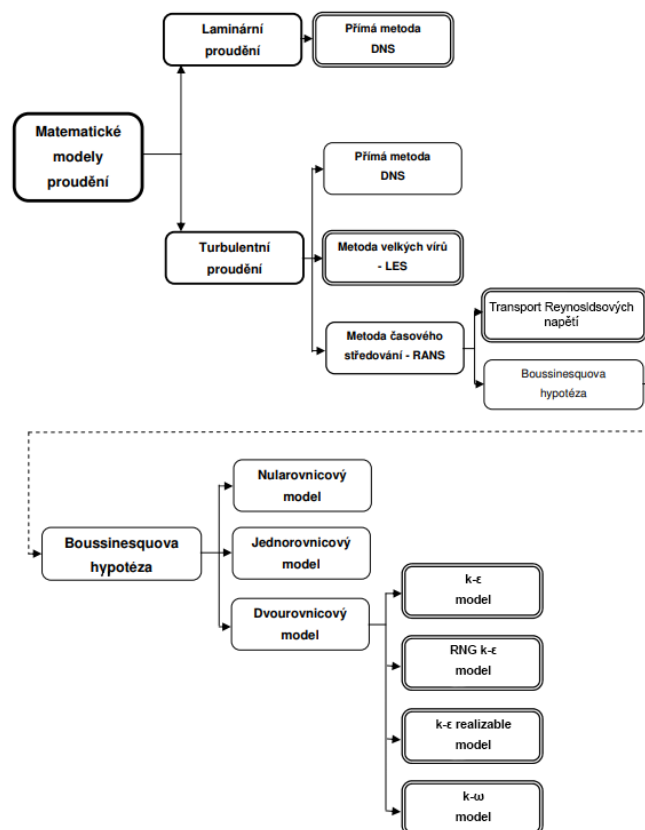
Tyto modely spadají do oblasti metody RANS popsané výše. Jsou založené na experimentálně zjištěných poznacích při určitých podmínkách, geometrii řešené oblasti a podobně. Základem modelů turbulence je popis lokálního stavu turbulence za pomoci délkového, časového a rychlostního měřítka. Modely turbulence pak mají za cíl vyjádřit turbulentní napětí a turbulentní toky tepla nebo jiných skalárních veličin pomocí těchto měřítek. Dále mají za cíl určit rozložení tohoto měřítka v proudovém poli. K tomu je nejčastěji využívána Boussinesqova hypotéza o turbulentní (vírové) viskozitě. Tato hypotéza předpokládá, že jako je v laminárním proudění smykové napětí popsáno

Newtonovým zákonem pro proudění viskózní tekutiny, jsou turbulentní napětí a toky úměrné gradientu střední rychlosti a teploty, koncentrace apod.

V případě turbulentního proudění jsou jednotlivé veličiny v základních rovnicích rozděleny na střední hodnotu a okamžitou flukтуаční složku a celé rovnice jsou pak středovány (průměrovány). Takto upravené rovnice mají označení RANS (Reynolds–Average Navier–Stokes) rovnice. Tím se v soustavě rovnic objevují další neznámé (korelace fluktuací tlaku a rychlosti).

Při výpočtu turbulentního smykového proudění narážíme na problém, kterým je přítomnost neznámých Reynoldsovo členů v rovnicích popisujících střední pohyb tekutiny. Systém tedy není uzavřený jako v případě laminárního proudění. Je potřeba zavést soubor přidavných rovnic a empirických vztahů, které společně s pohybovými rovnicemi tvoří řešitelný systém rovnic. Tento soubor se nazývá model turbulence.

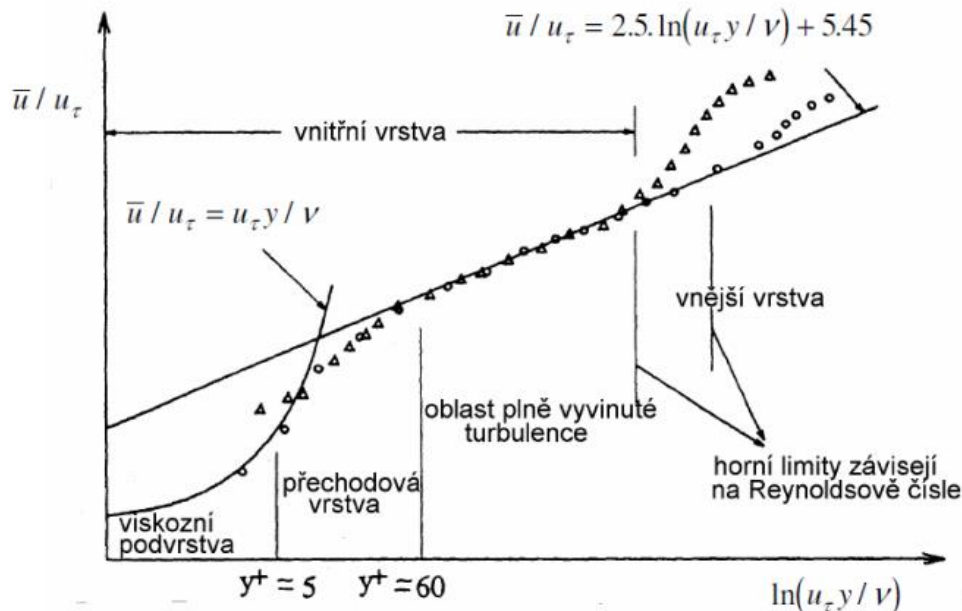
Modely turbulence lze rozdělit do několika skupin, jak je ukázáno na obr. 6. Z pohledu modelování turbulentní viskozity v proudovém poli lze rozdělit modely turbulence do tří skupin, a to nularovnicové (algebraické), jednorovnicové, dvourovnicové modely, nazvané podle počtu parciálních diferenciálních (transportních) rovnic.



Obr. 6 – Schéma metod řešení proudění [4]

## 5.4 Modelování proudění v blízkosti stěn

Turbulentní proudění je výrazně ovlivněno okolními stěnami. V blízkosti stěny je poměrně velký gradient rychlosti a dalších veličin. Turbulence je u stěny potlačena, ale směrem k vnější části mezní vrstvy turbulence strmě narůstá. V důsledku velkých gradientů rychlosti dochází ke značné produkci kinetické energie turbulence. Stěny jsou hlavním zdrojem vírů a turbulence, proto modelování proudění v blízkosti stěn ovlivňuje přesnost řešení v celé oblasti. Oblast u stěny neboli mezní vrstva, se dá rozdělit na tři části. Bezprostředně u stěny se nachází viskózní podvrstva, která je téměř laminární, dále následuje přechodová podvrstva, kde se stejnou měrou uplatňují účinky molekulové viskozity i turbulence. Poslední vnější oblast mezní vrstvy se nazývá plně turbulentní podvrstva. Rozdělení proudění v blízkosti stěny je znázorněno na obr. 7 [10].



Obr. 7 – Rozdělení proudění v blízkosti stěny [10]

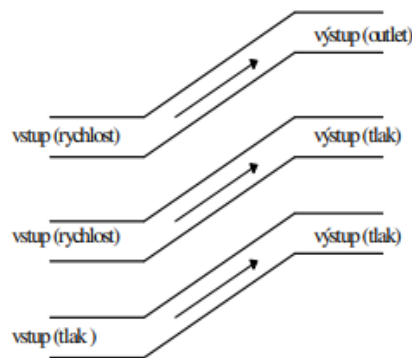
### 5.4.1 Stěnové funkce kombinované s výpočtem rychlosti v celé mezní vrstvě

Jedná se o metodu modelování proudění v blízkosti stěn, která kombinuje dvouvrstvý model se stěnovými funkcemi (Enhanced wall functions). Pokud je síť u stěny dostatečně jemná, umožňuje řešit viskózní podvrstvu a použije se dvouvrstvý model. Tento model řešenou oblast rozdělí na část, ve které převládá vliv viskozity a na plně turbulentní oblast. Pokud je síť hrubší, může se modelování zkombinovat se stěnovou

funkcí. Je vhodné se vyhnout středně jemné síti, kde dochází ke snižování přesnosti. Popsaná metoda stěnových funkcí bývá doporučována pro všechny modely RANS [10].

## 5.5 Okrajové podmínky

Okrajovými podmínkami mohou být konstantní veličiny, funkce, tabulky a jiné. Na vstupu a výstupu lze definovat tři typy okrajových podmínek. První možností je vstup nebo výstup rychlosti, druhou tlaková diference na vstupu (statický tlak) a na výstupu (možnost zadání statického nebo celkového tlaku) a poslední obecný výstup při nulovém gradientu, který je v programu Fluent nazván outflow. Pro model se dvěma průtočnými hranicemi může nastat pouze jedna ze základních kombinací okrajových podmínek, viz obr. 8. Použití rychlosti současně na vstupu i výstupu nelze použít, protože rychlost na výstupu se vypočte z rovnice kontinuity.



Obr. 8 – Kombinace vstupních a výstupních okrajových podmínek

## 5.6 Rezidua

Při simulaci proudění je důležité získat konvergentní řešení. Program Fluent je založený na metodě konečných objemů, ve které jsou automaticky splněny zákony zachování. Aniž by bylo řešení dopředu známé, tak v jakémkoliv postupném kroku, ve kterém se blížíme k řešení, je možné posoudit odchylky od zákonů zachování. Musí existovat bilance mezi přívodem, akumulací a odvodem. Rezidua vyjadřují odchylku od této bilance a jsou mírou konvergence. Jsou vyhodnocována pro všechny řešené rovnice v každém kroku iterace a zobrazována do grafu.

## 6 Numerický experiment

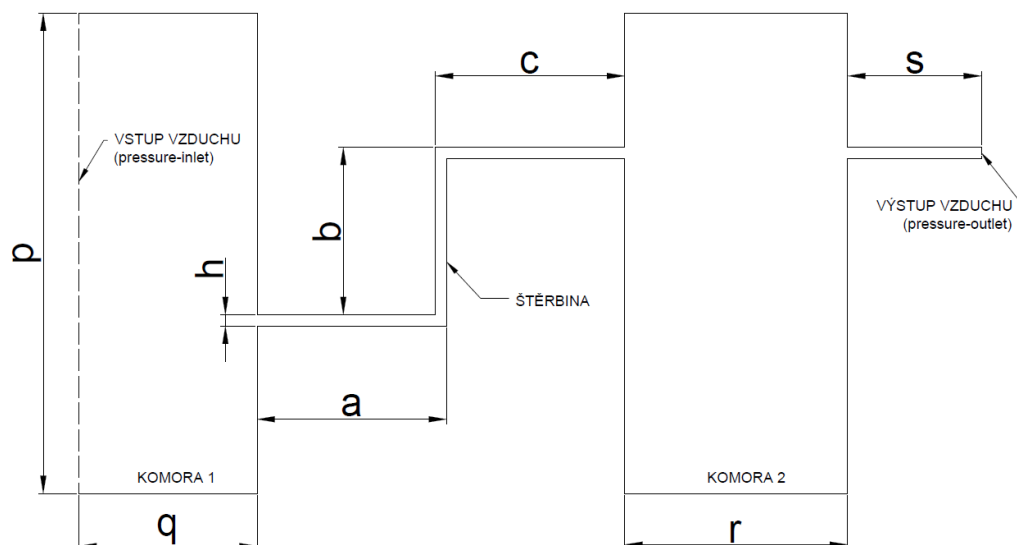
V této části práce byly zkoumány tři typy větracích štěrbin, které mají být použity pro přirozené větrání dvojitě fasády kancelářské budovy. Pro účely této práce byly použity stavební podklady pro skutečné provedení větrací štěrbin ve spodní, boční a horní části dvojitě fasády.

### 6.1 Ověření metodiky

Pro modelování a simulace skutečných větracích štěrbin, stejně jako pro vyhodnocení těchto simulací, byla použita metodika publikovaná v práci [7]. Před simulacemi skutečných větracích štěrbin proběhlo testování této metodiky. Pro tento účel byl použit model popsáný v práci [7], který bude dále označen jako model Chiu-Etheridge. Simulace na tomto modelu byly provedeny pro stejné průtoky, respektive vstupní rychlosti vzduchu jako v práci [7]. Byly porovnány hodnoty tlakových rozdílů štěrbin v modelu Chiu-Etheridge s hodnotami zjištěnými z vlastního modelu. Jedná se o dvourozměrný model štěrbin s jedním ohybem – viz obr. 9. Rozměry vlastního modelu byly lehce upraveny pro vhodnější zasíťování a detaily geometrie jsou patrné z obr. 9. a tab. 1.

Tab. 1 – Rozměry modelů pro CFD simulaci (v milimetrech)

	$a$	$b$	$c$	$h$	$p$	$q$	$r$	$s$
Vlastní model	50,24	47,1	53,38	3,14	135,02	50,24	62,8	37,68
Model Chiu-Etheridge [7]	49,2	47,06	52,2	3,14	135	49,2	61,4	36,9



Obr. 9 – Geometrie vlastního modelu pro CFD simulaci

V modelu Chiu-Etheridge byly použity dvě komory, před a za šterbinou, aby byl co nejlépe napodoben laboratorní experiment. Komora 1 je použita z důvodu zahrnutí tlakové ztráty vstupem do šterbiny a komora 2 zastupuje prostor, do kterého vzduch vystupuje a zahrnuje ztrátu tlaku na výstupu včetně ztráty dynamického tlaku. Bylo zjištěno, že výstup vzduchu umístěný za komorou 2 snižuje čas potřebný ke konvergenci a zlepšuje stabilitu v komoře 2 [7]. V práci [7] není přesně specifikováno, v jakých místech komor byly vyhodnocovány celkové tlaky. Pro testování této metodiky ve vlastním modelu byly odečty celkového tlaku provedeny na svislých řezech umístěných v polovině první a druhé komory, tedy v místech, kde je očekáván nejstálější rychlostní profil. Rozdíl tlaků byl stanoven odečtením celkového tlaku v komoře 2 od celkového tlaku v komoře 1.

Vzhledem k relativně malé výšce otvoru (řádově  $10^{-3}$  m) v poměru k jeho délce (řádově  $10^0$  m) je rovinný (2D) model vyhovující. Zásíťování modelu bylo provedeno v programu ANSYS Meshing. Vzhledem k jednoduchosti geometrie byla zvolena čtvercová síť s velikostí hrany buňky 0,157 mm. To odpovídá dvaceti buňkám na výšku šterbiny, což je dostatečný počet pro správné hodnocení proudění vzduchu ve šterbině. Celkový počet buněk byl 643 205. Byly otestovány i jiné počty buněk (160 801 a 40 200), avšak pro zadaný průtok se získané hodnoty tlakových rozdílů pro model s 643 205 buňkami nejvíce blížily hodnotám známým z modelu Chiu-Etheridge a tato síť byla použita pro všechny simulace.

### 6.1.1 Okrajové podmínky a další nastavení úlohy

Bylo uvažováno ustálené, nestlačitelné proudění a laminární proudění vzhledem k malým rychlostem a tlakové ztrátě do 50 Pa. Maximální hodnoty rychlostí byly zvoleny tak, aby tlakový rozdíl nepřesáhl obvyklou maximální hodnotu při přirozeném větrání 50 Pa. Detaily této úvahy jsou popsány v [7].

Výpočty byly provedeny v programu Fluent 2019 R1. Na vstupu do komory byla nastavena okrajová podmínka konstantní rychlostí (viz tab. 2 na následující straně). Výstup vzduchu byl nastaven jako volná hranice s nulovou diferencí statického tlaku. Tato okrajová podmínka umožňuje volný obousměrný tok vzduchu. Na stěnách komor byla použita podmínka nulového smykového napětí, aby nedocházelo k tlakovým ztrátám třením a změřený rozdíl tlaků tak odpovídal pouze ztrátě ve šterbině. Hodnoty hustoty a dynamické viskozity byly nastaveny jako konstanty při 20 °C a atmosférickém tlaku 101,325 kPa, tedy  $\rho = 1,207 \text{ kg/m}^3$  a  $\mu = 1,808 \cdot 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ .

Byl použit segregovaný řešič a k propojení tlakového a rychlostního pole byl zvolen algoritmus SIMPLE, který zajišťuje rychlý výpočet a konvergenci simulace a je vhodný pro laminární proudění. Pro všechny řešené rovnice byla použita diskretizace 2. řádu.

Rovnice kontinuity konvergovala nejhůře, nejvyšší hodnoty residuí se po dosažení konvergence pohybovaly řádově v hodnotách  $10^{-11}$  při všech vstupních rychlostech. Hodnoty všech ostatních residuí byly menší než tato hodnota.

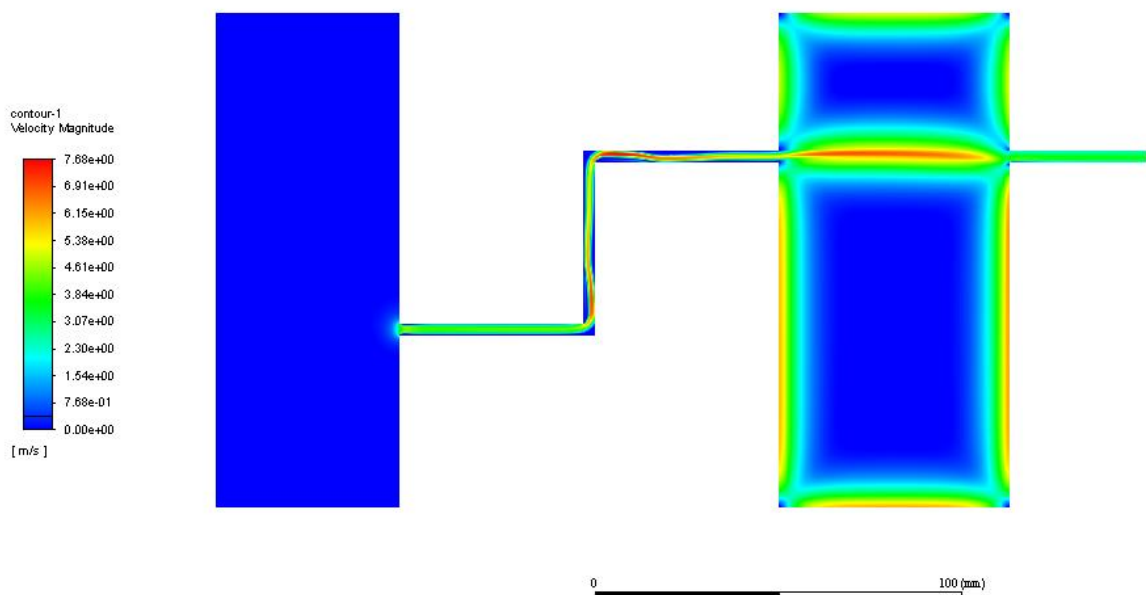
### 6.1.2 Porovnání s výsledky modelu Chiu-Etheridge

Výsledky získané z modelu Chiu-Etheridge se shodují s výsledky vlastního modelu pro první tři rychlosti s relativní odchylkou od hodnot z vlastního modelu menší než 1 % – viz tab. 2. Reynoldsovo číslo uvedené v tabulce se vztahuje k rozměru a rychlosti ve štěrbině. Jeho kritická hodnota je 2300, takže všechny případy v tab. 2 lze uvažovat jako laminární proudění štěrbinou.

