

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE  
FAKULTA STROJNÍ  
ÚSTAV TECHNIKY PROSTŘEDÍ

---

**SIMULACE PROUDĚNÍ VZDUCHU A PŘENOSU TEPLA  
V DVOJITÉ FASÁDĚ**

DIPLOMOVÁ PRÁCE

ZUZANA TROJÁKOVÁ

10-TŽP-2019

## I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Trojáková** Jméno: **Zuzana** Osobní číslo: **437291**  
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:

**Simulace proudění vzduchu a přenosu tepla v dvojité fasádě**

Název diplomové práce anglicky:

**Simulation of Air Flow and Heat Transfer in a Double-Skin Facade**

Pokyny pro vypracování:

Vytvořte multizónový model pro simulaci proudění vzduchu a přenosu tepla v dvojité fasádě budovy. Proveďte analýzu citlivosti modelu na vliv větru a na charakteristiky větracích šterbin, kterými se přivádí nebo odvádí vzduch do/z dutiny dvojité fasády.

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

Diplomantka bere na vědomí, že je povinna 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

Trojáková!  
Podpis studentky

## SOUHRN

Práce se zabývá multizónovou simulací dvojité fasády budovy a je zaměřena na otvory pro přívod a odvod vzduchu. Analyzuje možnosti výpočtu charakteristik průtočných prvků. Parametry pro pět různých modelů průtočných prvků byly spočítány na základě zadané geometrie a všeobecně dostupných informací o místních a třecích ztrátách. Pro simulaci byl použit program ESP-r a modely průtočných prvků typu 10 (mocninná rovnice), 20 (kvadratická rovnice), 40 (turbulentní průtok otvorem), 110 (turbulentní průtok otvorem  $\mu = 0,65$ ) a 120 (mocninná rovnice pro úzké spáry). Simulace byly vyhodnoceny na základě rozložení četnosti teplot vzduchu v zónách dvojité fasády při použití uvedených modelů a s účinkem větru nebo bez něho. Vypočtené charakteristiky průtočných prvků jsou rovněž porovnány s výsledky CFD simulací publikovaných v jiné práci.

## SUMMARY

The thesis deals with multi-zone simulations of a building with double-skin facade and is focused on air supply and exhaust openings. It analyzes possibilities in calculation of flow component characteristics. Parameters for five flow component models were calculated based on known geometry and generally available information about local and friction losses. The ESP-r program and its flow component types 10 (power equation), 20 (quadratic equation), 40 (turbulent flow through an orifice), 110 (turbulent flow through an orifice with  $\mu = 0,65$ ) and 120 (power equation for narrow gaps) were used for simulations. The simulations were evaluated on the base of temperature frequency distribution in the zones of the double-skin facade using the above mentioned models and also with or without the influence of wind. The calculated characteristics of the flow components are also compared with the results of CFD simulations published in another thesis.

### **Prohlášení**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci s názvem: „Simulace proudění vzduchu a přenosu tepla v dvojité fasádě“ vypracovala samostatně pod vedením Ing. Martina Bartáka, Ph.D., s použitím literatury uvedené na konci mé diplomové práce v seznamu použité literatury.

V Praze dne 24. 6. 2019

*Trojáková*  
Zuzana Trojáková

### **Poděkování**

Ráda bych poděkovala Ing. Martinu Bartákovi, Ph.D. za vstřícnost, cenné rady, gramatickou kontrolu, trpělivost a zodpovědné vedení při vypracovávání diplomové práce.

## Obsah

1. ÚVOD.....	1
2. DVOJITÁ FASÁDA .....	2
3. SIMULACE PŘENOSU TEPLA A PROUDĚNÍ VZDUCHU .....	4
3.1. Základní simulační metody .....	4
3.2. Multizónová metoda.....	5
3.2.1. Termální a tlakové zóny .....	5
3.2.2. Průtočné charakteristiky prvků .....	7
3.2.3. Porovnání kvadratického a mocninného modelu.....	9
4. DVOJITÁ FASÁDA BUDOVY V PRAZE.....	13
4.1. Popis modelu a situace .....	13
4.2. Konstrukce a okrajové podmínky .....	15
4.3. Uzlová síť.....	17
4.3.1. Uzly.....	17
4.3.2. Definice spojení .....	18
4.3.3. Průtočné prvky.....	18
4.3.4. Stanovení parametrů modelů pro průtočné prvky.....	22
5. VÝSLEDKY.....	37
6. DISKUZE.....	50
6.1. Vliv větru .....	50
6.2. Mocnná rovnice (v ESP-r typ 10) .....	50
6.3. Kvadratická rovnice (v ESP-r typ 20).....	51
6.4. Rovnice turbulentního průtoku otvorem (v ESP-r typ 40).....	51
6.5. Rovnice turbulentního průtoku otvorem s $\mu = 0,65$ (v ESP-r typ 110).....	51
6.6. Mocnná rovnice pro spáry (v ESP-r typ 120) .....	52
6.7. Shrnutí.....	52
7. ZÁVĚR.....	53
8. SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY .....	54
9. PŘÍLOHY .....	55

## PŘEHLED ZÁKLADNÍHO OZNAČENÍ

$A$	$[\text{Pa}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-3}]$	parametr kvadratického modelu štěrbiny
$B$	$[\text{Pa}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-6}]$	parametr kvadratického modelu štěrbiny
$C$	$[-]$	parametr kvadratického modelu štěrbiny
$D_h$	$[\text{m}]$	hydraulický průměr
$K$	$[\text{m}^3\cdot\text{Pa}^{-n}\cdot\text{s}^{-1}]$	parametr mocninného modelu štěrbiny
$L$	$[\text{m}]$	délka štěrbiny
$\Delta P$	$[\text{Pa}]$	rozdíl tlaků před a za otvorem
$\dot{Q}$	$[\text{m}^3\cdot\text{s}^{-1}]$	objemový průtok
$S$	$[\text{m}^2]$	průřez otvoru
$d$	$[\text{m}]$	šířka štěrbiny
$d_e$	$[\text{m}]$	ekvivalentní šířka štěrbiny
$n$	$[-]$	parametr mocninného modelu štěrbiny
$w$	$[\text{m}\cdot\text{s}^{-1}]$	rychlost proudění
$x_b$	$[-]$	počet zalomení kanálu
$z$	$[\text{m}]$	rozměr štěrbiny ve směru toku
$\alpha$	$[-]$	součinitel kontrakce
$\varepsilon$	$[\text{m}]$	drsnost
$\zeta$	$[-]$	součinitel místních ztrát
$\eta$	$[\text{Pa}\cdot\text{s}]$	dynamická viskozita
$\lambda_F$	$[-]$	součinitel třecích ztrát
$\mu$	$[-]$	výtokový součinitel
$\nu$	$[\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}]$	kinematická viskozita
$\rho$	$[\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}]$	hustota
$\varphi$	$[-]$	rychlostní součinitel

# 1. ÚVOD

Dvojitá fasáda je poměrně častý prvek architektury a představuje z hlediska přenosu tepla a proudění komplexní systém, ve kterém se odehrávají fyzikální procesy ve složité interakci. Z těchto důvodů je užitečné pro správný návrh fasády provést simulaci proudění vzduchu a přenosu tepla multizónovou metodou. Problémem dvojitě fasády může být přehřívání, které mimo jiné souvisí s průtokem vzduchu dutinou fasády. Proudění vzduchu fasádou ovlivňují otvory pro přívod a odvod vzduchu. Pro modelování otvorů se používají poměrně jednoduché charakteristiky, které vycházejí ze základních poznatků mechaniky tekutin. Pro správné vyhodnocení proudění je však nutné správné určení parametrů těchto charakteristik.

Cílem práce je zjistit, jestli lze charakteristiky větracích štěrbin vypočítat na základě zadané geometrie a běžných vztahů, které jsou dostupné z příruček a učebnic mechaniky tekutin. Pro modelování a simulaci je použit program ESP-r, který má širokou škálu modelů průtočných prvků. Mezi další výhody tohoto programu patří, že jednotlivé prvky jsou podrobně popsány a je k dispozici zdrojový kód programu, ze kterého lze vyčíst přesný postup výpočtu při simulaci.

V teoretické části práce jsou informace o účelu použití, složení a typech dvojitých fasád. Dále je uveden popis základních simulačních metod se zaměřením na multizónovou metodu, která je použita v praktické části práce. Podrobněji je zpracováno porovnání mocinného a kvadratického modelu.

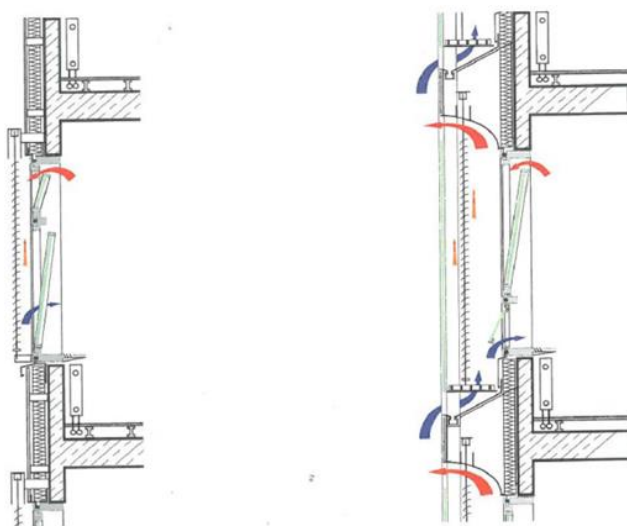
Vlastním přínosem práce je zpracování výpočtů parametrů jednotlivých modelů, které se pro průtočné prvky používají. Parametry vyjádřené jako součinitelé třecích a místních ztrát jsou vypočítány z geometrie skutečných štěrbin. Takto stanovené průtočné charakteristiky jsou použity v modelu dvojitě fasády rohové budovy v Praze. Dále bylo cílem posoudit vliv větru na větrání této dvojitě fasády. Výsledky simulací jednotlivých modelů jsou porovnány s ohledem na teploty vzduchu v dvojitě fasádě za podmínek s účinkem a bez účinku větru.



## 2. DVOJITÁ FASÁDA

Fasády s dvojitým pláštěm mají zlepšovat tepelně-izolační a akustické vlastnosti budovy. Nejčastěji se využívají na vysokých budovách s velkými prosklenými plochami.

Dvojitá fasáda se skládá ze dvou pláštů – vnějšího a vnitřního, dále ze spodních, horních nebo bočních větracích otvorů. Mezi pláští je mezera, která se větrá přirozeně nebo nuceně pomocí ventilátoru. Tento meziprostor může být rozdělený horizontálně, vertikálně, v obou směrech, nebo být souvislý. Dutina se může využívat k údržbě a opravám obou pláštů. Na obr. 2.1 je vlevo běžná fasáda a vpravo dvojitá fasáda. Také je tam naznačeno proudění skrz otvory pro přívod a odvod vzduchu.



Obr. 2.1: Jednoduchá fasáda a dvojitá fasáda

Dvojitá fasáda se přizpůsobuje kolísání denních teplot i měnícím se ročním obdobím. V zimním období může sloužit k předehřívání větracího vzduchu a ke snížení tepelných ztrát budovy, proto se také zmenší množství energie potřebné k vytápění. Přirozeným prouděním vzduchu v meziprostoru je možno odvést až 25 % tepla od slunečního záření. Tím se sníží spotřeba energie na chlazení vzduchu ve vnitřním prostoru. Ke snížení tepelných zisků ze sluneční radiace se používají také stínící prvky umístěné v dutině mezi fasádami. Nejčastěji se k tomuto účelu používají rolety či ovladatelné žaluzie. Externí stínící prvky může poškodit působení větru na budovu, jejich vložením do dutiny dvojitě fasády se tento problém vyřeší. Dalšími důvody pro

použití dvojitých fasád může být zlepšení akustických vlastností, snížení průvzdušnosti a vlivu větru na budovu.

Dvojité fasády můžeme dělit podle způsobu zasklení. Jednou z možností je jednoduché zasklení vnějšího pláště a izolační zasklení vnitřního pláště, dále izolační zasklení vnějšího pláště a jednoduché zasklení vnitřního pláště, nebo izolační zasklení vnějšího i vnitřního pláště.

Další rozdělení je možné z hlediska koncepce otvorů pro přívod a odvod vzduchu. Jednou z možností je dvojitá fasáda s uzavřeným vnějším pláštěm, která využívá nucený přívod vzduchu z budovy, který lze regulovat. Následující možností je dvojitá fasáda s přirozeným větráním a pevně definovanými otvory. Výhodou tohoto řešení jsou nízké pořizovací náklady. Třetí možností je dvojitá fasáda s přirozeným větráním a regulovatelnými otvory, která má sice vyšší investiční náklady, ale umožňuje uzavřít prostor akusticky i tepelně-izolačně. [1,3]



Obr. 2.2: Příklad existující budovy s dvojitým pláštěm [2]

### **3. SIMULACE PŘENOSU TEPLA A PROUDĚNÍ VZDUCHU**

Dvojitá fasáda je současně konstrukční i systémový (vzduchotechnický) prvek, ve kterém probíhají fyzikální procesy v relativně složité interakci. Fasádu ovlivňuje velká řada různých veličin jako například teplota vzduchu, intenzita větru, tlak, intenzita solární radiace. Tyto podmínky se mohou měnit a mohou vyvolávat změny v chování dvojitě fasády. Proto se pro správný návrh fasády vyplatí provádět simulace přenosu tepla a proudění vzduchu. Pokud je dvojitá fasáda špatně navržena, může se přehřívat a vlastnosti budovy tím spíše zhoršit.