Tab. 2 – Porovnání výsledků vlastního modelu s modelem Chiu-Etheridge

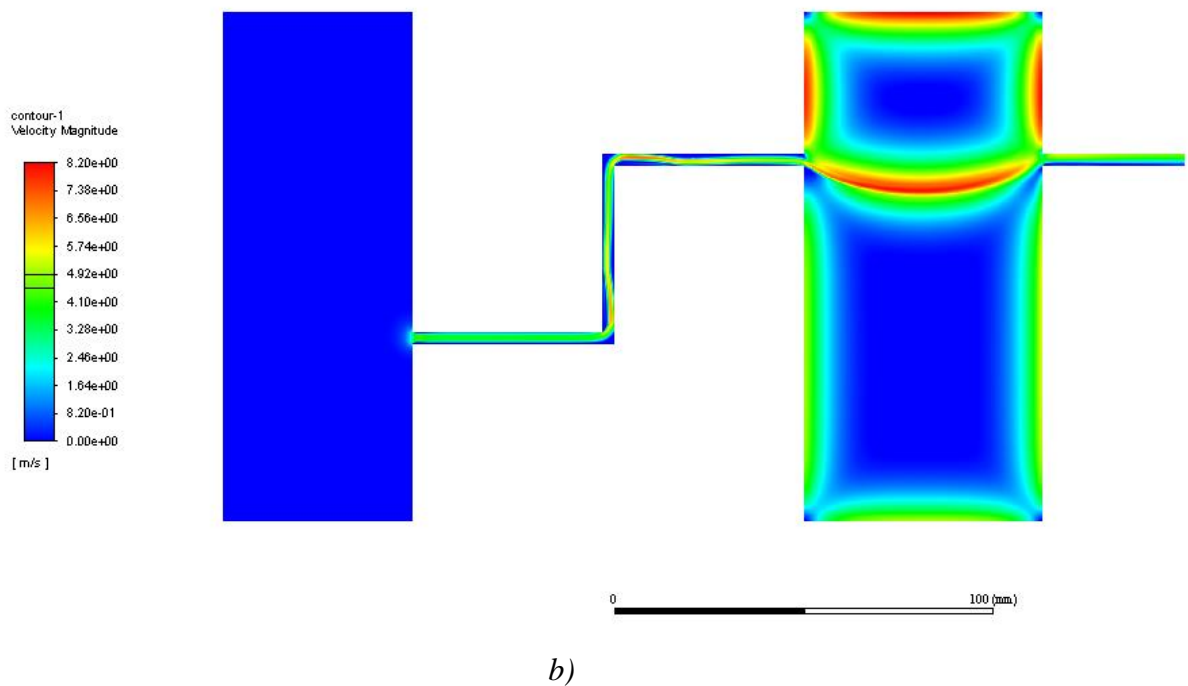
Vstupní rychlost [m/s]	Změřené celkové tlaky [Pa]		$\Delta p_{VM}$ [Pa]	$\Delta p_{Ch-E}$ [Pa]	V [m <sup>3</sup> /s]	Odchylka vlastního modelu od Chiu-Etheridge [%]	Re [-]
	komora 1	komora 2					
0,00278	komora 1	0,4276	0,4162	0,4172	0,000140	-0,3	42
	komora 2	0,0114					
0,005	komora 1	0,8152	0,7943	0,7922	0,000251	0,3	75
	komora 2	0,0209					
0,01	komora 1	1,8887	1,8050	1,8033	0,000502	0,1	149
	komora 2	0,0836					
0,0556	komora 1	21,8481	21,9056	23,3543	0,002793	-6,2	830
	komora 2	-0,0575					
0,07	komora 1	32,0331	33,5848	35,2139	0,003517	-4,6	1046
	komora 2	-1,5517					

Rozdíly ve výsledcích mohou být způsobeny mírně odlišnými rozměry a rozdílným nastavením simulace, jelikož některé detaily nebyly u modelu Chiu-Etheridge k dispozici. Odchylka  $\Delta p$  mezi vlastním modelem a modelem Chiu-Etheridge přesahuje 6 % resp. 4 % pro vstupní rychlosti 0,0556 a 0,07 m/s (viz tab. 2). Příčinou je pravděpodobně oscilující proudění vznikající v komoře 2. Oscilace vznikají vlivem vysoké rychlosti proudu, který vystupuje ze štěrbiny a nezanikne dostatečně rychle, naráží tak do protější stěny komory 2, kde dochází ke vzniku cirkulačního proudění v horní i spodní části komory. Tato sekundární proudění střídavě ovlivňují primární proud a kvůli tomu vzniká nerovnováha po stranách proudu. Toto chování lze vidět na zobrazení rychlostního pole během simulace, viz obr. 10. Po zahájení simulace se proud vzduchu stáčí do spodní části komory, jak je vidět na obr. 10a. Po dalších padesáti iteracích – viz obr. 10b, můžeme vidět, že proudění směřuje hlavně do horní části komory. Řešením tohoto problému by mohlo být zvětšení hloubky komory 2 (rozměru  $r$ ), ale pro zachování možnosti porovnání vlastního modelu s modelem Chiu-Etheridge byla velikost ponechána. I přes vliv těchto oscilací na residua rovnice kontinuity byly hodnoty celkových tlaků ustáleny a řešení tak bylo považováno za přesné.



a)

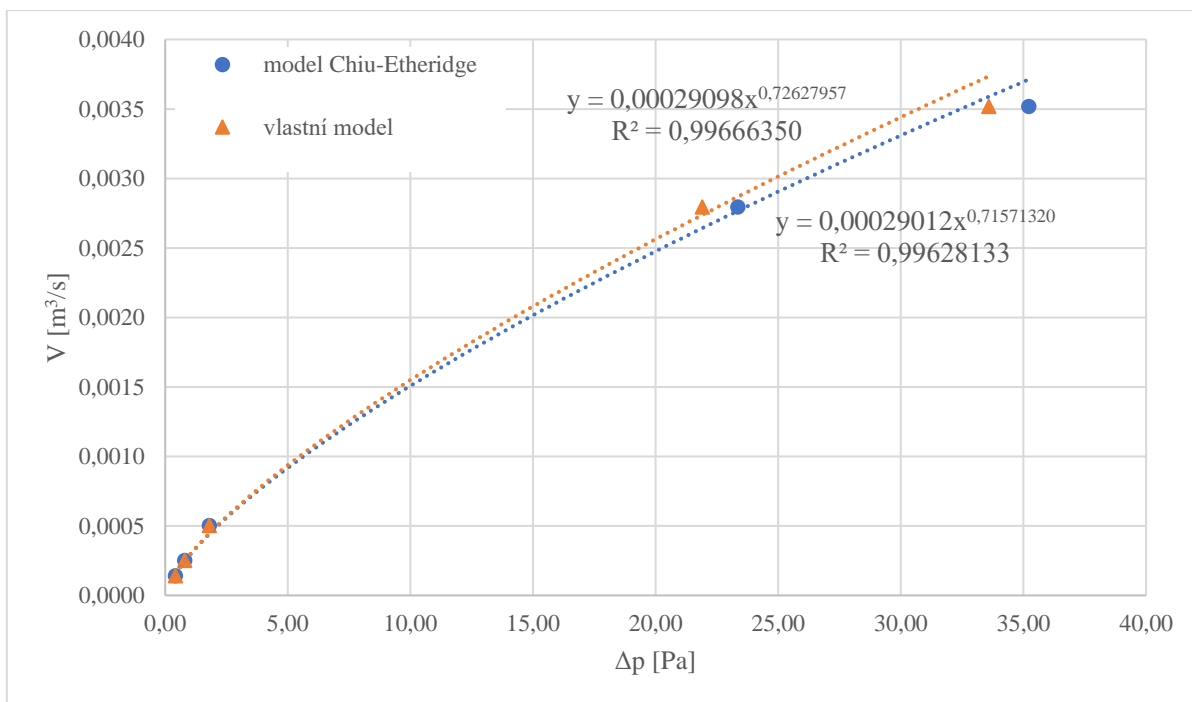




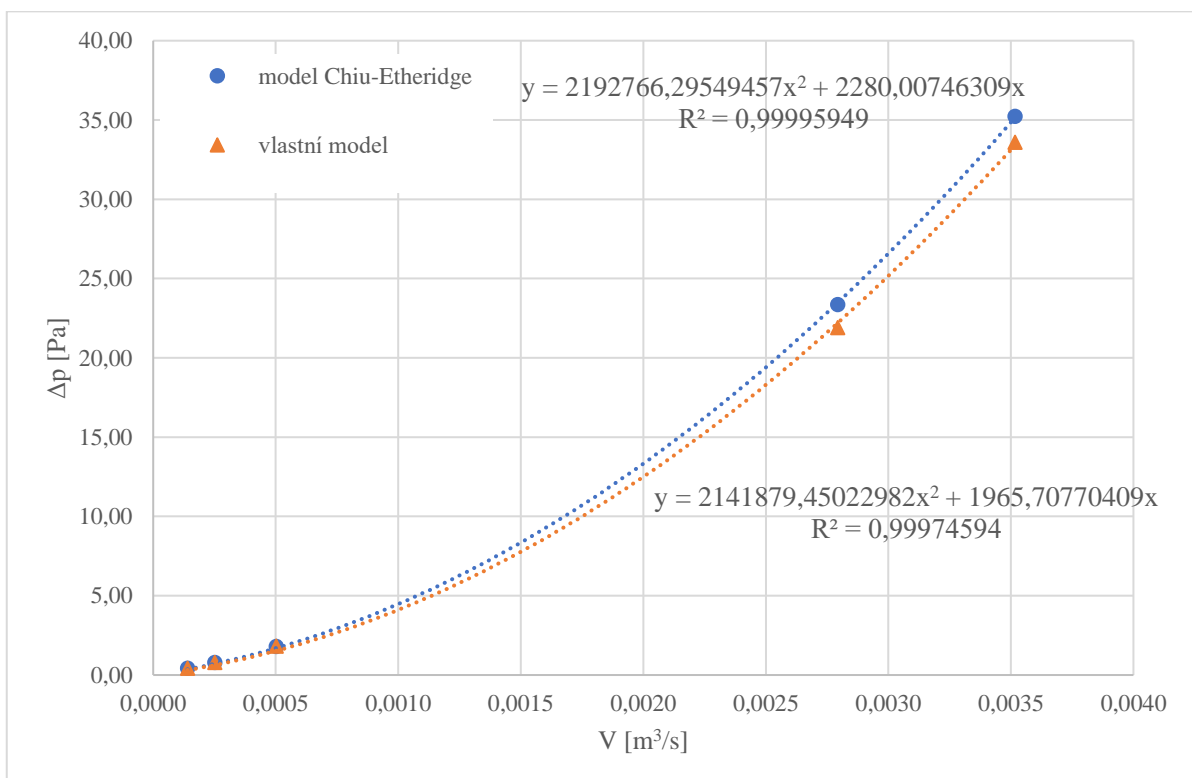
Obr. 10 – Zobrazení rychlostního pole ve vlastním modelu při rychlosti 0,07 m/s po a) 100 iteracích, b) 150 iteracích

Byla tedy ověřena opakovatelnost přístupu popsaného v literatuře [7] a možnost využít tuto metodiku v další části práce. Tento přístup má však i obtížné aspekty, které je třeba řádně zohlednit. Hlavní problém je již dříve zmíněná oscilace proudu vzduchu na výstupu ze štěrbiny, kvůli které může u některých geometrií při simulaci docházet ke zpětnému proudění volnou hranicí. Tím může být ovlivněn odečet celkového tlaku na výstupu a konvergence úlohy. Je tedy potřeba vhodně volit místa odečtů celkových tlaků a sledovat jejich ustálení.

Výsledky simulací byly použity pro stanovení parametrů mocninného a kvadratického modelu. K tomu byla použita funkce spojnice trendu v programu Microsoft Excel. Výsledné závislosti mezi rozdíly tlaků a průtoky vlastního modelu a modelu Chiu-Etheridge jsou na obr. 11 a 12. Na grafech je vidět největší odchylka mocninné funkce zjištěné z vlastního modelu od modelu Chiu-Etheridge přibližně 4 % a u kvadratické rovnice zhruba 7,5 %. Tyto hodnoty naznačují míru nejistoty charakteristiky zjištěnou CFD metodou.



Obr. 11 – Graf závislosti průtoku štěrbinou na tlakovém rozdílu ve vlastním modelu a modelu Chiu-Etheridge (mocinný tvar rovnic)

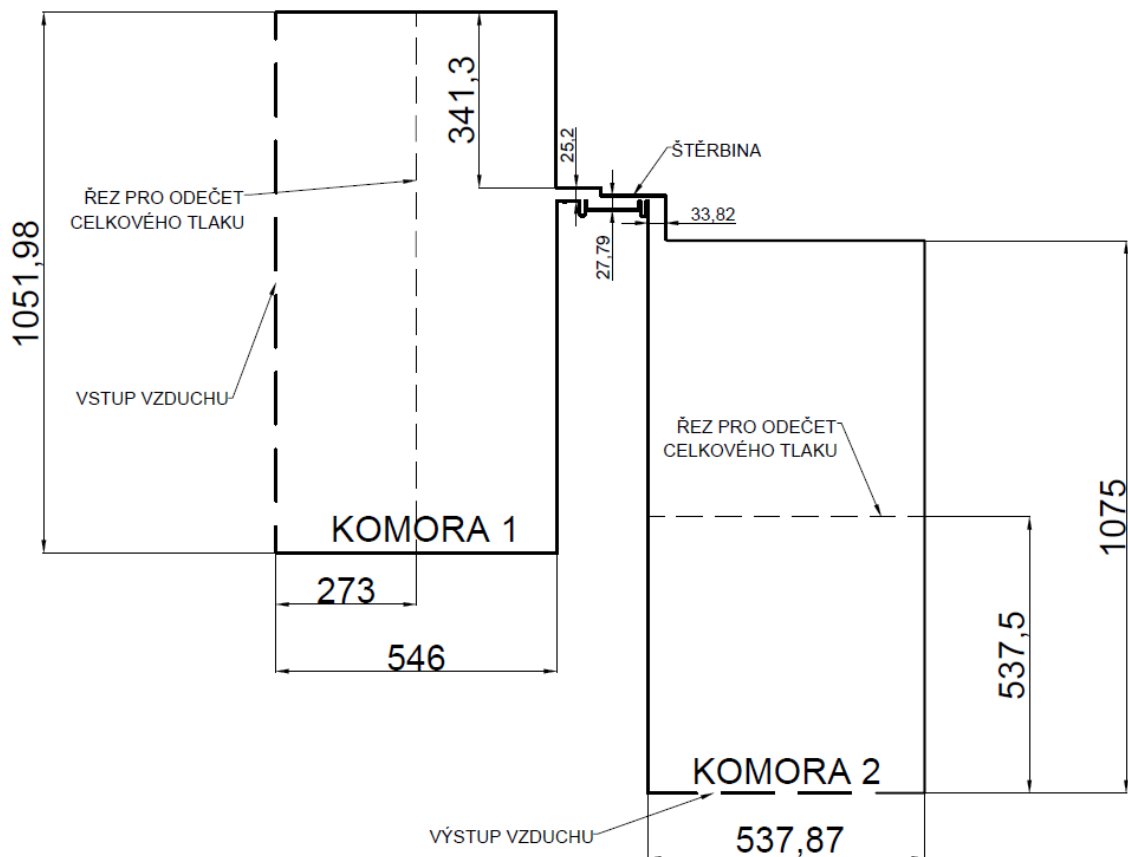


Obr. 12 – Graf závislosti tlakového rozdílu na průtoku štěrbinou ve vlastním modelu a modelu Chiu-Etheridge (kvadratický tvar rovnic)

## 6.2 Boční štěrbina

### 6.2.1 Geometrie

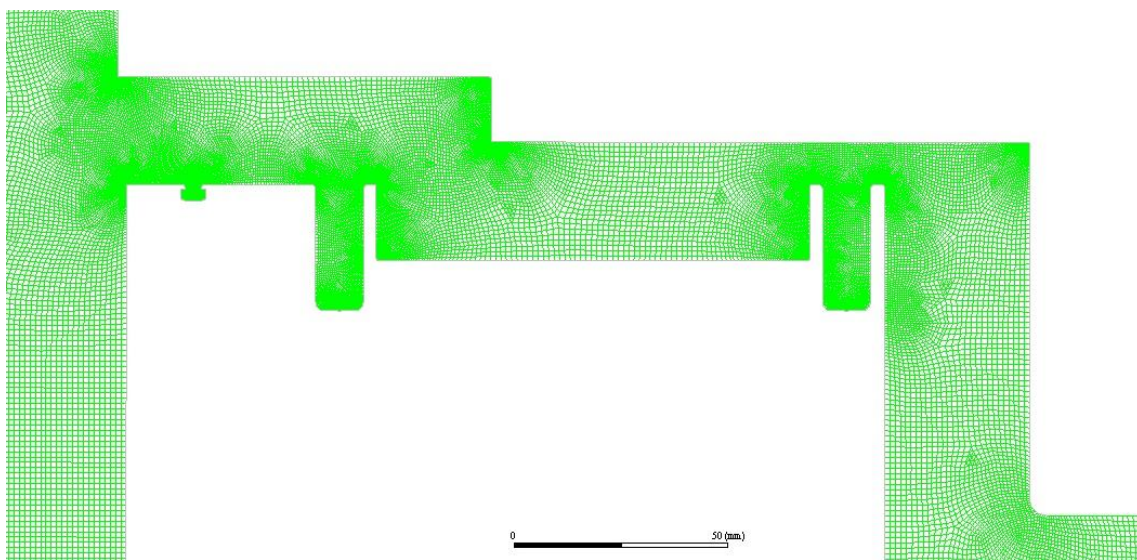
Pro rovinný (2D) model průtoku skutečné větrací štěrbiny bylo nejdříve potřeba z poskytnutých podkladů (konstrukční detaily) vytvořit zjednodušenou geometrii, která byla po použítu pro vytvoření sítě. Bylo nutné odstranit všechny konstrukční prvky, které nemají vliv na proudění vzduchu ve štěrbině, jako například spojovací materiály, nosníky ostatních prvků a jejich úchyty. Dále byla přidána dostatečně velká komora na vstup a výstup ze štěrbiny podobně jako v modelu Chiu-Etheridge, kde je poměr výšky štěrbiny ku šířce (vodorovný rozměr na obr. 13) komory 1:20. Zjednodušená geometrie ve formátu ACIS byla vytvořena v programu AutoCAD 2017. Rozměry geometrie boční štěrbiny dvojité fasády jsou na obr. 13.