Existuje více druhů simulačních metod, žádná není úplně univerzální a vhodná pro všechny situace, které mohou při proudění vzduchu štěrbinou nastat. Každá z metod má při svém použití různé výhody a nevýhody, různý účel a rozsah použitelnosti. V následujících podkapitolách jsou popsány dvě základní metody simulace – počítačová mechanika tekutin (CFD) a multizónová metoda, která je použita dále v praktické části práce.

#### **3.1. Základní simulační metody**

Principem CFD metody je přibližné numerické řešení parciálních diferenciálních rovnic (pro přenos hybnosti, hmoty a tepla, případně i rovnic modelu turbulence), kterými se řídí proudění tekutin a přenos tepla.

Simulovaný prostor (v tomto případě dutinu fasády) je nutné rozdělit na mnoho kontrolních objemů (výpočetních buněk). Těchto malých buněk mohou být statisíce až miliony, a tomu je úměrný i počet řešených parciálních diferenciálních rovnic. Z toho vyplývá, že je tato metoda velmi náročná na zpracování obrovského množství dat, čas a výkon výpočetní techniky. Proto CFD je vhodné spíše pro simulování jen pro krátké časové období nebo za ustáleného stavu. Metodu prakticky nelze použít pro simulaci v rozsahu celého měsíce nebo dokonce k celoroční simulaci objektu.

Principem multizónové metody je také přibližné numerické řešení rovnic pro přenos hybnosti, hmoty a tepla. Avšak na rozdíl od CFD jsou zde použity jednodušší

rovnice. Může se například jednat o Bernoulliovu rovnici a diferenciální rovnice prvního řádu.

Další rozdíl proti CFD metodě spočívá v počtu kontrolních objemů, na který je simulovaný prostor rozdělen. V tomto případě se těmto objemům říká zóny a jsou jich v jednom modelu maximálně desítky. Z toho vyplývá, že i počet řešených rovnic bude mnohonásobně nižší než při použití metody CFD, také proto jsou výsledky méně detailní. Jednou z výhod multizónové metody je, že může být používána pro simulování dlouhého časového období. Poměrně často se jedná o celoroční vyhodnocení teplot a průtoku vzduchu v objektu. Další výhodou je rychlejší získání výsledků simulace.

Časově nejnáročnější bývá zhotovení modelu, samotná simulace většinou trvá relativně krátkou dobu. Z tohoto důvodu je možné dělat drobné modifikace modelu a tím provést různé srovnávací analýzy. Poté můžeme zkoumat vliv úprav modelu na výsledky simulace.

Posouzení dvojité fasády je vhodné provést za dynamických podmínek a pro delší časové období, protože není jasné, ve kterou chvíli nastanou extrémy. V této práci je posuzován hlavně vliv přívaděcích a odváděcích otvorů a proto není třeba zabývat se detailním chováním proudění a přenosu tepla v dutině dvojité fasády. Z těchto důvodů je v praktické části práce použita multizónová metoda.

## **3.2. Multizónová metoda**

### **3.2.1. Termální a tlakové zóny**

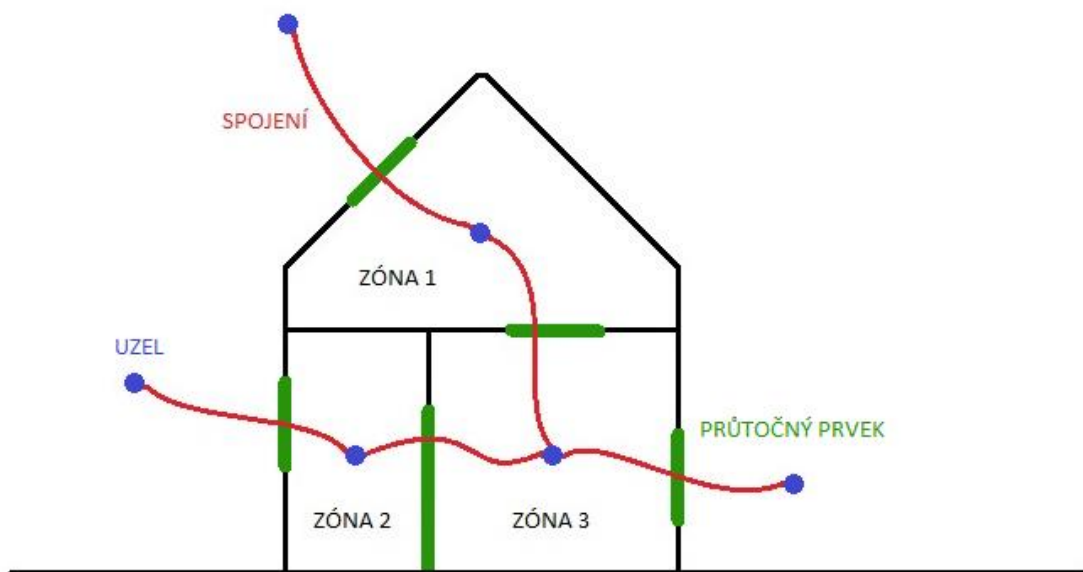
Rozložení modelu na zóny závisí na více faktorech. Mezi ty hlavní patří například geometrie objektu, teplotní rozvrstvení vzduchu, cesty průtoku vzduchu aj. Všechny zóny mají definovanou velikost, vnitřní a okrajové podmínky. Pro každou zónu se uvažuje, že má v celém svém objemu v jednu chvíli stejný statický tlak i teplotu vzduchu (s časem se tyto veličiny mohou měnit). Zónou může být například celá místnost či nějaká její část nebo část vzduchotechnického systému.

Termální model pracuje s přenosem tepla konvekcí (prouděním), kondukcí (vedením), radiací (sáláním) včetně solární radiace. Data potřebná pro provedení simulace (teplotu venkovního vzduchu, intenzitu solární radiace...) lze čerpat

z databáze počasí. Multizónovou metodou lze například získat údaje o tom, která část modelu je nejvíce problematická a hrozí jí přehřívání.

Proudění vzduchu se v modelu řeší pomocí tlakových uzlů. Díky předpokladu, že je v celé zóně stejný statický tlak, stačí v každé zóně umístit jen jeden tlakový uzel. Tyto uzly nazýváme vnitřní a neznáme u nich tlak předem. Dále je třeba nadefinovat okrajové tlakové uzly, které jsou většinou vně modelovaného objektu. Ty mají pevně stanovený tlak nebo jsou v nich proměnné a předem známé hodnoty, například tlakový účinek větru. Potřebné údaje lze získat z databáze venkovních klimatických podmínek.

Dále je nutné do simulačního programu zadat průtočné prvky, kterými vzduch proudí. Poté se utvoří spojení dvou uzlů, mezi kterými je průtočný prvek. Mezi dvěma uzly může být více než jedno spojení, ale tato spojení musí být v paralelním uspořádání. Prvky nelze řadit do série. Na obr. 3.1 je příklad zónového modelu budovy, uzlové sítě, průtočných prvků a jejich spojení.



Obr. 3.1: Zónový model budovy s uzlovou sítí, průtočnými prvky a jejich spojením

Průtočné prvky lze dělit na aktivní (např. ventilátor) a pasivní. Mezi pasivní prvky, u kterých se nemění geometrie, se řadí otvory, štěrby, spáry apod. Pasivní prvek, který nemá pevně stanovenou průtočnou charakteristiku, je např. regulační klapka.

### 3.2.2. Průtočné charakteristiky prvků

Pro popsání toku vzduchu otvory, štěrbinami, spárami apod. jsou využívány různé modely (rovnice). V různých simulačních programech je různý výběr průtočných prvků. Například program IDA ICE používá pouze mocninou rovnici. ESP-r je naopak jeden z programů, který má širokou škálu průtočných prvků. Výhodou tohoto programu také je, že jednotlivé prvky jsou podrobně popsány v Hensenově práci [5]. K dispozici je i zdrojový kód programu, ze kterého je přesně vidět, jak se jednotlivé veličiny počítají. Z těchto důvodů je v práci pro modelování použit program ESP-r. V dále popsaných modelech jsou odkazy na typy průtočných prvků dostupných v ESP-r.

#### *Mocninná rovnice (v ESP-r typ 10)*

$$\dot{Q} = K \cdot \Delta P^n \quad (3.1)$$

kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\Delta P$  [Pa] rozdíl statických tlaků před a za prvkem,  $K$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-n} \cdot \text{s}^{-1}$ ] a  $n$  [-] jsou parametry, které se mění pro různé typy štěrbin a lze je určit pouze experimentálně nebo CFD simulací.

#### *Kvadratická rovnice (v ESP-r typ 20)*

$$\Delta P = A \cdot \dot{Q} + B \cdot \dot{Q}^2 \quad (3.2)$$

kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\Delta P$  [Pa] rozdíl statickým tlaků před a za prvkem,  $A$  [ $\text{Pa} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-3}$ ] a  $B$  [ $\text{Pa} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-6}$ ] jsou parametry, které souvisejí s geometrií modelu a lze je spočítat podle vztahů:

$$A = \frac{12 \cdot \eta \cdot z}{L \cdot d^3} \quad (3.3)$$

$$B = \frac{\rho \cdot C}{2 \cdot d^2 \cdot L^2} \quad (3.4)$$

kde  $\eta$  [ $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ] je dynamická viskozita,  $z$  [m] rozměr ve směru toku,  $L$  [m] délka štěrbin,  $d$  [m] šířka štěrbin,  $\rho$  [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] hustota,  $C$  [-] bezrozměrný parametr, který závisí na počtu zalomení kanálu  $x_b$  [-] a lze ho určit podle vztahu:

$$C = 1,5 + x_b \quad (3.5)$$

Součin  $A \cdot Q$  popisuje tlakovou ztrátu při laminárním proudění mezi dvěma nekonečně dlouhými paralelními deskami, neboli tlakovou ztrátu třením. Součin  $B \cdot Q^2$  vyjadřuje místní tlakové ztráty.

Pro výpočet objemového toku vzduchu pomocí kvadratického vztahu lze upravit rovnici (3.2) na tvar:

$$\dot{Q} = \frac{-A \pm \sqrt{A^2 - 4 \cdot B \cdot (-\Delta P)}}{2 \cdot B} \quad (3.6)$$

Matematicky má tato rovnice dva kořeny. Pro výpočet objemového toku uvažujeme pouze kladné řešení této rovnice.

#### ***Rovnice turbulentního průtoku otvorem (v ESP-r typ 40 a 110)***

$$\dot{Q} = \mu \cdot S \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho}} \quad (3.7)$$

kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\mu$  [-] výtokový součinitel,  $S$  [ $\text{m}^2$ ] průřez otvoru,  $\Delta P$  [Pa] rozdíl statických tlaků před a za otvorem a  $\rho$  [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] hustota tekutiny.

#### ***Mocninná rovnice pro spáry (v ESP-r typ 120)***

$$\dot{Q} = K \cdot \Delta P^n \quad (3.1)$$

kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\Delta P$  [Pa] rozdíl statických tlaků před a za spárou, parametr  $n$  [-] závisí na šířce štěrbin  $d$  [m] a lze ho spočítat pomocí vztahu (3.8). Parametr  $K$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-n} \cdot \text{s}^{-1}$ ] závisí na parametru  $n$  [-] a délce štěrbin  $L$  [m] a je definován vztahem (3.9) [5].

$$n = 0,5 + 0,5 \cdot e^{-500 \cdot d} \quad (3.8)$$

$$K = \frac{L \cdot 9,7 \cdot (0,0092)^n}{1000} \quad (3.9)$$

### 3.2.3. Porovnání kvadratického a mocinného modelu

Nejčastěji je v simulačních programech pro pasivní průtočné prvky používán mocinný (3.1) nebo kvadratický vztah (3.2). Oba tyto vztahy mají své výhody a nevýhody, proto se už přes čtyřicet let diskutuje o tom, který je vhodnější a lépe popisuje skutečnou situaci. Touto problematikou se zabýval například Etheridge [6,7,8,9], Baker a kol. [10], Chiu a Etheridge [11], Hensen [4,5] a mnoho dalších autorů.

Etheridge ve své práci [8] používá obecně známý vztah pro výpočet výtoku otvorem:

$$\dot{Q} = \mu \cdot S \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho}} \quad (3.7)$$

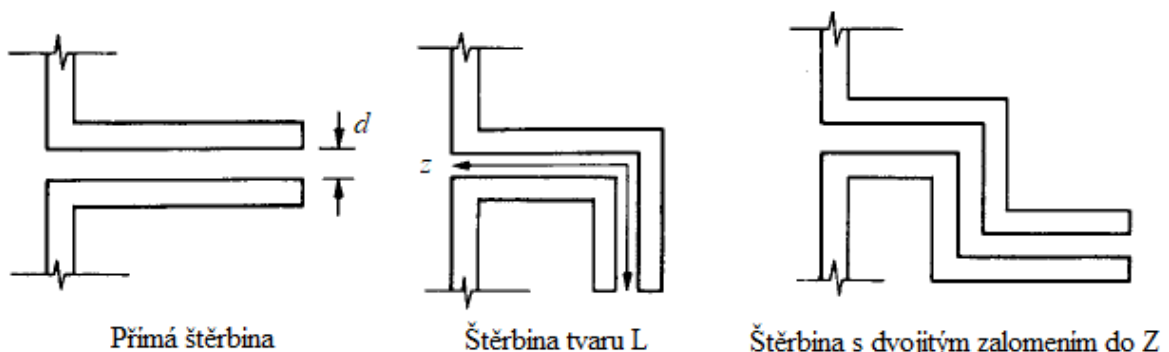
kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\mu$  [-] výtokový součinitel,  $S$  [ $\text{m}^2$ ] průřez otvoru,  $\Delta P$  [Pa] rozdíl statických tlaků před a za prvkem a  $\rho$  [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] hustota tekutiny.