Obr. 13 – Geometrie boční štěrbiny dvojité fasády (rozměry v milimetrech)

### 6.2.2 Numerická síť

Vytvořená geometrie byla načtena do programu ANSYS Meshing. Nejdříve bylo nutné pojmenovat veškeré hrany pro pozdější nastavení okrajových podmínek. Požadovaný tvar buněk odpovídá čtverci o velikosti 5x5 mm. Tímto způsobem bylo získáno 51 055 buněk. Toto číslo je, jak je zmíněno v kapitole 5.1, příliš malé. Zmenšením velikosti buněk by však došlo k velkému nárůstu času potřebnému k vygenerování sítě. Hrubá síť (51 055 buněk) proto byla uložena ve formátu MSH a načtena do programu ANSYS Fluent. Následně byla tato výpočetní síť na celé geometrii zjemněna. Všechny hrany prvků byly rozděleny na polovinu, počet buněk se tedy čtyřikrát zvýšil na 204 220. Tento počet buněk je stále nedostačující, jelikož se ve štěrbině vyskytují malé záhyby a zaoblení hran, kolem kterých je potřeba stanovit dostatečně velký počet buněk pro správný popis proudění v jejich bezprostřední blízkosti. Zjemnění bylo tedy provedeno znovu. Některé čtyřúhelníkové buňky byly těmito adaptacemi zdeformovány do tvaru trojúhelníku. Kontrolou bylo ověřeno, že žádné z nich nebyly v blízkosti stěn a síť bylo možné bezpečně použít. Síť použitá k simulaci měla 789 219 buněk. Výslednou síť ve štěrbině zachycuje obr. 14.



Obr. 14 – Výpočetní síť v boční štěrbině

### 6.2.3 Nastavení řešiče CFD simulace

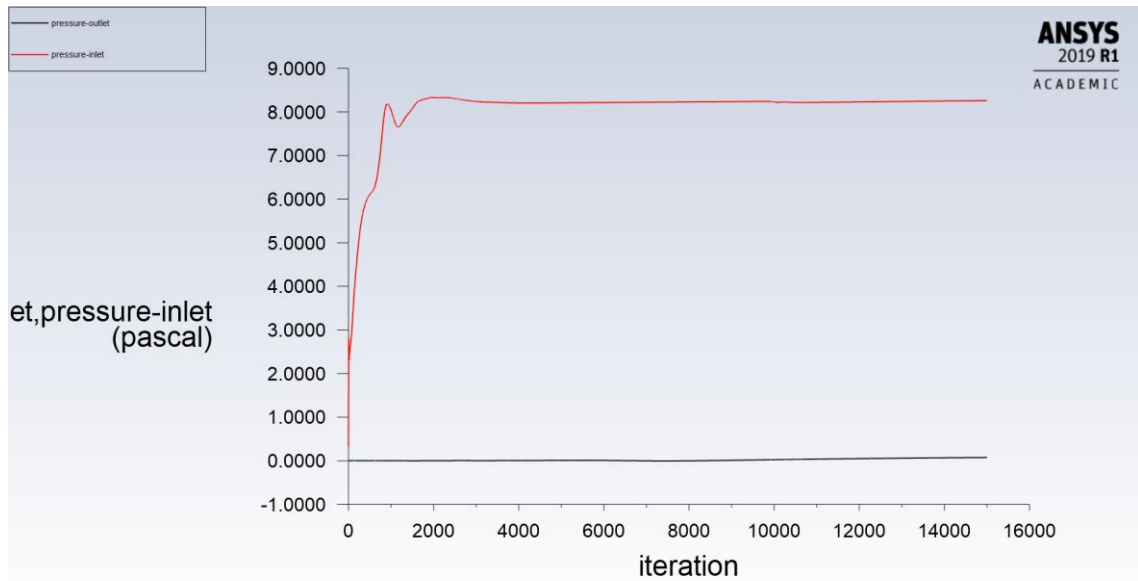
Model proudění byl nastaven jako laminární pro vstupní rychlosti 0,007 a 0,017 m/s s ohledem na Reynoldsovo číslo, které se vztahuje k rychlosti a rozměru štěrbin. Kritická hodnota Reynoldsova čísla je 2300. Pro ostatní vstupní rychlosti byl použit dvourovnicový k- $\epsilon$  realizable model turbulence [8] a varianta stěnových funkcí kombinovaných s výpočtem rychlosti v celé mezní vrstvě (enhanced wall treatment).

Pro vzduch byly použity konstantní hodnoty hustoty  $\rho = 1.225 \text{ kg/m}^3$  a dynamické viskozity  $\mu = 1.7894 \cdot 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ .

Na vstupu do komory 1 byla zvolena okrajová podmínka konstantní rychlosti. Vstupní rychlosti byly zadány tak, aby rozdíl celkových tlaků na vstupu a výstupu ze štěrbin byl menší nebo roven 60 Pa. Použité rychlosti jsou vypsány v tab. 3. Intenzita turbulence na vstupu do komory 1 byla pro případy, kdy byl použit turbulentní model, nastavena na 0,01 % s poměrem turbulentní a molekulární viskozity 0,001. Na stěnách komor byla použita podmínka nulového smykového napětí, jelikož je zkoumán tlakový rozdíl před a za štěrbinou a tlakové ztráty na stěnách komor by mohly ovlivnit výsledek. Podmínky na stěnách štěrbin zůstaly výchozí. Výstup z komory 2 je typu volné hranice s nulovou diferencí statického tlaku.

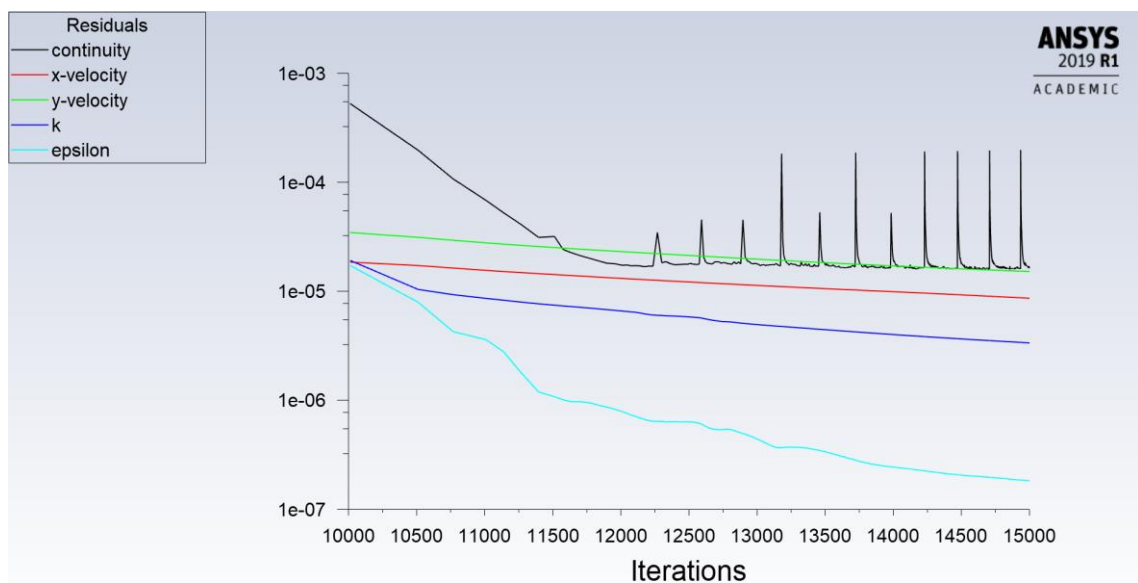
Byl použit segregovaný řešič a pro propojení tlakového a rychlostního pole byla zvolena metoda SIMPLE, která zajišťuje rychlý výpočet a konvergenci simulace. Je vhodná jak pro laminární, tak pro turbulentní proudění. Pro všechny řešené rovnice byla použita diskretizace 2. řádu.

Úloha byla hybridně inicializována a spuštěna na 15 000 iterací. Během řešení byla sledována residua a celkové tlaky. Celkové tlaky byly odečítány pomocí funkce zprávy o povrchu a průměru na povrchu. Tyto průměrné tlaky byly vykreslovány do grafu během výpočtu. Příklad takového grafu pro hodnotu vstupní rychlosti 0,027 m/s je na obr. 15.

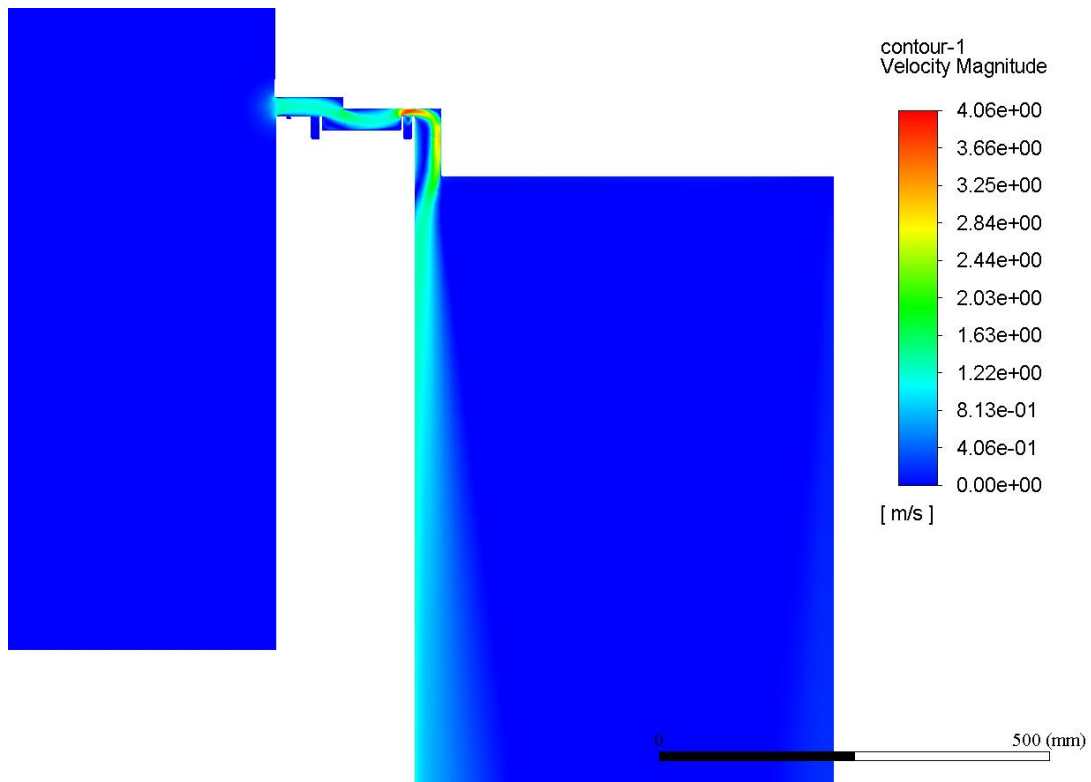


Obr. 15 – Ustálené celkové tlaky odečítané na řezech v komorách 1 a 2 při vstupní rychlosti 0,027 m/s

Po ustálení celkových tlaků a konvergenci reziduí bylo řešení považováno za dokončené. Nejvyšší hodnota reziduí byla pro rovnici kontinuity řádově  $10^{-4}$ . Na obr. 16 je průběh reziduí při vstupní rychlosti 0,027 m/s. Velké výkyvy v průběhu reziduí rovnice kontinuity byly pravděpodobně způsobeny střídavým odtržením a přilnutím proudu vzduchu na stěnách šterbiny v místě záhybů a dále nestabilním odtržením proudu od oblého rohu do komory 2, viz obr. 17.



Obr. 16 – Průběh reziduí při vstupní rychlosti 0,027 m/s



Obr. 17 – Rychlostní pole v boční štěrbině

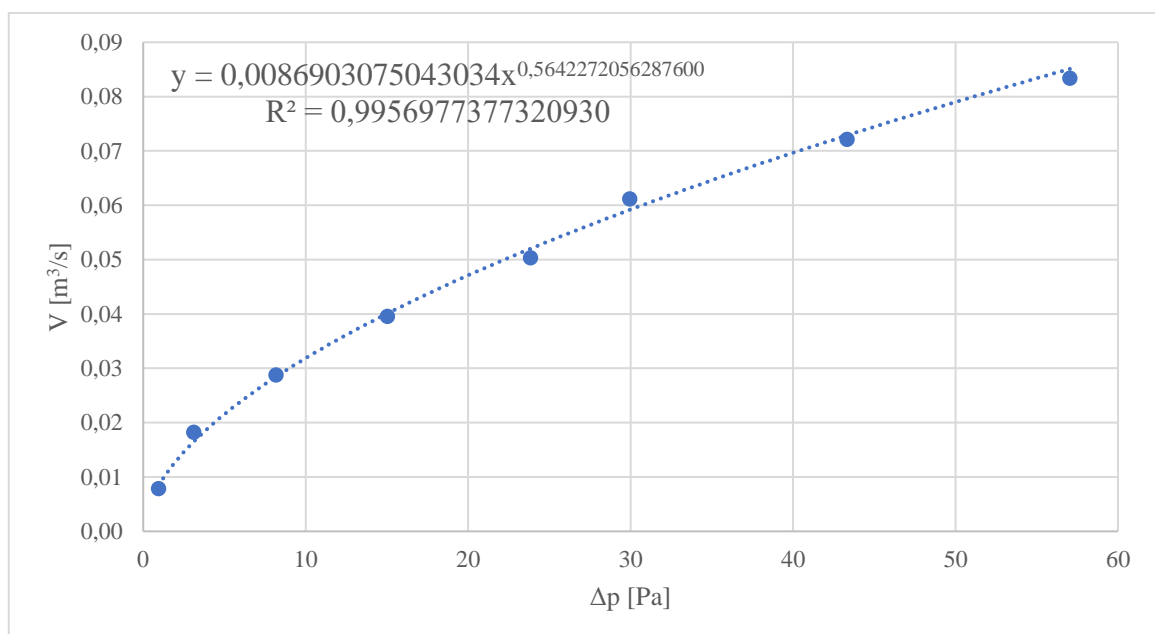
#### 6.2.4 Výsledky simulace a jejich zpracování

Tab. 3 zaznamenává hodnoty průtoků a průměrných celkových tlaků a jejich rozdíly pro dané vstupní rychlosti. Hodnoty průtoků byly odečteny pomocí funkce povrchového integrálu přibližně ve třech čtvrtinách délky štěrbinu na řezu kolmém na směr proudění – viz obr. 13. Vypočtená hodnota Reynoldsova čísla se vztahuje k nejmenší výšce štěrbinu a rychlosti proudění tekutiny ve štěrbině. V posledních dvou případech v tab. 3 lze tedy uvažovat laminární proudění štěrbinou, protože je zde  $Re < 2300$ .

Tab. 3 – Hodnoty vypočtené a získané z CFD simulace pro boční štěrbinu

Vstupní rychlost [m/s]	Průměrný celkový tlak [Pa]		$\Delta p$ [Pa]	$V$ [m <sup>3</sup> /s]	$Re$ [-]
0,077	komora 1	57,62	57,04	0,083407	9054
	komora 2	0,59			
0,067	komora 1	43,75	43,33	0,072164	7878
	komora 2	0,43			
0,057	komora 1	30,11	29,95	0,061167	6702
	komora 2	0,17			
0,047	komora 1	24,14	23,84	0,050339	5526
	komora 2	0,30			
0,037	komora 1	15,19	15,04	0,039547	4351
	komora 2	0,15			
0,027	komora 1	8,26	8,18	0,028804	3175
	komora 2	0,08			
0,017	komora 1	3,14	3,10	0,018254	1999
	komora 2	0,04			
0,007	komora 1	0,97	0,95	0,007860	823
	komora 2	0,01			

Hodnoty z tab. 3 byly vyneseny do grafů na obr. 18 a 19 pro zjištění parametrů mocninné a kvadratické rovnice, které popisují proudění touto štěrbinou.

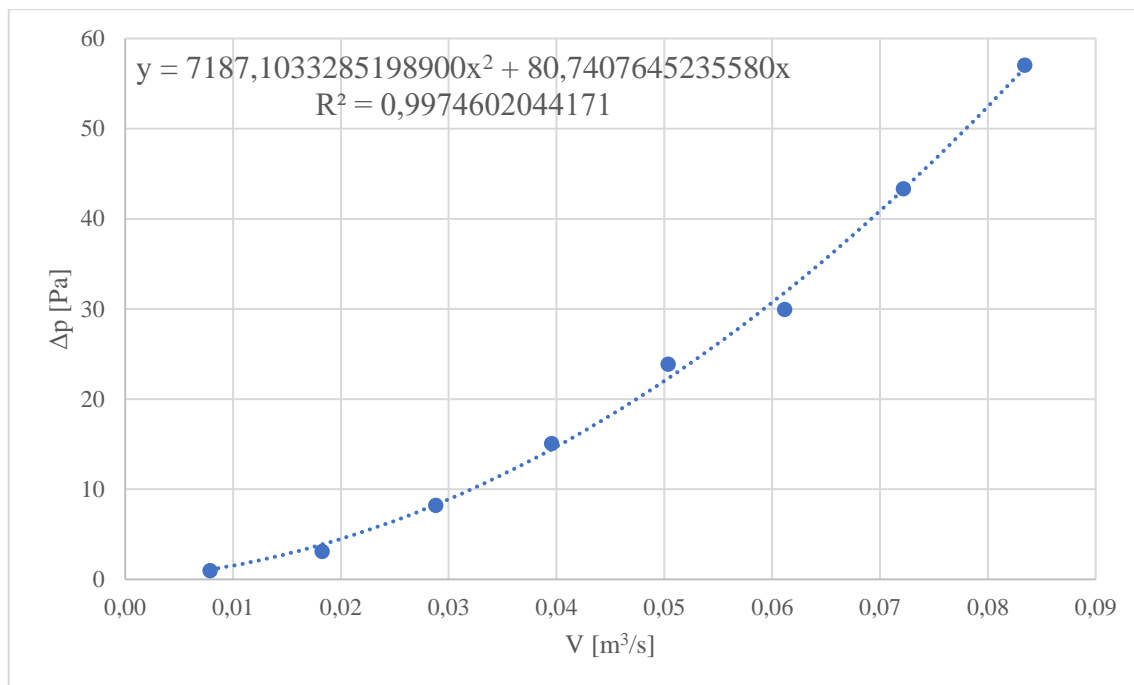


Obr. 18 – Graf závislosti průtoku boční štěrbinou na tlakovém rozdílu (mocninný tvar rovnice)



Mocninná rovnice popisující proudění vzduchu v boční štěrbině má výsledný tvar

$$\dot{V} = 0,008690 \cdot \Delta p^{0,564227} \quad (11)$$



Obr. 19 – Graf závislosti tlakového rozdílu boční štěrbiny průtoku (kvadratický tvar rovnice)

Kvadratická rovnice popisující proudění vzduchu v boční štěrbině má výsledný tvar

$$\Delta p = 80,740760 \cdot \dot{V} + 7187,103330 \cdot \dot{V}^2 \quad (12)$$

Hodnoty průtoku a tlakového rozdílu byly pro vstupní data vypočteny z rovnic (11) a (12) – viz tab. 4 a 5. Následně došlo k porovnání s daty získanými z CFD simulace. Rozdíl v tab. 4 udává relativní odchylku průtoku štěrbinou zjištěného z CFD simulace od vypočteného průtoku. V tab. 5 je to odchylka tlakového rozdílu určeného pomocí CFD simulace od tlakového rozdílu vypočteného. Mocninná rovnice lépe odpovídá datům zjištěným z CFD simulace, s výjimkou dat pro vstupní rychlosti 0,067 a 0,077 m/s. Pro vstupní rychlosti 0,007 a 0,017 m/s je odchylka obou rovnic vyšší než 5 %. Ani odstraněním dat získaných simulací pro tyto hodnoty vstupní rychlosti nebylo dosaženo zmenšení odchylek. Tato data byla tedy v grafech pro vyhodnocení rovnic ponechána.

Z nasimulovaných a vypočtených dat je viditelné, že kvadratická rovnice pro boční štěrbinu lépe popisuje data z CFD simulace pro tlakové rozdíly nad 40 Pa. Pro nižší

tlakové diference bylo dosaženo lepších výsledků s mocninnou rovnicí. Pro tlakové rozdíly menší než 3 Pa se obě rovnice značně odlišují od hodnot získaných ze simulací. Tyto výsledky jsou v rozporu s dostupnými informacemi o použití kvadratických a mocninných rovnic popsanych v kapitole 3 této práce.

Tab. 4 – Hodnoty získané z mocninného modelu pro boční štěrbinu

Vstupní rychlost [m/s]	$C$ [m <sup>3</sup> /Pa <sup>n</sup> .s]	$n$ [-]	$\Delta p$ [Pa]	$V$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{vyp}$ [m <sup>3</sup> /s]	Rozdíl [%]
0,077	0,008690	0,564227	57,04	0,083407	0,085092	2,0
0,067			43,33	0,072164	0,072864	1,0
0,057			29,95	0,061167	0,059159	3,4
0,047			23,84	0,050339	0,052020	3,2
0,037			15,04	0,039547	0,040108	1,4
0,027			8,18	0,028804	0,028450	1,2
0,017			3,10	0,018254	0,016458	10,9
0,007			0,95	0,007860	0,008450	7,0

$\Delta p$  rozdíl celkových tlaků zjištěný ze simulace

$V$  průtok zjištěný ze simulace

$V_{vyp}$  průtok vypočtený z rovnice (11)

Tab. 5 – Hodnoty získané z kvadratického modelu pro boční štěrbinu

Vstupní rychlost [m/s]	$b$ [Pa.s/m <sup>3</sup> ]	$a$ [Pa.s <sup>2</sup> /m <sup>6</sup> ]	$\Delta p$ [Pa]	$V$ [m <sup>3</sup> /s]	$\Delta p_{vyp}$ [Pa]	Rozdíl [%]
0,077	7187,103330	80,740760	57,04	0,083407	56,73	0,3
0,067			43,33	0,072164	43,25	0,2
0,057			29,95	0,061167	31,83	5,9
0,047			23,84	0,050339	22,28	7,0
0,037			15,04	0,039547	14,43	4,2
0,027			8,18	0,028804	8,29	1,3
0,017			3,10	0,018254	3,87	19,8
0,007			0,95	0,007860	1,08	11,8

$\Delta p$  rozdíl celkových tlaků zjištěný ze simulace

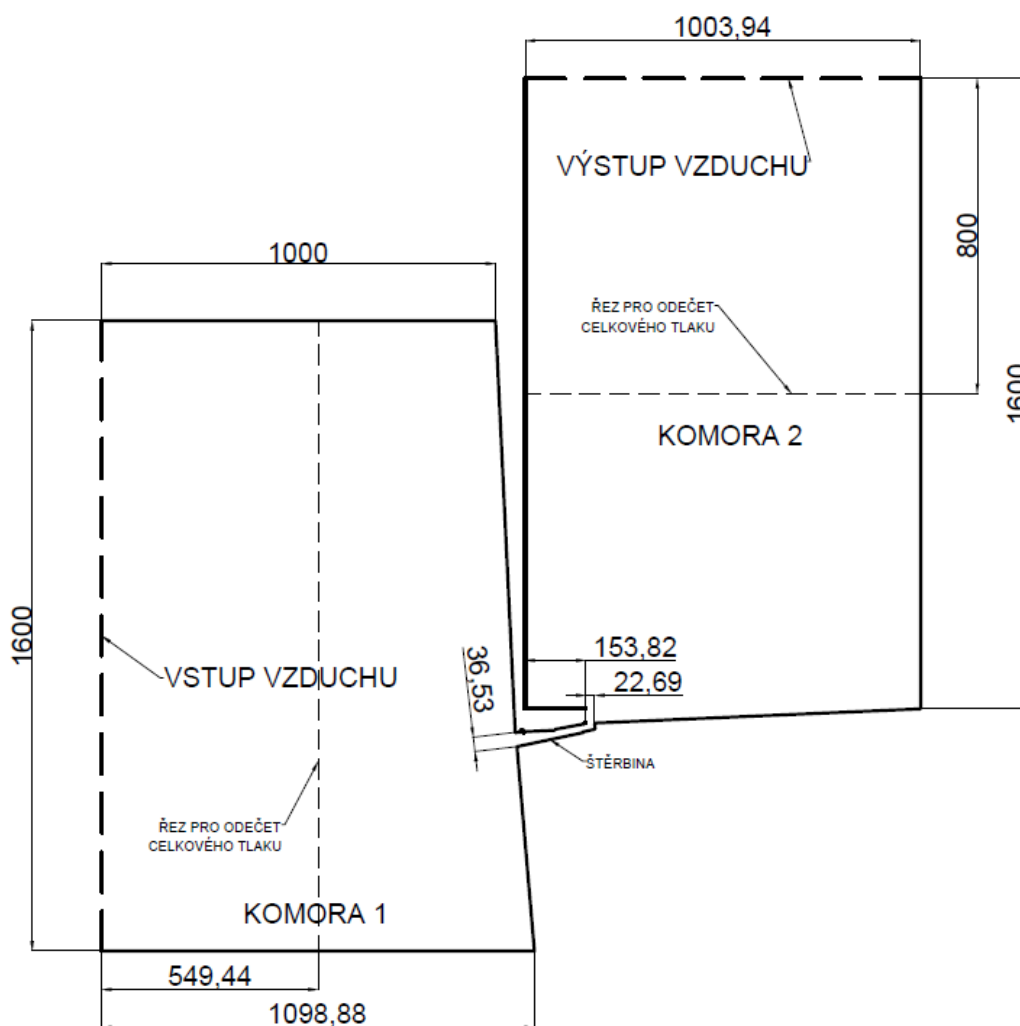
$V$  průtok zjištěný ze simulace

$\Delta p_{vyp}$  rozdíl celkových tlaků vypočtený z rovnice (12)

## 6.3 Spodní štěrbina

### 6.3.1 Geometrie

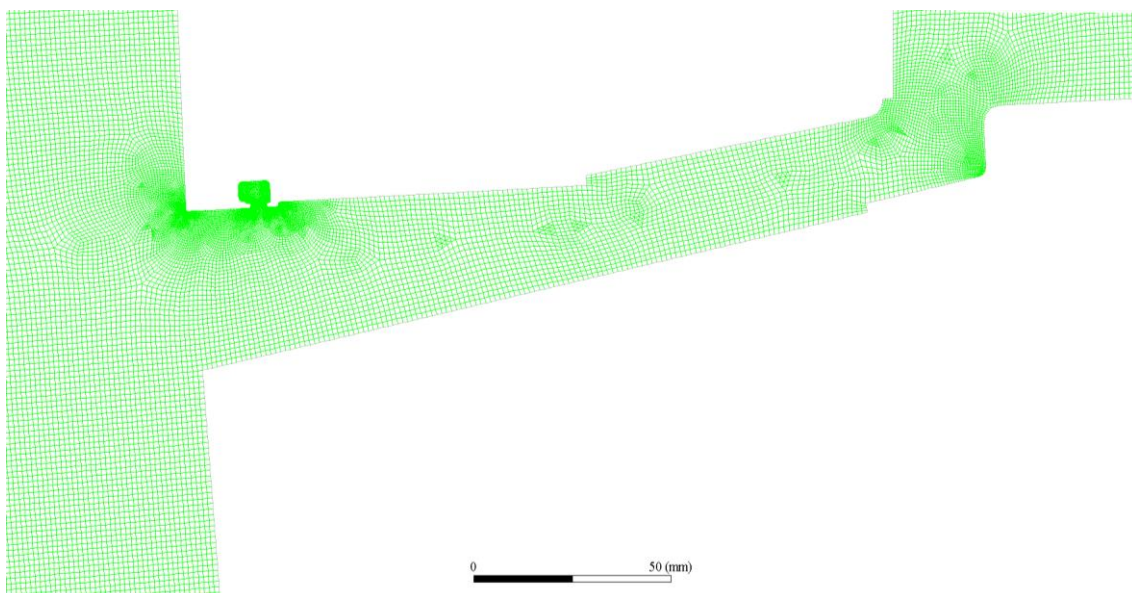
Pro rovinný (2D) model spodní štěrbiny bylo nutné provést zjednodušení geometrie a následně vytvořit výpočetní síť. Postup zjednodušení odpovídá krokům provedeným v prvním případě – viz kapitola 5.2.1. Poměr výšky štěrbiny ku šířce (vodorovný rozměr na obr. 20) komory je 1:20, v čemž odpovídá modelu Chiu-Etheridge. Geometrie štěrbiny byla rovněž zpracována v programu AutoCAD 2017 s výstupem ve formátu ACIS. Rozměry modelu jsou na obr. 20.



Obr. 20 – Geometrie spodní štěrbiny dvojité fasády (rozměry v milimetrech)

### 6.3.2 Numerická síť

Vytvořená zjednodušená geometrie byla načtena do programu ANSYS Meshing. Následující kroky odpovídaly postupu popsánému v kapitole 5.2.2. Tímto způsobem bylo získáno 134 215 buněk. Tento počet buněk není dostačující. Tato hrubá síť (134 215 buněk) byla uložena ve formátu MSH a načtena do programu ANSYS Fluent, v němž bylo provedeno zjemnění výpočetní sítě na celé geometrii. Všechny hrany prvků byly tímto procesem rozděleny na čtvrtiny, došlo k šestnáctinásobnému zvýšení počtu buněk. Tímto zjemněním bylo dosaženo počtu dvacet buněk na výšku štěrbině. Výsledný počet buněk byl 2 123 312. Některé buňky byly těmito adaptacemi zdeformovány do tvaru trojúhelníku. Po kontrole bylo zjištěno, že žádné z nich nejsou v blízkosti stěn a síť lze použít. Výsledná síť v oblasti štěrbině je zachycena na obr. 21.



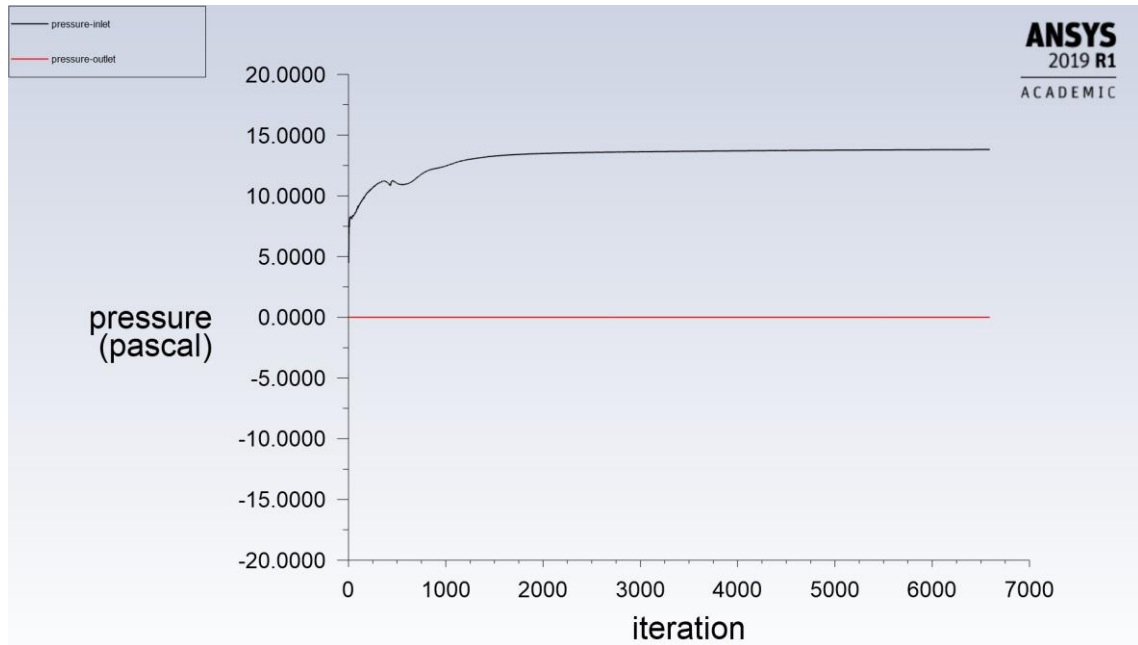
Obr. 21 – Výpočetní síť ve spodní štěrbině

### 6.3.3 Nastavení řešiče CFD simulace

Model proudění byl pro vstupní rychlosti 0,007 m/s nastaven laminární s ohledem na Reynoldsovo číslo, které se vztahuje k rozměru a rychlosti proudění ve štěrbině. Pro ostatní vstupní rychlosti byl použit model turbulence k- $\epsilon$  realizable [8]. Další nastavení úlohy proběhlo stejně jako v kapitole 5.2.3. Zadané rychlosti jsou vypsány v tab. 6.

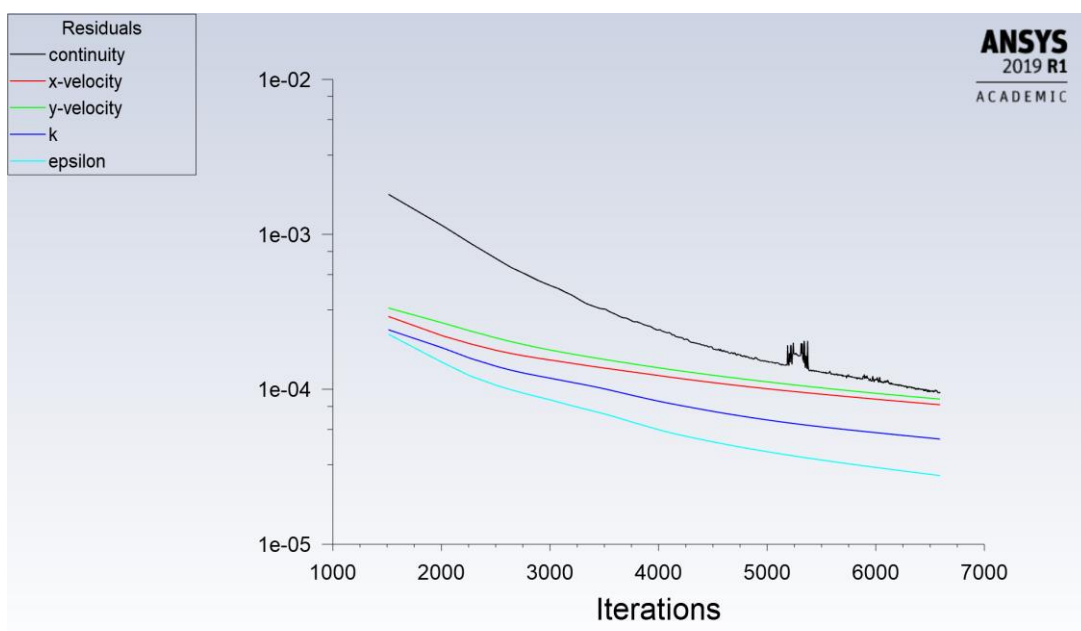
Úloha byla hybridně inicializována a spuštěna na 10 000 iterací. Během řešení byly sledovány hodnoty residuí a jejich konvergence. Celkové tlaky byly odečítány

pomocí funkce zprávy o povrchu a průměru na povrchu. Hodnoty průměrných celkových tlaků, které byly vykreslovány do grafu každou iterací pro vstupní rychlosti 0,08 m/s, jsou na obr. 22.

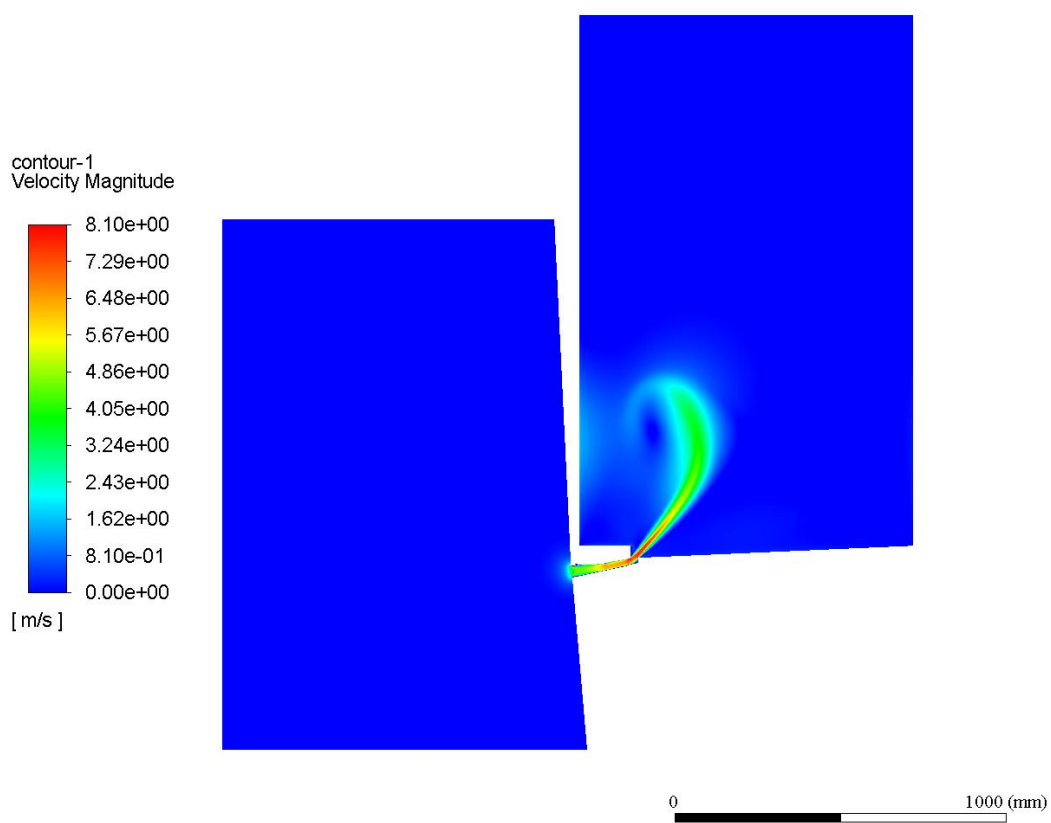


*Obr. 22 – Ustálené celkové tlaky odečítané na řezech v komorách 1 a 2 při vstupní rychlosti 0,047 m/s*

Řešení bylo ukončeno v momentě ustálení celkových tlaků a konvergenci reziduí. Nejvyšší hodnota reziduí byla při vstupní rychlosti 0,047 m/s pro rezidua rovnice kontinuity (řádově  $10^{-4}$ ), jak je vidět na obr. 23. Menší výkyvy v reziduích rovnice kontinuity byly způsobeny přiléháním proudu vystupujícího ze štěrbin k zaoblenému rohu na výstupu ze štěrbin, následným vznikem zatopeného proudu a jeho oscilacemi v komoře 2 – viz obr 24.