Rovnice (3.7) může být upravena na vztah:

$$\mu = \frac{\dot{Q}}{S} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{2 \cdot \Delta P}} \quad (3.10)$$

Výtokový součinitel  $\mu$  je závislý na Reynoldsově čísle  $Re$  [12].

Jelikož mají štěrbiny v praxi různé tvary, výtokový součinitel  $\mu$  bude také záviset na délce ve směru proudění  $z$  a hydraulickém průměru  $D_h$ . Platnost těchto vztahů byla experimentálně ověřena na nejpoužívanějších typech štěrbin [10]. Jednalo se o přímou štěrbinu, dále o zalomenou do L a štěrbinu s dvojitým zalomením tvaru Z – viz obr. 3.2.



Obr. 3.2: Přímá štěrbina, štěrbina tvaru L a Z [8]



Bylo zjištěno, že pro laminární proudění ve všech těchto štěrbinách platí vztah:

$$\frac{1}{\mu^2} = G \cdot \frac{z}{D_h} \cdot \frac{1}{Re} + C \quad (3.11)$$

kde  $\mu$  [-] je výtokový součinitel,  $z$  [m] rozměr ve směru toku vzduchu,  $D_h$  [m] hydraulický průměr,  $G$  [-] a  $C$  [-] bezrozměrné parametry.  $C$  závisí na počtu zalomení kanálu  $x_b$  [-] a lze ho určit podle vztahu (3.5).

Pro turbulentní proudění platí podobná rovnice [8]:

$$\frac{1}{\mu^2} = G \cdot \frac{z}{D_h} \cdot \frac{1}{Re^{0,25}} + C \quad (3.12)$$

V práci [8] je uveden vztah (3.13), který vznikl odvozením ze vztahů (3.10) a (3.11).

$$S^3 \cdot \frac{2 \cdot \Delta P}{\rho \cdot \dot{Q}^2} - C \cdot S - \frac{G \cdot z \cdot L^2 \cdot \nu}{4 \cdot \dot{Q}} = 0 \quad (3.13)$$

Vztah (3.13) lze následovně upravit:

$$\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho \cdot \dot{Q}^2} = \frac{G \cdot z \cdot L^2 \cdot \nu}{4 \cdot \dot{Q} \cdot S^3} + \frac{C}{S^2} \quad (3.14)$$

$$\Delta P = \frac{G \cdot z \cdot L^2 \cdot \nu}{4 \cdot S^3} \cdot \frac{\rho \cdot \dot{Q}}{2} + \frac{C}{S^2} \cdot \frac{\rho \cdot \dot{Q}^2}{2} \quad (3.15)$$

Z upraveného vztahu (3.15) lze vidět, že je shodný s kvadratickým vztahem (3.2) uvedeném v práci od Bakera a kol. [10].

$$\Delta P = A \cdot \dot{Q} + B \cdot \dot{Q}^2 \quad (3.2)$$

kde  $A$  a  $B$  jsou parametry, které souvisejí s geometrií modelu a lze je spočítat podle vztahů (3.16) a (3.17).

$$A = \frac{G \cdot \nu \cdot \rho \cdot z \cdot L^2}{8 \cdot S^3} = \frac{12 \cdot \eta \cdot z \cdot L^2}{L^3 \cdot d^3} = \frac{12 \cdot \eta \cdot z}{L \cdot d^3} \quad (3.16)$$

Z úpravy vztahu (3.16) vyplývá  $G = 96$ , což je hodnota pro třecí ztrátu při laminárním proudění mezi dvěma nekonečně dlouhými paralelními deskami – viz rovnice (3.11).

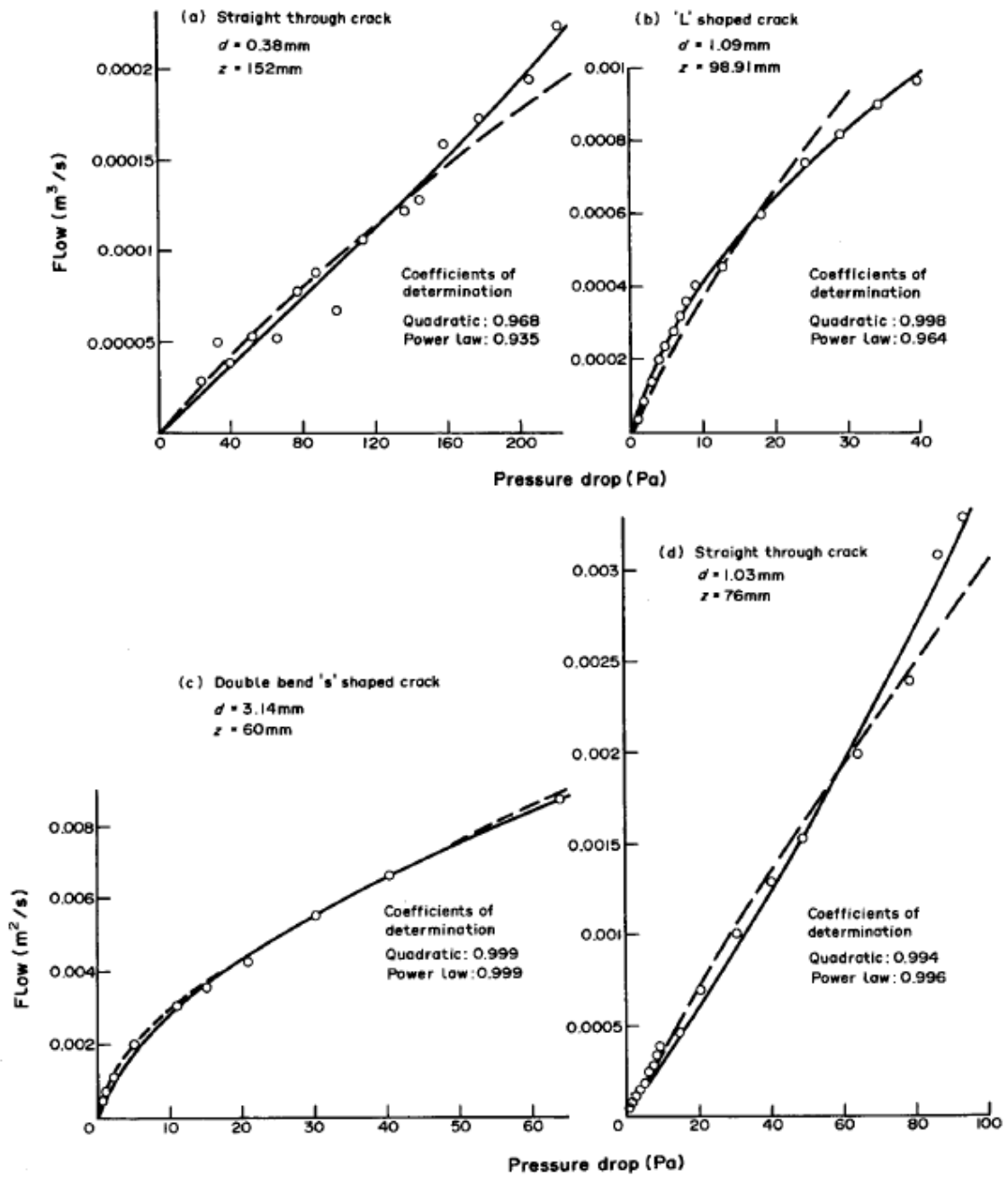
$$B = \frac{\rho \cdot C}{2 \cdot S^2} = \frac{\rho \cdot C}{2 \cdot d^2 \cdot L^2} \quad (3.17)$$