Obr. 23 – Průběh reziduí při vstupní rychlosti 0,047 m/s



Obr. 24 – Rychlostní pole v boční štěrbině při vstupní rychlosti 0,047 m/s

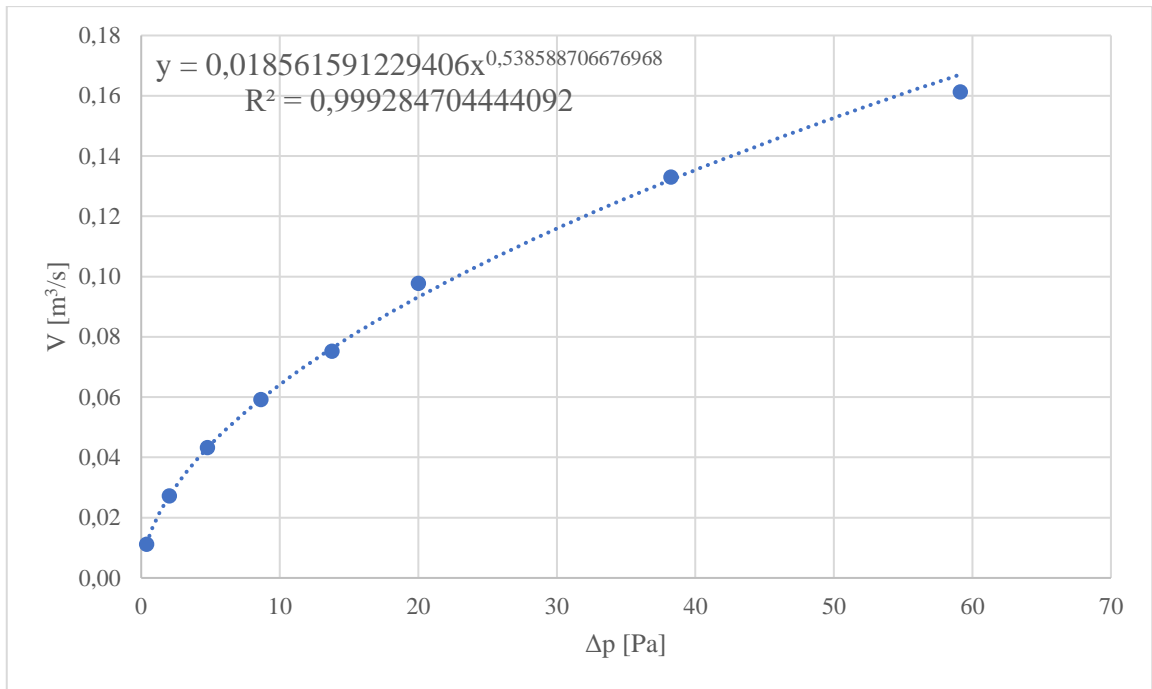
### 6.3.4 Výsledky simulace a jejich zpracování

Výsledkem CFD simulace byly hodnoty tlakových diferencí pro dané průtoky, respektive vstupní rychlosti. Tato data byla zanesena do tab. 6. Hodnota Reynoldsova čísla v tab. 6 se vztahuje k nejmenší výšce štěrbině a rychlosti proudění tekutiny ve štěrbině. Je zřejmé, že pouze poslední varianta s rychlostí na vstupu 0,007 m/s vykazuje  $Re < 2300$ . Hodnoty průtoků byly odečteny přibližně ve třech čtvrtinách délky štěrbině na svislém řezu, pomocí funkce povrchového integrálu. Celkové tlaky byly odečteny na svislém řezu umístěném v komoře 1 a na vodorovném řezu v komoře 2 dle obr. 20.

Tab. 6 – Hodnoty vypočtené a získané ze simulace pro spodní štěrbinu

Vstupní rychlost [m/s]	Průměrný celkový tlak [Pa]		$\Delta p$ [Pa]	$V$ [m <sup>3</sup> /s]	$Re$ [-]
0,1	komora 1	59,14	59,11	0,161223	17883
	komora 2	0,03			
0,08	komora 1	38,26	38,24	0,132971	14306
	komora 2	0,01			
0,057	komora 1	20,02	20,01	0,097771	10193
	komora 2	0,01			
0,047	komora 1	13,770	13,77	0,075200	8405
	komora 2	0,004			
0,037	komora 1	8,65	8,65	0,059200	6617
	komora 2	0,00			
0,027	komora 1	4,77	4,77	0,043200	4828
	komora 2	0,00			
0,017	komora 1	2,0200	2,02	0,027200	3040
	komora 2	0,0005			
0,007	komora 1	0,404	0,40	0,011200	1252
	komora 2	0,005			

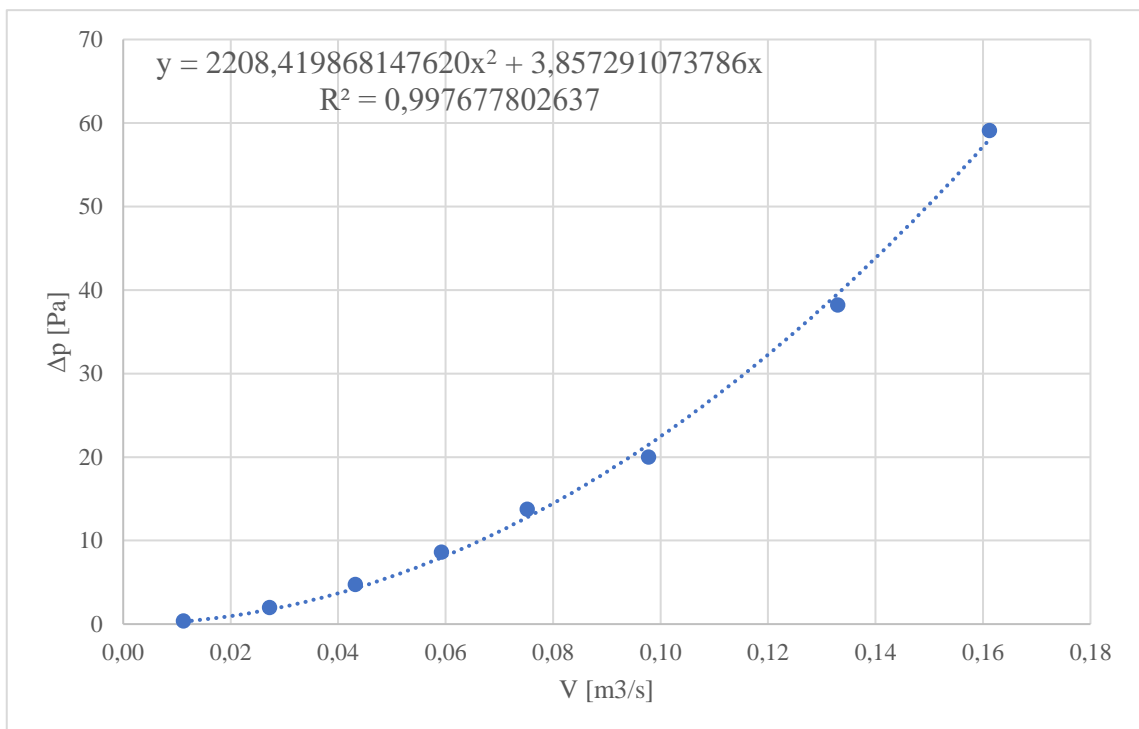
Hodnoty z tab. 6 byly vyneseny do grafů na obr. 25 a 26 tak, aby bylo možné zjistit mocninnou a kvadratickou rovnici aproximující data z CFD simulací, s užitím funkce spojnice trendu v programu Microsoft Excel.



Obr. 25 – Graf závislosti průtoku boční štěrbinou na tlakovém rozdílu (mocninný tvar rovnice)

Mocninná rovnice popisující proudění vzduchu ve spodní štěrbině má výsledný tvar

$$\dot{V} = 0,018562 \cdot \Delta p^{0,538589} \quad (13)$$



Obr. 26 – Graf závislosti tlakového rozdílu na průtoku štěrbinou (kvadratický tvar rovnice)



Kvadratická rovnice popisující proudění vzduchu ve spodní štěrbině má výsledný tvar

$$\Delta p = 3,85729 \cdot \dot{V} + 2208,41987 \cdot \dot{V}^2 \quad (14)$$

Hodnoty vypočtené z rovnic (13) a (14) byly zaneseny do tab. 7 a 8 a následně porovnány s daty získanými přímo z CFD simulace. Hodnoty rozdílu v tab. 7 představují relativní odchylku průtoku získaného z CFD simulace a průtoku vypočteného z rovnice (13). V tab. 8 je ve sloupci „Rozdíl“ relativní odchylka tlakového rozdílu získaného z CFD simulace od tlakového rozdílu vypočteného z rovnice (14). Mocinná rovnice aproximuje data s odchylkou menší než 5 % pro všechny hodnoty vstupních rychlostí. Kvadratická rovnice má pro vstupní rychlosti 0,017 a 0,007 m/s odchylku menší než mocinná rovnice. Jelikož hodnoty odchylek pro nejnižší dvě rychlosti byly nejvyšší, bylo otestováno získání závislostí bez použití těchto hodnot. Výsledkem však byly ještě větší odchylky pro tyto hodnoty, proto byly v grafech pro získání mocinné a kvadratické rovnice ponechány.

Z nasimulovaných a vypočtených dat je patrné, že mocinná rovnice pro boční štěrbinu popisuje data z CFD simulace s větší přesností než kvadratická pro tlakové difference do 50 Pa. Pro vyšší tlakové difference bylo v případě spodní štěrbiny dosaženo vyšší přesnosti výsledků s kvadratickou rovnicí.

Tab. 7 – Hodnoty získané z mocinného modelu pro spodní štěrbinu

Vstupní rychlost [m/s]	$C$ [m <sup>3</sup> /Pa <sup>n</sup> .s]	$n$ [-]	$\Delta p$ [Pa]	$V$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{\text{vyp}}$ [m <sup>3</sup> /s]	Rozdíl [%]
0,1	0,018562	0,538589	59,11	0,161223	0,167046	3,5
0,08			38,28	0,132971	0,132124	0,6
0,057			20,01	0,097771	0,093214	4,9
0,047			13,77	0,075200	0,076204	1,3
0,037			8,65	0,059200	0,059324	0,2
0,027			4,77	0,043200	0,043053	0,3
0,017			2,02	0,027200	0,027104	0,4
0,007			0,40	0,011200	0,011317	1,0

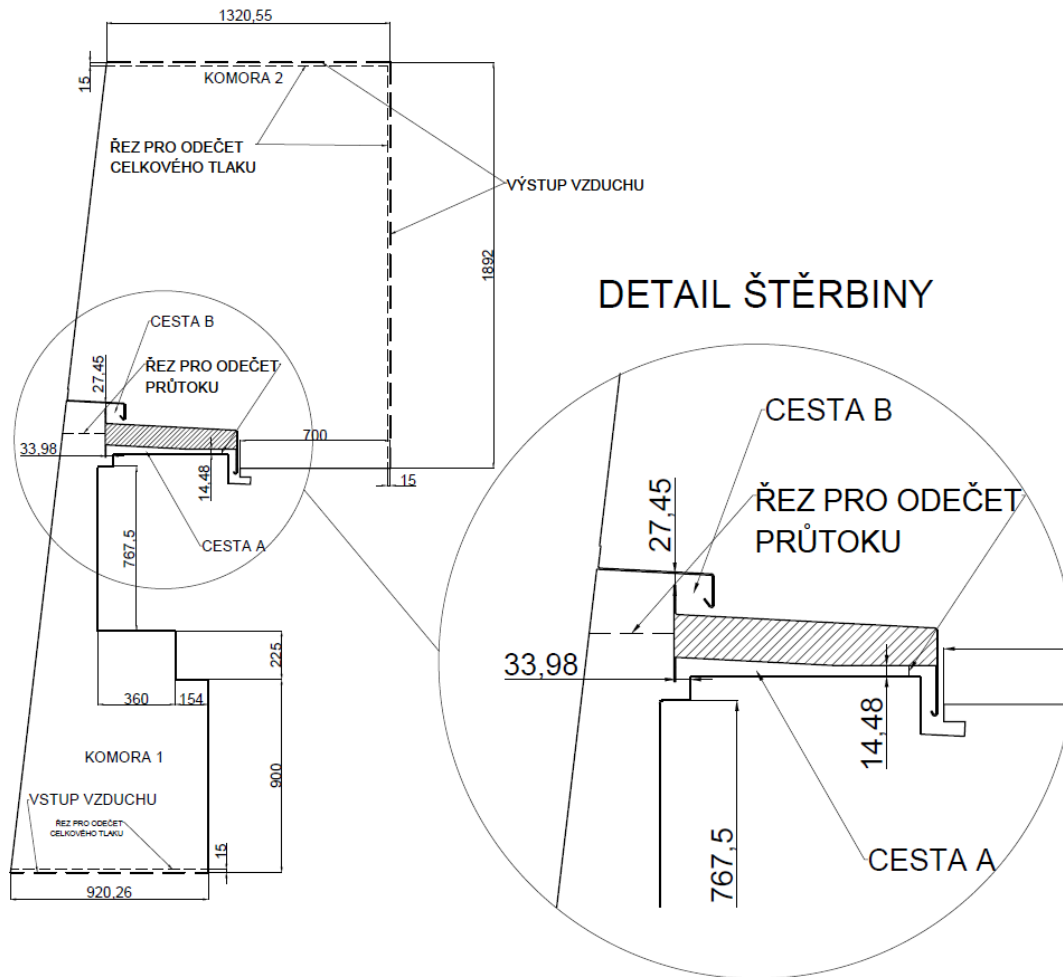
Tab. 8 – Hodnoty získané z kvadratického modelu pro spodní štěrbinu

Vstupní rychlost [m/s]	$b$ [Pa.s/m <sup>3</sup> ]	$a$ [Pa.s <sup>2</sup> /m <sup>6</sup> ]	$\Delta p$ [Pa]	$V$ [m <sup>3</sup> /s]	$\Delta p_{vyp}$ [Pa]	Rozdíl [%]
0,1	2208,41987	3,85729	59,11	0,161223	58,03	1,9
0,08			38,24	0,132971	39,56	3,3
0,057			20,01	0,097771	21,49	6,9
0,047			13,77	0,075200	12,78	7,7
0,037			8,65	0,059200	7,97	8,5
0,027			4,77	0,043200	4,29	11,2
0,017			2,02	0,027200	1,74	16,1
0,007			0,40	0,011200	0,32	24,6

## 6.4 Horní štěrbinu

### 6.4.1 Geometrie

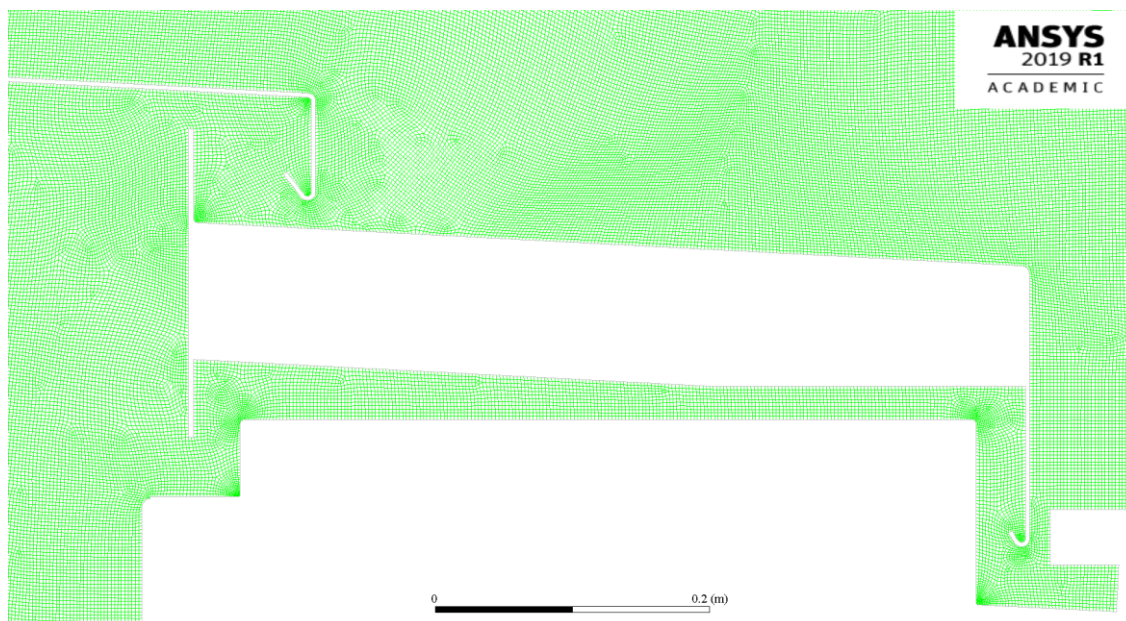
Pro rovinný (2D) model větrací štěrbinu v horní části fasády byla nejdříve zjednodušena geometrie ze stavebních podkladů. Byly odstraněny všechny konstrukční prvky, které nemají vliv na proudění vzduchu ve štěrbině. Dále byly přidány dostatečně velké komory na vstup a výstup ze štěrbinu. Poměr výšky štěrbinu k šířce komory byl zvolen 1:20 dle modelu Chiu-Etheridge. Zjednodušená geometrie ve formátu ACIS byla vytvořena v programu AutoCAD 2017. Tato geometrie obsahuje dvě cesty, spodní (označena jako A) a horní (označena jako B). Rozměry geometrie spodní štěrbinu dvojité fasády jsou na obr. 27.



Obr. 27 – Geometrie horní štěrbin dvojité fasády (rozměry v milimetrech)

#### 6.4.2 Numerická síť

Vytvořená geometrie byla načtena do programu ANSYS Meshing. Další nastavení odpovídá postupu popsaném v kapitole 5.2.2. Tímto způsobem bylo získáno 149 017 buněk. Tento počet je, jak je zmíněno v kapitole 5.1, nedostačující. Hrubá síť (149 017 buněk) byla uložena ve formátu MSH a načtena do programu ANSYS Fluent. Následně byla tato hrubá výpočetní síť na celé geometrii zjemněna. Všechny hrany prvků byly tímto procesem rozděleny na poloviny a počet buněk se zvýšil čtyřikrát. Toto zjemnění odpovídá zhruba patnácti buňkám na výšku cesty B i cesty A. Výsledný počet buněk sítě použité pro simulaci byl 596 068. Některé čtyřhranné buňky byly těmito adaptacemi zdeformovány do tvaru trojúhelníku. I v tomto případě byla provedena kontrola, která vyloučila přítomnost trojúhelníkových buněk v blízkosti stěn. Detail výpočetní sítě v oblasti štěrbin je na obr. 28.



Obr. 28 – Výpočetní síť horních štěrbin

#### 6.4.3 Nastavení řešiče CFD simulace

Nejprve byl tak jako u ostatních případů použit dvourovnicový  $k$ - $\epsilon$  realizable model turbulence [8] a varianta stěnových funkcí kombinovaných s výpočtem rychlosti v celé mezní vrstvě (enhanced wall treatment), ale z geometrie a průtoků cestou A je zřejmé, že tam bude téměř vždy laminární proudění. Byla teda zavedena laminární zóna. Tato konfigurace byla příčinou nestability výpočtu, proto byly pro tuto štěrbinu použity standartní stěnové funkce a pro cestu A laminární zóna. Lze předpokládat, že nastavení ve Fluentu označené Enhanced wall treatment by se stejně projevilo především v oblasti cesty A, která je ovšem pokryta laminární zónou.

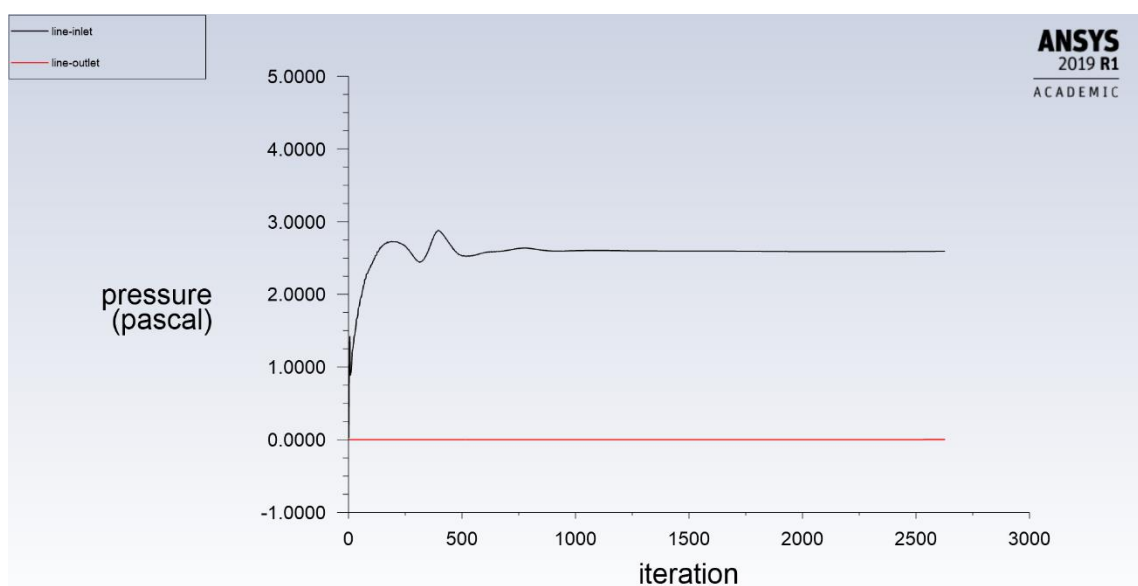
Pro vzduch byly použity konstantní hodnoty hustoty  $\rho = 1.225 \text{ kg/m}^3$  a dynamické viskozity  $\mu = 1.7894 \cdot 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ .

Na vstupu do komory 1 byla zvolena okrajová podmínka konstantní rychlosti. Vstupní rychlosti byly nastaveny tak, aby rozdíl celkových tlaků na vstupu a výstupu ze štěrbin byl rozmezí od 0 do 50 Pa – viz tab. 9. Intenzita turbulence na vstupu do komory 1 byla pro případy, kdy byl použit turbulentní model, nastavena na 0,01 % a poměr turbulentní a molekulární viskozity na 0,001. Na stěnách komor byla použita podmínka nulového smykového napětí, jelikož byl zkoumán tlakový rozdíl před a za štěrbinou a tlakové ztráty třením na stěnách komor by mohly ovlivnit výsledek.

Podmínky na stěnách štěrbin zůstávají výchozí, tedy nulové rychlosti na stěně. Výstup z komory 2 byl zvolen typu volné hranice s nulovou diferencí statického tlaku.

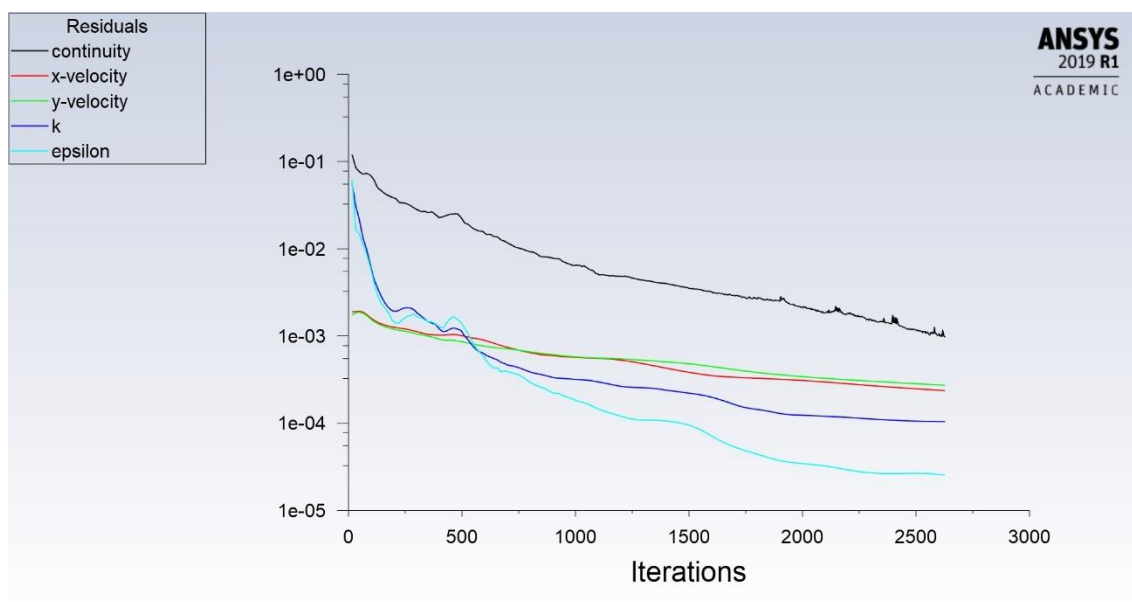
Byl použit segregovaný řešič a k propojení tlakového a rychlostního pole byla zvolena metoda SIMPLE, zajišťující rychlý výpočet a konvergenci simulace vhodnou pro oba typy proudění. Pro všechny řešené rovnice bylo použito schéma diskretizace 2. řádu.

Úloha byla hybridně inicializována a spuštěna na 10 000 iterací. Během řešení byly sledovány hodnoty residuí a jejich konvergence, dále celkové tlaky. Hodnoty průměrných celkových tlaků, které byly vykreslovány do grafu každou iteraci pro vstupní rychlosti 0,047 m/s, jsou na obr. 29.

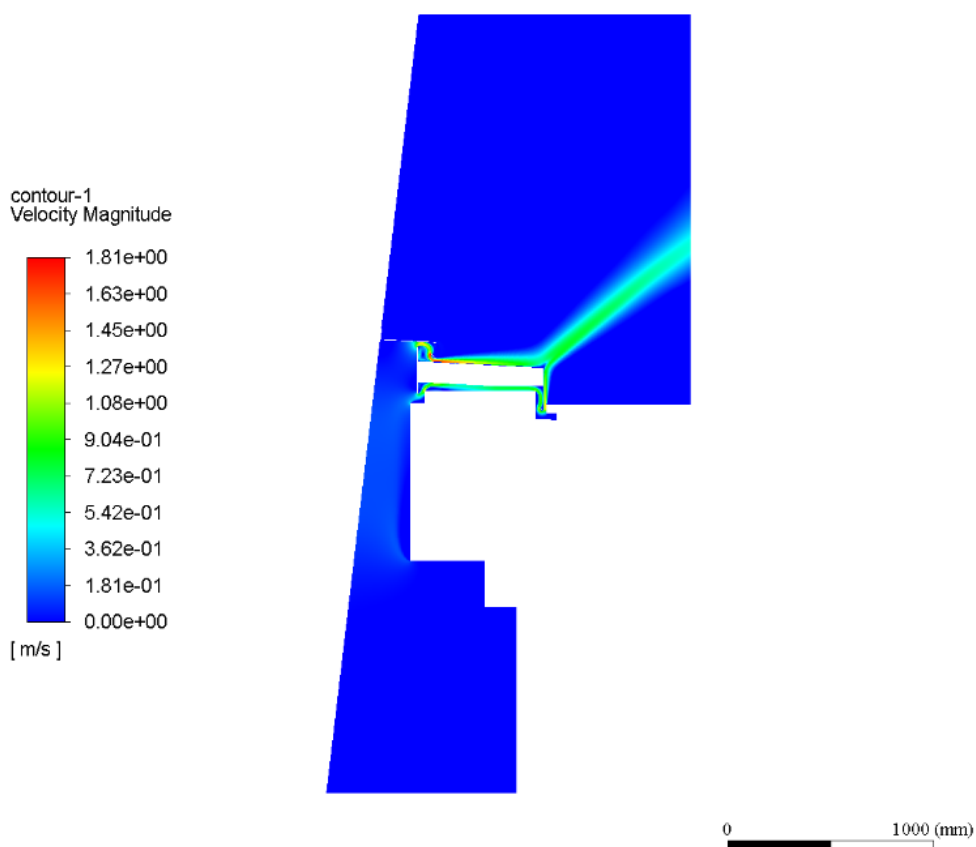


*Obr. 29 – Ustálené celkové tlaky odečítané na řezech v komorách 1 a 2 při vstupní rychlosti 0,047 m/s*

Po ustálení celkových tlaků a konvergenci reziduí bylo řešení považováno za dokončené. Nejvyšší hodnota reziduí rovnice kontinuity byla při vstupní rychlosti 0,047 m/s řádově  $10^{-4}$ , jak je vidět na obr. 30. Kolísání hodnot reziduí rovnice kontinuity bylo způsobeno oscilací zatopeného proudu a nestabilitou při spojení proudů vzduchu z cest A a B – viz obr. 31.



Obr. 30 – Průběh reziduí při vstupní rychlosti 0,047 m/s



Obr. 31 – Kontury rychlosti horních šterbiny při vstupní rychlosti 0,047 m/s

#### 6.4.4 Výsledky simulace a jejich zpracování

Výsledkem CFD simulace byly hodnoty tlakových diferencí pro dané průtoky, respektive vstupní rychlosti. Tato data byla zanesena do tab. 9 a 10. V komoře 1 dochází k náhlému zúžení průřezu, což má za následek snížení celkového tlaku ještě před vstupem vzduchu do štěrbin a v komoře 2 je vzhledem k dosahu proudu vhodné umístit odečítací řez blízko k výstupu vzduchu – viz obr. 27. Celkové tlaky byly odečítány pomocí funkce zprávy o povrchu a průměru na povrchu. Hodnoty průtoků byly odečteny u konce cesty A a těsně před vstupem vzduchu do cesty B na definovaných řezech (viz detail obr. 27) pomocí funkce povrchového integrálu. Na těchto řezech v každé štěrbině byl průtok odečítán zvlášť a výsledné průtoky byly sečteny a porovnány se vstupním průtokem. Jelikož tlaková ztráta cesty B by se odečítala obtížně, bylo využito principu stejné tlakové ztráty paralelních cest a pro cestu B byla uvažována stejná tlaková ztráta jako pro cestu A. Relativní odchylka průtoků do 3 % byla tolerována. Tyto hodnoty byly vyneseny do tab. 9 a 10.

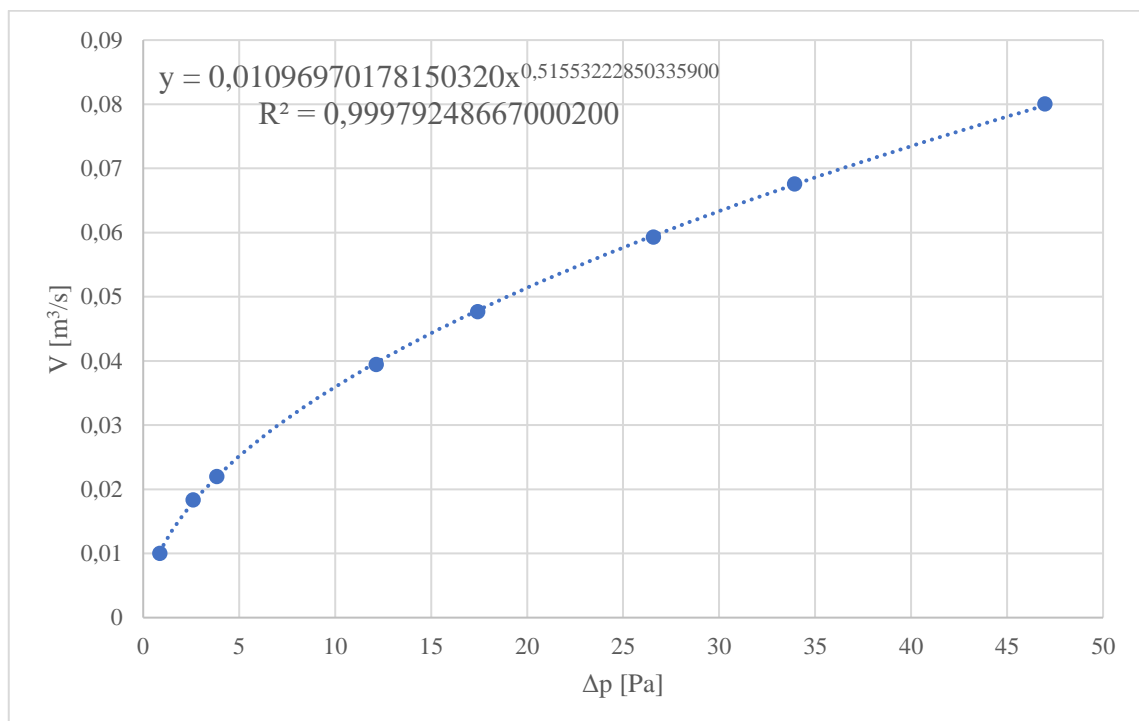
Tab. 9 – Hodnoty vypočtené a získané ze simulace pro horní štěrbinu: tlakové rozdíly

Vstupní rychlost [m/s]	Rychlost v cestě A [m/s]	Rychlost v cestě B [m/s]	Průměrný tlak [Pa]		$\Delta p$ [Pa]
			komora 1	komora 2	
0,2	3,268	0,546	komora 1	47,28	46,97
			komora 2	0,31	
0,17	2,757	0,466	komora 1	34,02	33,93
			komora 2	0,09	
0,15	2,420	0,413	komora 1	26,63	26,58
			komora 2	0,05	
0,12	1,946	0,329	komora 1	17,46	17,43
			komora 2	0,03	
0,1	1,610	0,275	komora 1	12,20	12,13
			komora 2	0,07	
0,057	0,878	0,161	komora 1	3,84	3,83
			komora 2	0,01	
0,047	0,732	0,132	komora 1	2,61	2,59
			komora 2	0,02	
0,027	0,401	0,078	komora 1	0,86	0,86
			komora 2	0,003	

Tab. 10 – Hodnoty vypočtené a získané ze simulace pro horní štěrbinu: průtoky

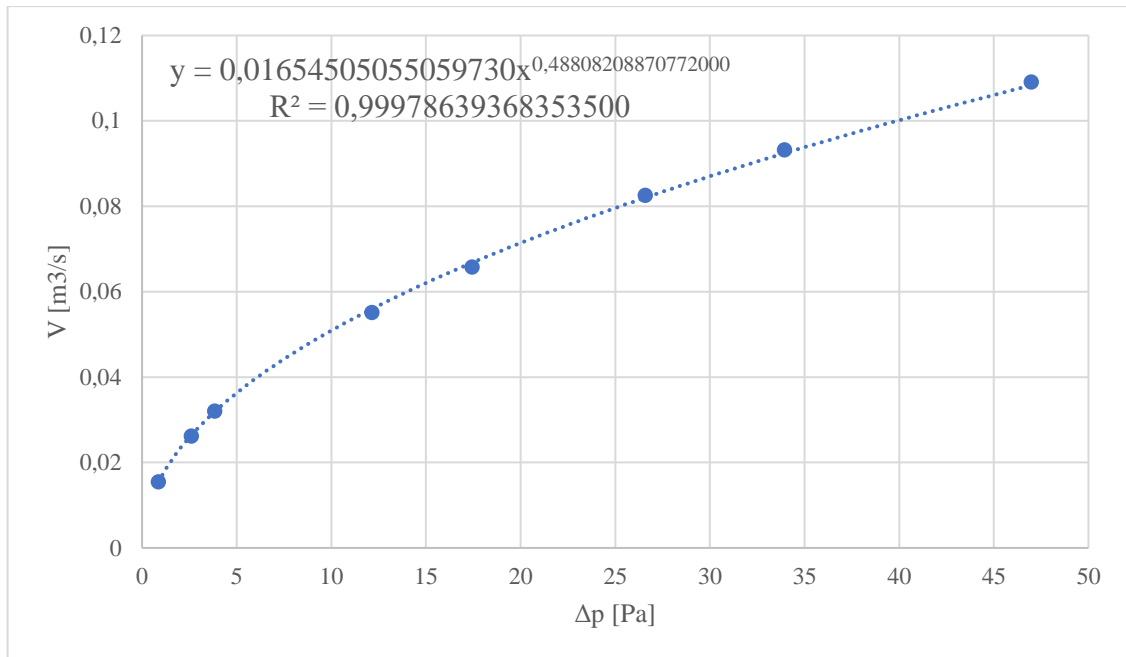
Vstupní rychlost [m/s]	$V_A$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_B$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_A+V_B$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{celk}$ [m <sup>3</sup> /s]	Relativní odchylka V [%]	$Re_A$ [-]
0,2	0,080030	0,109112	0,189142	0,184079	2,8	2849
0,17	0,067565	0,093190	0,160755	0,156444	2,8	2404
0,15	0,059293	0,082537	0,141830	0,138039	2,8	2110
0,12	0,047679	0,065789	0,113468	0,110431	2,8	1697
0,1	0,039431	0,055110	0,094541	0,092026	2,7	1403
0,057	0,021994	0,032015	0,054009	0,052455	3,0	765
0,047	0,018315	0,026200	0,044515	0,043252	3,0	638
0,027	0,010009	0,015493	0,025502	0,024847	2,6	349

Data z tab. 9 a 10 byla vynesena do grafů na obr. 32, 33, 34 a 35 pro určení kvadratických a mocninných rovnic popisujících proudění v daných štěrbinách. K získání rovnic z grafů byla použita funkce spojnice trendu programu Microsoft Excel.