V rovnicích (3.2), (3.16) a (3.17) je  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] objemový průtok,  $\Delta P$  [Pa] rozdíl tlaků před a za otvorem,  $A$  a  $B$  jsou parametry,  $\nu$  [ $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je kinematická viskozita,  $\eta$  [ $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ] dynamická viskozita,  $z$  [m] rozměr štěrbin ve směru toku,  $S$  [ $\text{m}^2$ ] průřez otvoru,  $L$  [m] délka štěrbin,  $d$  [m] šířka štěrbin,  $\rho$  [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] hustota,  $C$  a  $G$  jsou bezrozměrné parametry.

Baker a kol. [10] použili výše uvedený kvadratický vztah (3.2) a mocninný vztah (3.1) na typické tvary štěrbin (viz obr. 3.2) a porovnali je s měřenými hodnotami. Na obr. 3.3 je grafické znázornění závislosti tlakového rozdílu  $\Delta P$  na průtoku  $\dot{Q}$ . Naměřené hodnoty jsou v grafech vyznačeny tečkami, výsledky při použití kvadratického vztahu plnou čarou a při použití mocninného vztahu přerušovanou čarou. Také je tam uvedena šířka řešené štěrbin  $d$  společně s rozměrem ve směru toku  $z$ .

Kvadratický vztah použitý pro přímou štěrbinu na obr. 3.3a a pro štěrbinu se zalomením do L na obr. 3.3b se více blíží naměřeným datům než použitý mocninný vztah. Pro štěrbinu s dvojitým zalomením do tvaru Z na obr. 3.3c vychází hodnoty získané podle mocninného i kvadratického vztahu podobně. Pro přímou štěrbinu na obr. 3.3d vychází lépe mocninný vztah.

Etheridge ve své práci [8] poukazuje na to, že mocninná rovnice nectí Reynoldsův zákon podobnosti a nemá fyzikální princip – rovnice v podstatě jen vyjadřuje křivku, která je proložena naměřenými daty. Kvadratická rovnice má fyzikální princip, ale její nevýhodou je, že předpokládá laminární proudění vzduchu štěrbinou. Proti mocninnému vztahu má výhodu, že bere v potaz Reynoldsovo číslo, které je pro určení průtoku velmi důležité.



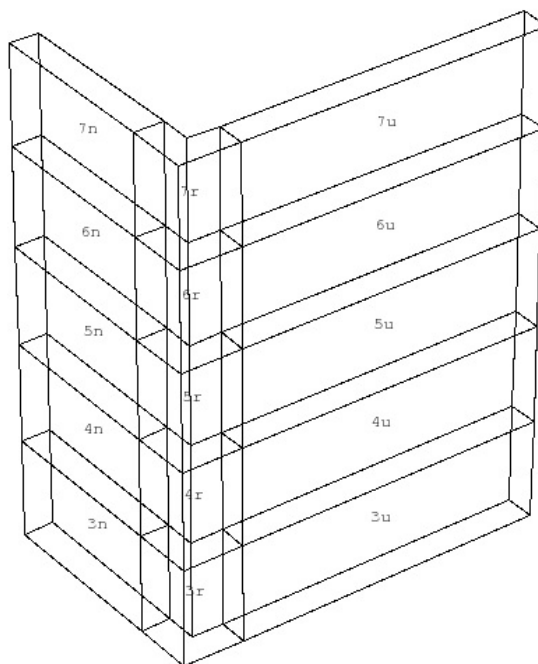
Obr. 3.3: Porovnání výsledků mocninného (- - -) a kvadratického vztahu (—) s naměřenými hodnotami (o) [10]

## 4. DVOJITÁ FASÁDA BUDOVY V PRAZE

Tato část diplomové práce se zabývá simulací proudění vzduchu a přenosu tepla v dvojité fasádě domu umístěného v Praze. Pro simulaci byla použita multizónová metoda v programu ESP-r.

### 4.1. Popis modelu a situace

Budova má dvojitou fasádu v rozsahu pěti nadzemních podlaží (od 3. NP do 7. NP) a má půdorys do tvaru písmene L, začíná ve výšce 9,154 m nad zemí a jednotlivá patra jsou vysoká 3,67 m. Celkový povrch zasklení je 418 m<sup>2</sup> a celkový objem dutiny je 438 m<sup>3</sup>. Dutina fasády není nijak rozdělena, ale z důvodu použití multizónové metody musel být tento celek rozdělen do patnácti zón – viz obrázek 4.1.