Obr. 32 – Graf závislosti průtoku cestou A na tlakovém rozdílu (mocninný tvar rovnice)



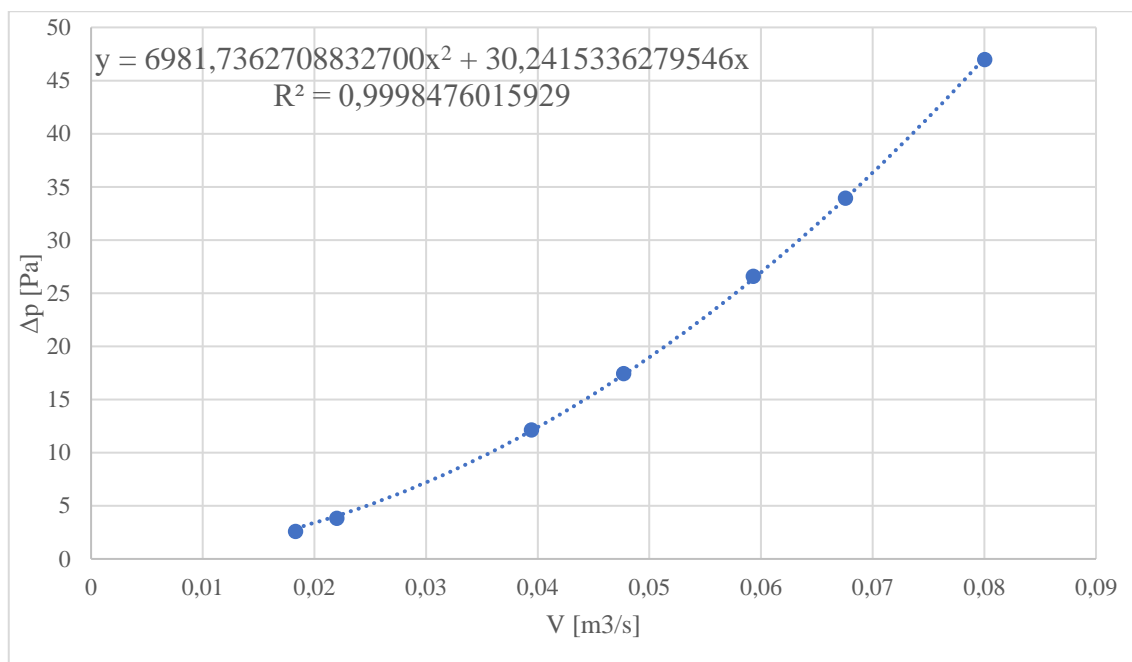


Obr. 33 – Graf závislosti průtoku cestou B na tlakovém rozdílu (mocinný tvar rovnice)

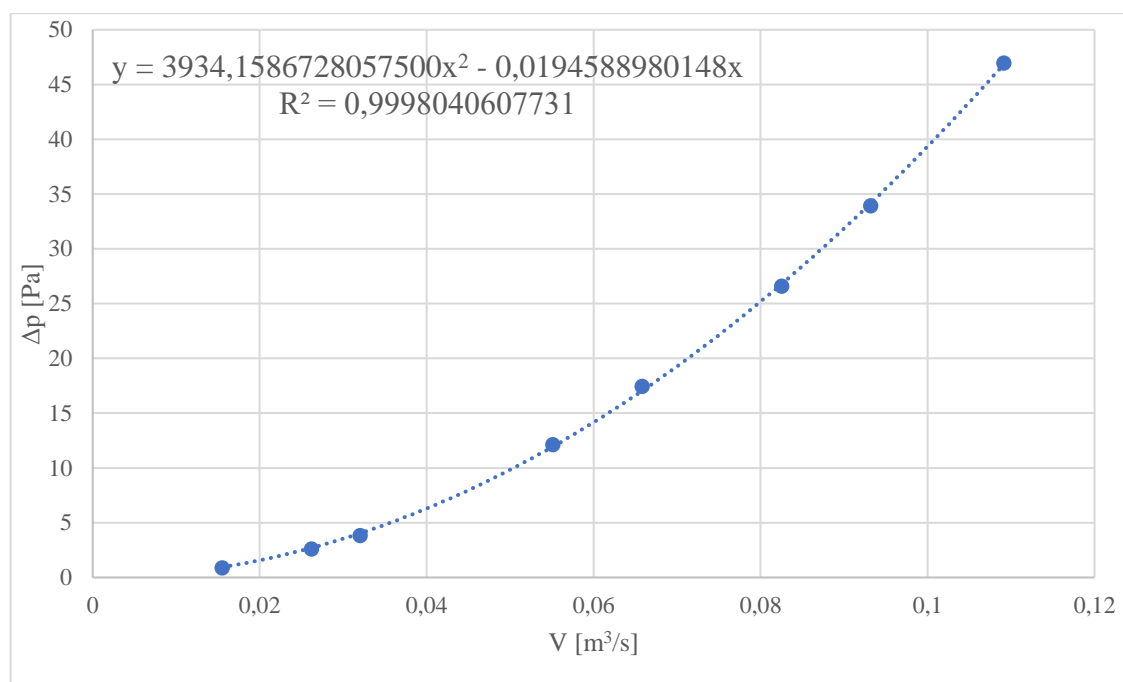
Mocinná rovnice popisující proudění vzduchu cestou A má výsledný tvar (15) a cestou B tvar (16)

$$\dot{V} = 0,01097 \cdot \Delta p^{0,51553} \quad (15)$$

$$\dot{V} = 0,01655 \cdot \Delta p^{0,48808} \quad (16)$$



Obr. 34 – Graf závislosti tlakového rozdílu na průtoku cestou A (kvadratický tvar rovnice)



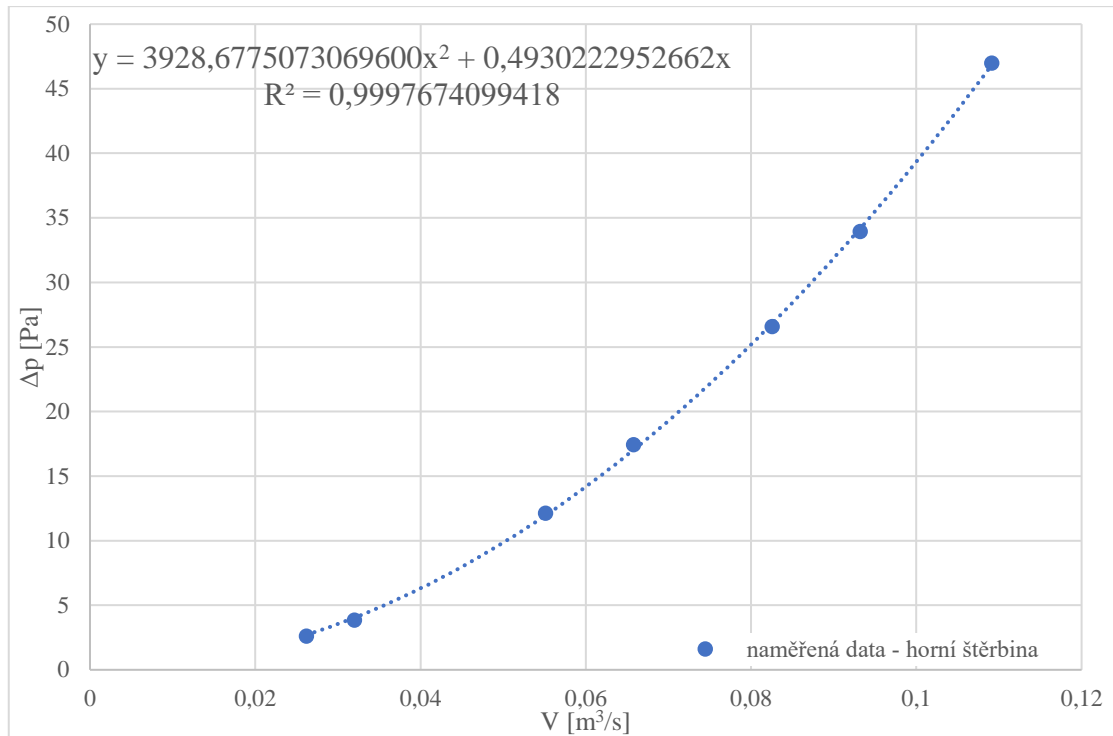
Obr. 35 - Graf závislosti tlakového rozdílu na průtoku cestou B (kvadratický tvar rovnice)

Kvadratická rovnice popisující proudění vzduchu cestou A má výsledný tvar (17) a cestou B má tvar (18a)

$$\Delta p = 30,24153 \cdot \dot{V} + 6981,73627 \cdot \dot{V}^2 \quad (17)$$

$$\Delta p = -0,49302 \cdot \dot{V} + 3928,67751 \cdot \dot{V}^2 \quad (18a)$$

Hodnota parametru  $a$  v rovnici (18a) pro cestu B vycházela záporná. To je z fyzikálního hlediska nesmysl, který mohl být způsoben rozptylem hodnot. Hodnoty pro vstupní rychlost 0,027 m/s byly tedy vyřazeny z tvorby grafu pro vyjádření kvadratické rovnice charakterizující cestu B, čímž bylo dosaženo kladné hodnoty parametru  $a$ . Pro tvorbu ostatních grafů byla tato data ponechána. Výsledný graf je na obr. 36.



Obr. 36 - Graf závislosti tlakového rozdílu na průtoku cestou B, bez zahrnutí dat pro vstupní rychlost 0,2 m/s (kvadratický tvar rovnice)

Konečný tvar rovnice popisující proudění cestou B je

$$\Delta p = 0,49302 \cdot \dot{V} + 3928,67751 \cdot \dot{V}^2 \quad (18b)$$

V tab. 11, 12, 13 a 14 jsou hodnoty vypočtené z rovnic (15), (16), (17) a (18b) porovnané s daty získanými z CFD simulace. Rozdíl udává relativní odchylku průtoku získaného z CFD simulace od průtoku vypočteného z modelu. Mocnná rovnice aproximuje data s odchylkou menší než 2 % pro všechny hodnoty vstupních rychlostí v obou paralelních štěrbinách. Kvadratická rovnice má pro vstupní rychlosti 0,027; 0,047 a 0,057 m/s odchylku větší než 5 % v obou paralelních štěrbinách.

Tab. 11 – Hodnoty vypočtené a získané z grafu na obr. 32 pro cestu A

Vstupní rychlost [m/s]	$C_A$ [m <sup>3</sup> /Pa <sup>n</sup> .s]	$n_A$ [-]	$\Delta p$ [Pa]	$V_A$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{A,vyp}$ [m <sup>3</sup> /s]	Rozdíl [%]
0,2	0,01097	0,51553	46,97	0,080030	0,079812	0,3
0,17			33,93	0,067565	0,067492	0,1
0,15			26,58	0,059293	0,059508	0,4
0,12			17,43	0,047679	0,047878	0,4
0,1			12,13	0,039431	0,039717	0,7
0,057			3,83	0,021994	0,021924	0,3
0,047			2,59	0,018315	0,017921	2,2
0,027			0,86	0,010009	0,010150	1,4

Tab. 12 – Hodnoty vypočtené a získané z grafu na obr. 33 pro cestu B

Vstupní rychlost [m/s]	$C_B$ [m <sup>3</sup> /Pa <sup>n</sup> .s]	$n_B$ [-]	$\Delta p$ [Pa]	$V_B$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{B,vyp}$ [m <sup>3</sup> /s]	Rozdíl 1 [%]
0,2	0,01655	0,48808	46,97	0,109112	0,108335	0,7
0,17			33,93	0,093190	0,092434	0,8
0,15			26,58	0,082537	0,082047	0,6
0,12			17,43	0,065789	0,066780	1,5
0,1			12,13	0,055110	0,055952	1,5
0,057			3,83	0,032015	0,031879	0,4
0,047			2,59	0,026200	0,026339	0,5
0,027			0,86	0,015493	0,015376	0,8

Tab. 13 – Hodnoty vypočtené a získané z grafu na obr. 34 pro cestu A

Vstupní rychlost [m/s]	$b_A$ [Pa.s/m <sup>3</sup> ]	$a_A$ [Pa.s <sup>2</sup> /m <sup>6</sup> ]	$\Delta p$ [Pa]	$V_A$ [m <sup>3</sup> /s]	$\Delta p_{A,vyp}$ [Pa]	Rozdíl [%]
0,2	6981,73627	30,24153	46,97	0,080030	47,14	0,4
0,17			33,93	0,067565	33,91	0,0
0,15			26,58	0,059293	26,34	0,9
0,12			17,43	0,047679	17,31	0,7
0,1			12,13	0,039431	12,05	0,7
0,057			3,83	0,021994	4,04	5,2
0,047			2,59	0,018315	2,90	10,5
0,027			0,86	0,010009	1,00	14,2

Tab. 14 – Hodnoty vypočtené a získané z grafu na obr. 36 pro cestu A

Vstupní rychlost [m/s]	$b_B$ [Pa.s/m <sup>3</sup> ]	$a_B$ [Pa.s <sup>2</sup> /m <sup>6</sup> ]	$\Delta p$ [Pa]	$V_B$ [m <sup>3</sup> /s]	$\Delta p_{B,vyp}$ [Pa]	Rozdíl [%]
0,2	3928,67751	0,49302	46,97	0,109112	46,83	0,3
0,17			33,93	0,093190	34,16	0,7
0,15			26,58	0,082537	26,80	0,9
0,12			17,43	0,065789	17,04	2,3
0,1			12,13	0,055110	11,96	1,4
0,057			3,83	0,032015	4,04	5,2
0,047			2,59	0,026200	2,71	4,4
0,027			0,86	0,015493	0,95	9,5

Z nasimulovaných a vypočtených dat lze pozorovat, že kvadratická a mocninná rovnice pro horní šterbinu, rozdělenou dále na cesty A a B, popisuje data z CFD simulace s přibližně stejnou přesností pro tlakové rozdíly nad 10 Pa. Pro nižší tlakové difference bylo dosaženo pro spodní šterbinu lepších výsledků s mocninnou rovnicí.

## 6.5 Porovnání mocninné a kvadratické rovnice v jednom grafu

Pro grafické porovnání mocninné a kvadratické závislosti byl z rovnice (4) vyjádřen objemový průtok:

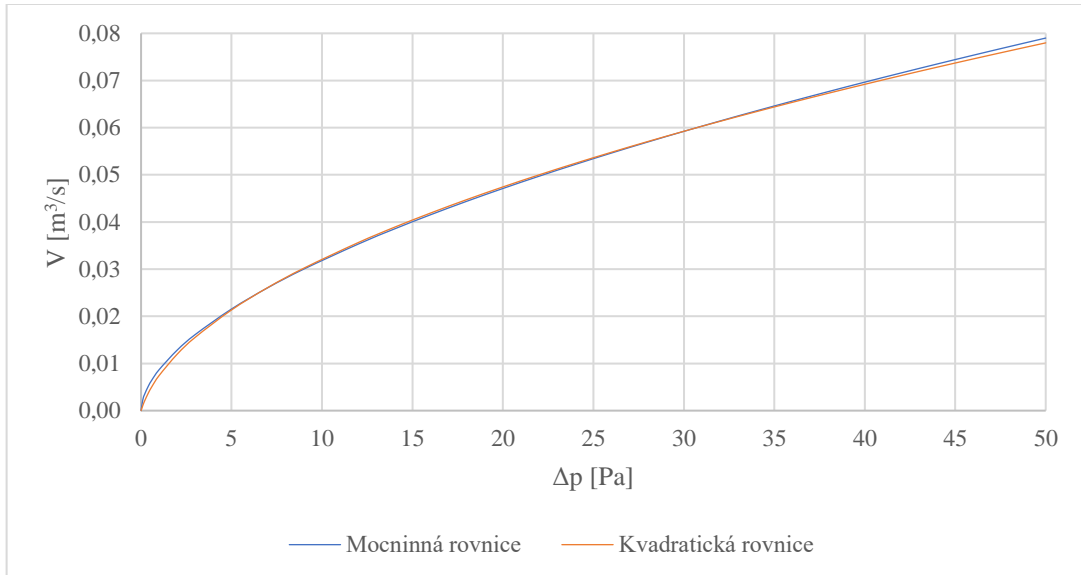
$$\dot{V} = \frac{-a + \sqrt{a^2 + 4 \cdot b \cdot \Delta p}}{2 \cdot b} \quad (19)$$

Byl uvažován pouze kladný kořen rovnice, jelikož záporné hodnoty průtoků jsou nesmyslné. Následně byly pro hodnoty tlakové diference od 0 do 50 Pa vypočteny dle rovnic (3) a (19) hodnoty průtoků. Parametry modelů byly dosazeny dle kapitol 6.2, 6.3 a 6.4 pro jednotlivé typy šěrbin. Hodnoty použité k vyhodnocení jsou vypsány v tab. 15.

Tab. 15 – Hodnoty vypočtené pro porovnání mocninné a kvadratické rovnice

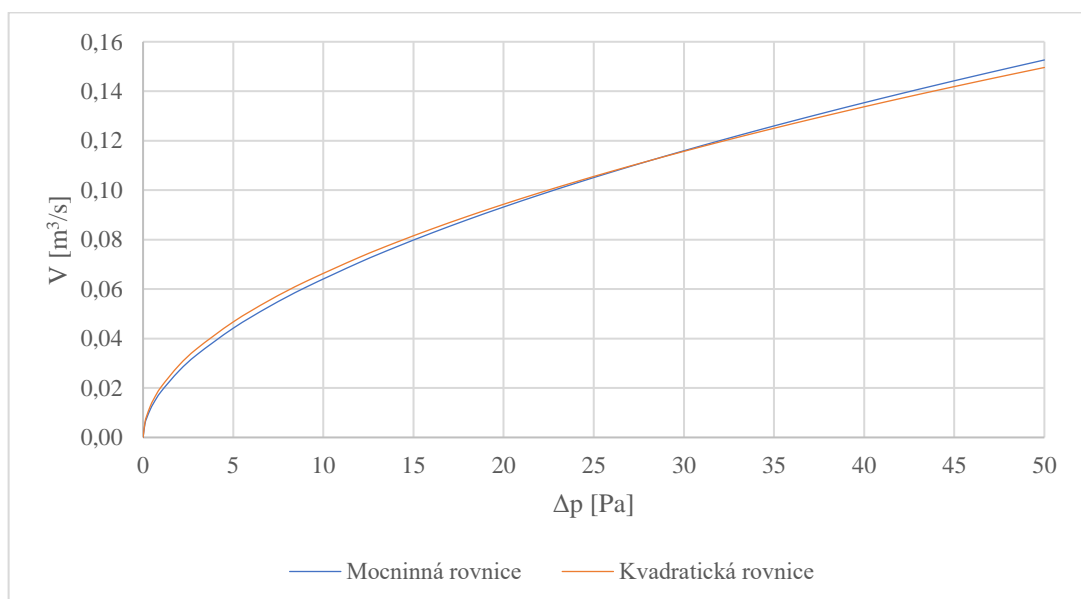
$\Delta p$ [Pa]	Mocninná rovnice				Kvadratická rovnice			
	$V_{boč}$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{spod}$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_A$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_B$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{boč}$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_{spod}$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_A$ [m <sup>3</sup> /s]	$V_B$ [m <sup>3</sup> /s]
0	0,00000	0,00000	0,00000	0,00000	0,00000	0,00000	0,00000	0,00000
0,1	0,00237	0,00537	0,00335	0,00505	0,00113	0,00591	0,00219	0,00498
0,2	0,00350	0,00780	0,00478	0,00722	0,00209	0,00868	0,00361	0,00707
0,4	0,00518	0,01133	0,00684	0,01032	0,00372	0,01261	0,00571	0,01003
0,6	0,00651	0,01410	0,00843	0,01272	0,00511	0,01563	0,00735	0,01230
1	0,00869	0,01856	0,01097	0,01655	0,00745	0,02042	0,01000	0,01589
2	0,01285	0,02696	0,01568	0,02366	0,01198	0,02923	0,01490	0,02250
3	0,01615	0,03354	0,01933	0,02916	0,01557	0,03599	0,01868	0,02757
5	0,02155	0,04417	0,02515	0,03794	0,02135	0,04672	0,02468	0,03561
7	0,02605	0,05294	0,02991	0,04513	0,02609	0,05543	0,02957	0,04215
9	0,03002	0,06061	0,03405	0,05137	0,03021	0,06297	0,03380	0,04780
12	0,03531	0,07077	0,03950	0,05959	0,03563	0,07285	0,03935	0,05520
14	0,03852	0,07690	0,04276	0,06452	0,03887	0,07875	0,04267	0,05963
16	0,04154	0,08263	0,04581	0,06911	0,04190	0,08425	0,04575	0,06375
18	0,04439	0,08804	0,04868	0,07344	0,04474	0,08941	0,04866	0,06763
20	0,04711	0,09318	0,05140	0,07754	0,04743	0,09430	0,05140	0,07129
22	0,04971	0,09809	0,05398	0,08144	0,04999	0,09894	0,05401	0,07477
24	0,05221	0,10280	0,05646	0,08518	0,05244	0,10338	0,05650	0,07810
26	0,05462	0,10733	0,05884	0,08877	0,05479	0,10763	0,05890	0,08129
28	0,05696	0,11170	0,06113	0,09223	0,05705	0,11173	0,06120	0,08436
30	0,05922	0,11593	0,06334	0,09556	0,05923	0,11568	0,06342	0,08732
32	0,06141	0,12003	0,06549	0,09880	0,06135	0,11950	0,06557	0,09019
34	0,06355	0,12401	0,06757	0,10193	0,06339	0,12321	0,06765	0,09297
36	0,06563	0,12789	0,06959	0,10498	0,06538	0,12681	0,06967	0,09566
40	0,06965	0,13536	0,07347	0,11084	0,06920	0,13371	0,07356	0,10084
44	0,07350	0,14249	0,07717	0,11643	0,07283	0,14028	0,07725	0,10577
48	0,07720	0,14932	0,08071	0,12177	0,07630	0,14656	0,08078	0,11047
50	0,07900	0,15264	0,08243	0,12436	0,07798	0,14960	0,08249	0,11275

Z obr. 37 lze pozorovat, že pro boční štěrbinu pro tlakové rozdíly do 35 Pa nezáleží na typu použité rovnice. Pro vyšší tlakové rozdíly byly získány mírně vyšší průtoky s rovnicí mocninnou.



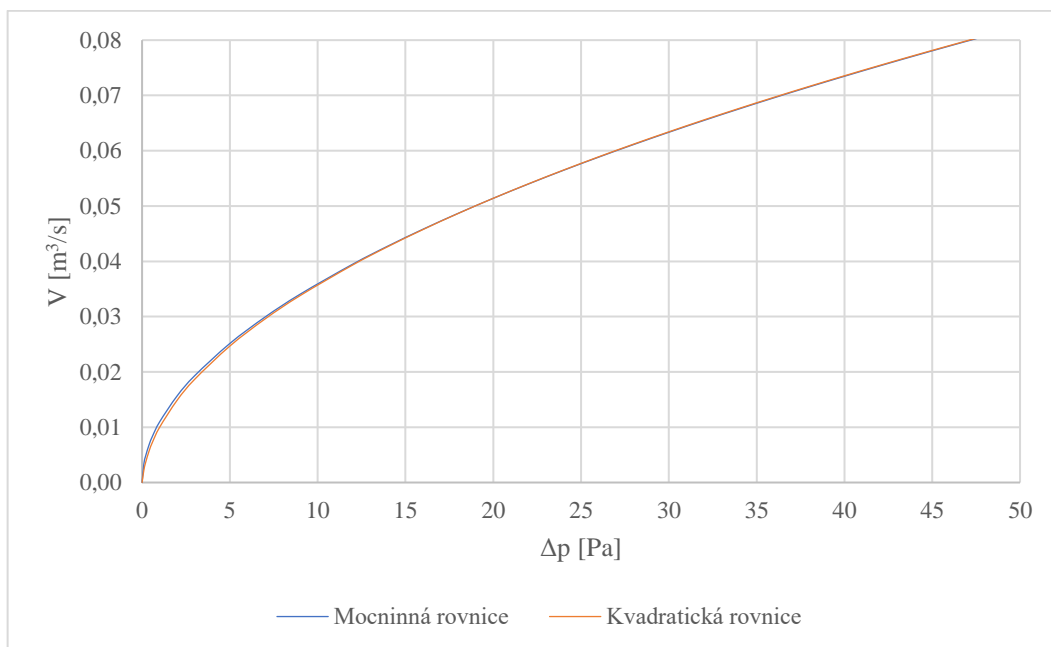
Obr. 37 – Boční štěrbinu: Graf porovnání mocninné (11) a kvadratické (12) rovnice

V grafu na obr. 38 byly porovnávány výsledky získané mocninnou a kvadratickou rovnicí pro spodní štěrbinu. Do 25 Pa bylo dosaženo vyšších hodnot průtoků s kvadratickým vztahem, u vyšších tlakových rozdílů již byly získány vyšší hodnoty průtoků z mocninné rovnice.



Obr. 38 – Spodní štěrbinu: Graf porovnání mocninné (13) a kvadratické (14) rovnice

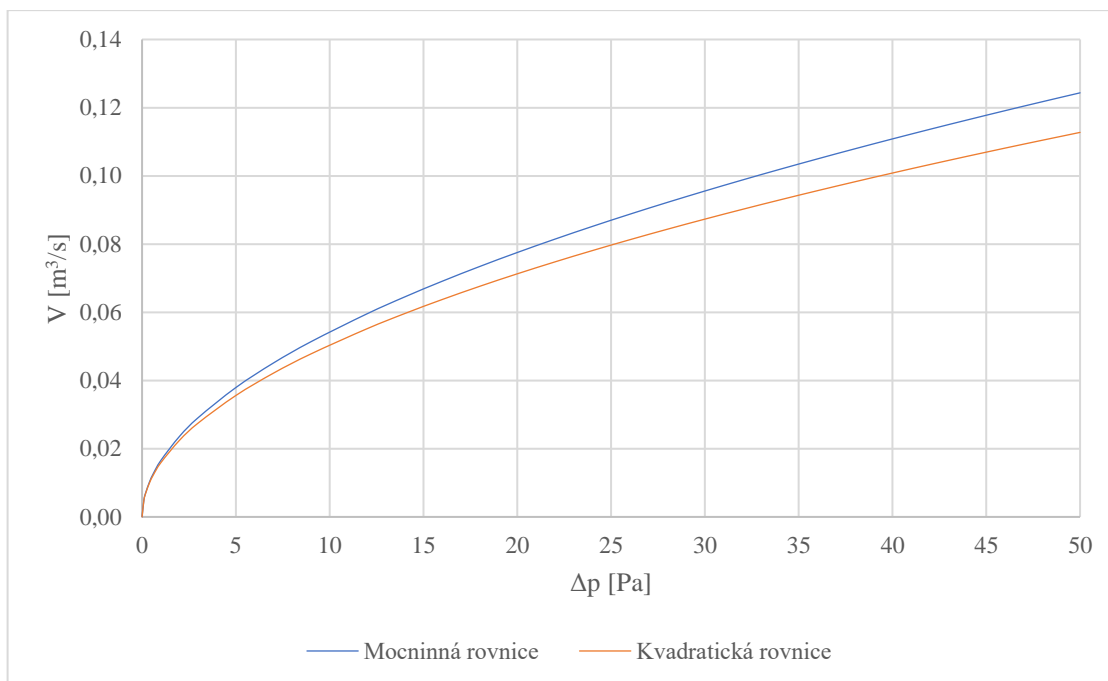
Obr. 39 znázorňuje porovnání mocninné a kvadratické rovnice, které byly zjištěny pro cestu A horní štěrbiny. Z grafu je na první pohled patrné, že mocninnou i kvadratickou rovnicí byly zjištěny téměř stejné průtoky pro všechny tlakové difference.



Obr. 39 – Horní štěrbina: Graf porovnání mocninné (15) a kvadratické (17) rovnice zjištěné pro cestu A

V grafu na obr. 40 je viditelný rozdíl při použití mocninného a kvadratického vztahu zjištěného pro cestu B horní štěrbiny dvojité fasády. Do tlakového rozdílu 5 Pa bylo dosaženo stejných hodnot průtoků pro obě rovnice. Pro vyšší hodnoty tlakových difference byl získán výrazně vyšší průtok s použitím rovnice mocninné. Z těchto výsledků lze usoudit, že kvadratická rovnice není vhodná pro štěrbiny, kde převládají lokální (vířivé) ztráty. Pro tyto typy štěrbin kvadratická rovnice pravděpodobně nadhodnocuje tlakovou ztrátu.





Obr. 40 – Horní štěrbiná: Graf porovnání mocninné (16) a kvadratické (19) rovnice zjištěné pro cestu B

Z grafů na obr. 37 až 40 bylo zjištěno, že pro všechny zkoumané případy, kdy tlakový rozdíl přesáhl 35 Pa, byl z mocninné rovnice vypočten vyšší objemový průtok vzduchu. Pro tlakové diference menší než 35 Pa nelze posoudit, která rovnice lépe popisuje proudění v dané štěrbině. Pro některé typy byly vyšší hodnoty průtoku zjištěny z mocninné rovnice, pro jiné z kvadratické rovnice. Obě rovnice se shodují v přesnosti výsledků pro tlakové rozdíly menší než 5 Pa.

## 7 Závěr

Cílem práce bylo navrhnout postup, podle něhož se z výsledků CFD simulací proudění vzduchu větracími šterbinami stanoví zjednodušené (mocninné nebo kvadratické) závislosti mezi tlakovým rozdílem a objemovým průtokem. Využitelný postup byl nalezen v odborné literatuře, včetně údajů z CFD simulací i z měření pro větrací šterbinu s jednoduchou geometrií. Testováním této metody bylo zjištěno, že je reprodukovatelná a byla použita pro analýzu tří větracích šterbin se skutečnou geometrií, převzatou z projektu budovy.

Metodika je založená na rovinném (2D) modelu, což odpovídá reálné situaci, kdy větrací šterbiny tvoří obvod dvojité fasády, takže jejich délka je mnohem větší než rozměr kolmý na tuto délku (tloušťka nebo šířka mezery).

Do modelu se před a za šterbinu umístí velké komory, které slouží k tomu, aby bylo možné pro danou šterbinu stanovit celkovou tlakovou ztrátu včetně ztrát na vstupu a na výstupu. V literatuře nebyla přesně definována místa odečtu celkových tlaků a byly tedy zvoleny řezy přibližně v polovině hloubky komor (jejich rozměru ve směru proudění do šterbiny).

Během CFD simulací v rámci této práce se objevovaly problémy s konvergencí výpočtu kvůli střídavému odtrhávání a přiléhání proudu ke stěnám, a dále kvůli oscilacím zatopeného proudu vystupujícího ze šterbiny do komory. S těmito jevy je třeba počítat a sledovat kromě konvergence i ustálení celkových tlaků, které určují hledanou tlakovou diferenci. Navíc by bylo možné použít nestacionární simulace, které by pravděpodobně lépe vystihly chování šterbin při odtrhávání a oscilacích proudění. Pak by ovšem bylo nutné nějakým způsobem průměrovat výsledky nestacionárních simulací.

Při CFD simulaci je nutné definovat, zda se použije model pro laminární nebo turbulentní proudění, přičemž skutečný režim proudění není znám dopředu. Je tedy nutno provést simulace v určitém rozsahu průtoku a režim proudění zjistit. V některých případech může být v určité části výpočetní oblasti proudění laminární, zatímco je jinde proudění turbulentní. Pak lze na část modelu aplikovat tzv. laminární zónu. V jednom případě řešeném v této práci ovšem byla simulace nestabilní na modelu, v němž byla v části výpočetní oblasti laminární zóna a v oblasti s turbulencí byly kombinovány stěnové funkce a výpočet proudění přes celou mezní vrstvu (enhanced wall treatment).

Výše popsaný postup byl aplikován na tři skutečné štěrby složitějších geometrií. Z výsledků simulací bylo zjištěno, že největší relativní odchylky skutečné charakteristiky od mocninné a kvadratické rovnice jsou při malých průtocích, resp. tlakových rozdílech a bylo by nejspíše vhodné v této oblasti zjemnit krok, se kterým byly voleny hodnoty vstupních průtoků.

U všech zkoumaných případů není téměř žádný rozdíl mezi kvadratickou a mocninnou rovnicí, které byly odvozeny z CFD simulací. Pro tlakové difference menší než 35 Pa se chová mocninný i kvadratický model téměř totožně. Jedinou výjimkou je cesta B horní štěrby, ve které jednoznačně převládají lokální tlakové ztráty. Pro tuto štěrbinu kvadratická rovnice tlakové ztráty nadhodnocuje, resp. při daném tlakovém rozdílu vykazuje příliš nízký průtok. V ostatních případech nelze jednoznačně stanovit, která z rovnic by měla být používána přednostně.

Pro stanovení charakteristik průtočných prvků používaných v multizónových simulacích budov lze použít modelování a simulace metodou CFD. Získané charakteristiky jsou vhodné pro multizónovou simulaci větrání budov, avšak je nutné je přepočítat na skutečné délky štěrbin (ve 2D modelu se uvažuje délka štěrby 1 m). Pro větší spolehlivost postupu použitého v této práci by bylo vhodné ověřit výsledky simulací fyzikálním experimentem.

## 8 Seznam literatury a použitých pramenů

- [1] GRATIA, E. a A. DE HERDE. Natural ventilation in a double-skin facade. *Energy and Buildings* [online]. 2004, 36(2), 137-146 [cit. 2019-06-17]. DOI: 10.1016/j.enbuild.2003.10.008. ISSN 03787788. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0378778803001336>
- [2] KILAIRE, A. a M. STACEY. Design of a prefabricated passive and active double skin façade system for UK offices. *Journal of Building Engineering* [online]. 2017, 12, 161-170 [cit. 2019-06-17]. DOI: 10.1016/j.jobee.2017.06.001. ISSN 23527102. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2352710217303066>
- [3] LORENZETTI, D. *Assessing multizone airflow simulation software* (2nd Edition). London: Oxford University Press.
- [4] KOZUBKOVÁ, M. a DRÁBKOVÁ, S. *Numerické modelování proudění: FLUENT 1*. Ostrava: Vysoká škola báňská – Technická univerzita, Fakulta strojní, Katedra hydromechaniky a hydraulických zařízení, 2003. ISBN 80-248-0525-1.
- [5] ETHERIDGE, D.W. A note on crack flow equations for ventilation modelling. *Building and Environment* [online]. 1998, 33(5), 325-328 [cit. 2019-06-17]. DOI: 10.1016/S0360-1323(97)00072-3. ISSN 03601323. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0360132397000723>
- [6] ETHERIDGE, D.W. Crack flow equations and scale effect. *Building and Environment* [online]. 1977, 12(3), 181-189 [cit. 2019-06-17]. DOI: 10.1016/0360-1323(77)90016-6. ISSN 03601323. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0360132377900166>
- [7] CHIU, Y.H. a D.W. ETHERIDGE. Calculations and Notes on the Quadratic and Power Law Equations for Modelling Infiltration. *International Journal of Ventilation* [online]. 2016, 1(1), 65-77 [cit. 2019-06-17]. DOI: 10.1080/14733315.2002.11683623. ISSN 1473-3315. Dostupné z: <http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/14733315.2002.11683623>
- [8] T.-H. SHIH, W. W. LIOU, A. SHABBIR, Z. YANG, AND J. ZHU. A New – Eddy – Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows – Model Development and Validation. *Computers & Fluids*. 24(3). 227–238. 1995. ISSN: 0045-7930.
- [9] WALKER, I. S., WILSON, D. J. a SHERMAN, M. H. A comparison of the power law to quadratic formulations for air infiltration calculations. *Energy and Buildings* [online]. 1998, 27(3), 293-299 [cit. 2019-06-20]. DOI: 10.1016/S0378-7788(97)00047-9. ISSN 03787788. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0378778897000479>

- [10] VLČEK, P. Modelování turbulentního proudění. In: *Chemické a potravinářské strojíctví*. Fakulta strojní ČVUT Praha [online]. Praha [cit. 2016-03-31]. Dostupné z: <http://chps.fsid.cvut.cz/pt/2013/pdf/3509.pdf>
- [11] ETHERIDGE, D. *Natural ventilation of buildings: theory, measurement and design*. Chichester, West Sussex: Wiley, 2012. ISBN 9780470660355.
- [12] KILAIRE, A. a M. STACEY. Design of a prefabricated passive and active double skin façade system for UK offices. *Journal of Building Engineering* [online]. 2017, 12, 161-170 [cit. 2019-06-25]. DOI: 10.1016/j.jobbe.2017.06.001. ISSN 23527102. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2352710217303066>
- [13] ETHERIDGE, D. a SANDBERG M. *Building ventilation: theory and measurement*. New York: John Wiley, c1996. ISBN 047196087x.
- [14] BAKER, P.H., S. SHARPLES a I.C. WARD. Air flow through cracks. *Building and Environment* [online]. 1987, 22(4), 293-304 [cit. 2019-06-25]. DOI: 10.1016/0360-1323(87)90022-9. ISSN 03601323. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0360132387900229>