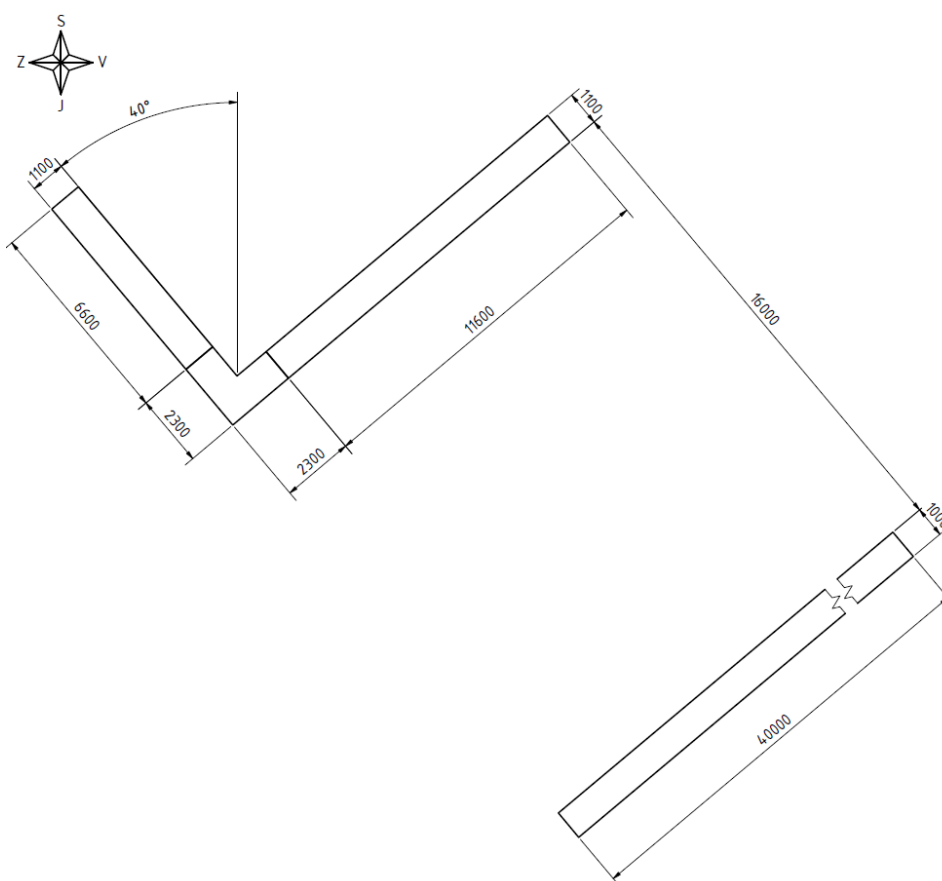


Obr. 4.1: Model fasády s rozdělením na zóny

Mezi sousedními zónami jsou fiktivní povrchy, které se tepelně chovají tak, aby měly minimální vliv na přenos tepla. Díky dělení lze například posoudit nárůst teploty s výškou (gradient teploty) ve fasádě, který se dá předem očekávat. Rozdělení na zóny je provedeno po patrech a dále ještě vertikálně 1na tři zóny – kratší stranu domu, roh, delší stranu domu.

Kratší strana je dlouhá 6,6 m, delší má délku 11,6 m, rohová část do tvaru L má stejně dlouhá ramena a délka ramen vnějšího pláště je 2,3 m, vnitřní plášť má v rohové části délku celkem 2,4 m. Mezera mezi jednotlivými pláští je velká 1,1 m. Podél delší strany fasády, ve vzdálenosti 16 m, je umístěn stínící prvek představující sousední budovu. Šířka tohoto prvku je 1 m, výška 23,4 m a délka 40 m.

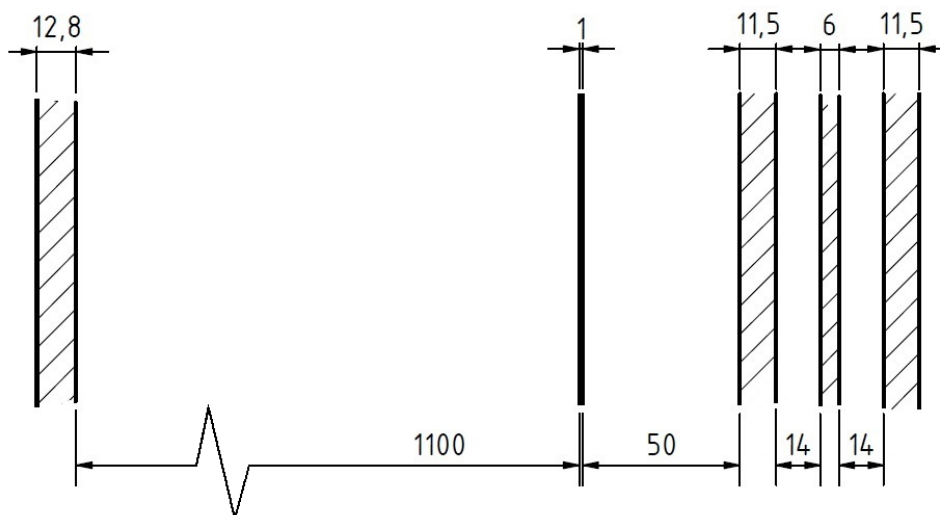
Na obr. 4.2 je půdorys fasády a stínícího bloku s rozměry v mm. Také na něm můžeme vidět směrovou růžici a natočení fasády. Krátká strana fasády svírá se směrem k severu úhel  $40^\circ$  – její azimut je tedy  $230^\circ$ . Azimut dlouhé stěny je  $140^\circ$ . Vnější plášť kratší strany domu směřuje zhruba na jihozápad, roh je natočen k jihu a delší strana domu směřuje k jihovýchodu.



Obr. 4.2: Půdorys fasády a stínícího bloku

## 4.2. Konstrukce a okrajové podmínky

Do programu je nutné zadat konstrukci jednotlivých stěn. Musí se vždy zadat materiál a jeho vlastnosti, dále také tloušťka. Takto se postupně přidávají jednotlivé vrstvy, které tvoří stěnu a to v pořadí od vnějšího prostoru směrem do dutiny dvojité fasády, tedy do prostoru, kde má proudit vzduch. Na obr. 4.3 je řez dvojitou fasádou s tloušťkami jednotlivých vrstev. Vnější plášť fasády tvoří pouze sklo, vnitřní plášť fasády se skládá z hliníkových žaluzií, které se uvažují plně zatažené a zavřené, a z izolačního trojskla. Boky fasády mají podobnou konstrukci jako vnitřní plášť, chybí pouze žaluzie. Vršek a spodek fasády je z vrstvy betonu a minerální izolace. Mezi sousedními zónami je fiktivní vrstva. V tab. 4.1 jsou uvedeny vrstvy materiálů, jejich vlastnosti a tloušťky v mm pro jednotlivé stěny.



Obr. 4.3: Řez fasádou

Pro každou stěnu zóny je nutné nastavit okrajovou podmínku. Tento model využívá tři druhy okrajových podmínek. První použitou podmínkou je, že stěna sousedí s venkovním prostorem. Tato podmínka platí pro celý vnější plášť, vršek a spodek dvojité fasády. Pro vnitřní plášť a boky fasády je určeno, že sousedí s vnitřním prostorem budovy, který má konstantní teplotu 26 °C. Třetí použitou podmínkou je, že zóna sdílí stěnu se sousední zónou.

Tab. 4.1: Konstrukce fasády

**Vnější plášť fasády**

Vrstva	Materiál	Tloušťka s [mm]	Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$ [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Hustota $\rho$ [ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ]	Měrná tepelná kapacita c [ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Emisivita $\varepsilon$ [-]	Absorbce $\alpha$ [-]	Tepelný odpor R [ $\text{m}^2\cdot\text{K}^1\cdot\text{W}^{-1}$ ]
1	sklo antisun	12.8	0.9	2500	750	0.84	0.06	0.01

**Vnitřní plášť fasády**

Vrstva	Materiál	Tloušťka s [mm]	Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$ [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Hustota $\rho$ [ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ]	Měrná tepelná kapacita c [ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Emisivita $\varepsilon$ [-]	Absorbce $\alpha$ [-]	Tepelný odpor R [ $\text{m}^2\cdot\text{K}^1\cdot\text{W}^{-1}$ ]
1	tabulové sklo	11.5	0.76	2170	837	0.83	0.50	0.02
2	mezera	14	0	0	0	0.99	0.99	0.42
3	tabulové sklo	6	0.76	2170	837	0.83	0.50	0.01
4	mezera	14	0	0	0	0.99	0.99	0.42
5	tabulové sklo	11.5	0.76	2170	837	0.83	0.50	0.02
6	mezera	50	0	0	0	0.99	0.99	0.09
7	hliník	1	210	2700	880	0.85	0.52	0.00

**Boky fasády**

Vrstva	Materiál	Tloušťka s [mm]	Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$ [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Hustota $\rho$ [ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ]	Měrná tepelná kapacita c [ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Emisivita $\varepsilon$ [-]	Absorbce $\alpha$ [-]	Tepelný odpor R [ $\text{m}^2\cdot\text{K}^1\cdot\text{W}^{-1}$ ]
1	tabulové sklo	11.5	0.76	2170	837	0.83	0.50	0.02
2	mezera	14	0	0	0	0.99	0.99	0.042
3	tabulové sklo	6	0.76	2170	837	0.83	0.50	0.01
4	mezera	14	0	0	0	0.99	0.99	0.042
5	tabulové sklo	11.5	0.76	2170	837	0.83	0.50	0.02

**Vršek fasády**

Vrstva	Materiál	Tloušťka s [mm]	Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$ [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Hustota $\rho$ [ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ]	Měrná tepelná kapacita c [ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Emisivita $\varepsilon$ [-]	Absorbce $\alpha$ [-]	Tepelný odpor R [ $\text{m}^2\cdot\text{K}^1\cdot\text{W}^{-1}$ ]
1	beton	230	1.4	2100	653	0.9	0.65	0.16
2	minerální izolace	160	0.04	105	1800	0.9	0.6	4.00

**Spodek fasády**

Vrstva	Materiál	Tloušťka s [mm]	Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$ [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Hustota $\rho$ [ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ]	Měrná tepelná kapacita c [ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Emisivita $\varepsilon$ [-]	Absorbce $\alpha$ [-]	Tepelný odpor R [ $\text{m}^2\cdot\text{K}^1\cdot\text{W}^{-1}$ ]
1	beton	230	1.4	2100	653	0.9	0.65	0.16
2	minerální izolace	100	0.04	105	1800	0.9	0.6	2.50

**Fiktivní vrstva**

Vrstva	Materiál	Tloušťka s [mm]	Součinitel tepelné vodivosti $\lambda$ [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Hustota $\rho$ [ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ]	Měrná tepelná kapacita c [ $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Emisivita $\varepsilon$ [-]	Absorbce $\alpha$ [-]	Tepelný odpor R [ $\text{m}^2\cdot\text{K}^1\cdot\text{W}^{-1}$ ]
1	fiktivní	4	20	10	10	0.99	0.01	0.00

Vnitřní tepelné zisky od lidí, osvětlení i vybavení jsou nulové pro každou zónu. Infiltrace vzduchu se nezadáva, přirozené větrání dutiny se řídí okrajovými podmínkami a průtočnými charakteristikami prvků uzlové sítě.

Jelikož se jedná o budovu v Praze, k účelům simulace byla použita databáze počasí z Prahy. Konkrétně se jedná o databázi z roku 2003, který lze považovat za extrémní z hlediska teplot vzduchu a hodnot slunečního ozáření. Maximální teplota v databázi se vyskytuje v srpnu, proto byla simulace udělána pro celý tento měsíc.

### **4.3. Uzlová síť**

#### **4.3.1. Uzly**

Pro simulaci proudění vzduchu bylo třeba definovat uzlovou síť. Uprostřed každé zóny je jeden vnitřní uzlový bod. Předpokladem je, že v celém objemu každé zóny je jednotná teplota vzduchu a statický tlak v daném časovém kroku simulace. Dále se do programu zadaly okrajové uzly, které čerpají informace z vložené databáze venkovních klimatických podmínek. Jelikož má dvojitá fasáda větrací otvory po celém obvodu, jsou i okrajové uzly nadefinované okolo celého obvodu. Na každé svislé straně je pět uzlů, které jsou ve stejné výšce jako vnitřní uzly. Nad i pod fasádou jsou tři okrajové uzly. Dohromady je tedy zadáno 31 uzlů (15 vnitřních a 16 okrajových).

U každého okrajového uzlu se kromě polohy musí ještě zvolit, k jaké ploše se váže a v jakých podmínkách se nachází. Pro okrajové uzly podél svislé stěny u kratšího ramene dvojitě fasády a uzly pod kratší stěnou a rohem, je zvolena podmínka typu středně chráněná stěna. Pro okrajové uzly podél svislé stěny u delší strany fasády a zbývající spodní uzel pod dlouhou stěnou, je určena podmínka chráněná stěna. Pro zbývající tři uzly nad fasádou je definována podmínka středně chráněná střecha do sklonu 10°.

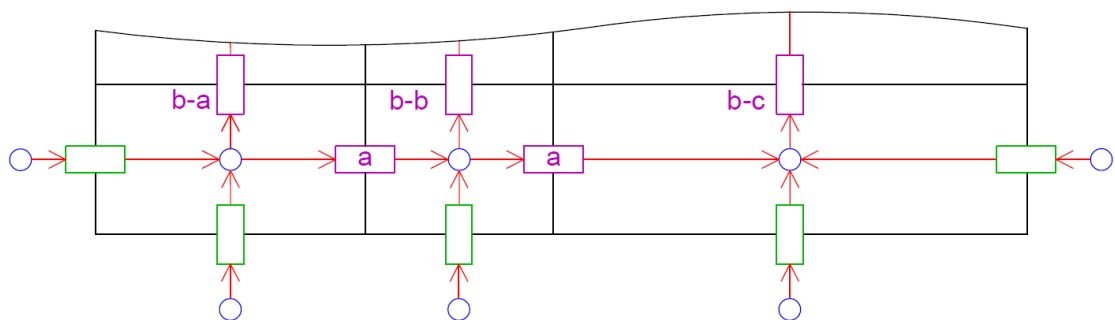


### 4.3.2. Definice spojení

Pro každé spojení se naznačí předpokládané proudění vzduchu tím, že jako první zvolíme v ESP-r uzel, od kterého vzduch proudí, a poté uzel, kam vzduch proudí. Poté ještě vybereme prvek, kterým vzduch proudí. Na obr. 4.4 jsou červeně zobrazeny spojení včetně předpokládaného směru proudění. Je zde vidět, že vzduch zvenčí proudí ze stran a zesponu do dutiny dvojité fasády a vrchní štěrbinou ven. Pokud výsledky simulace ukáží, že vzduch proudí opačným směrem, než bylo zadáno, vyjdou výsledné hodnoty objemového toku se záporným znaménkem.

### 4.3.3. Průtočné prvky

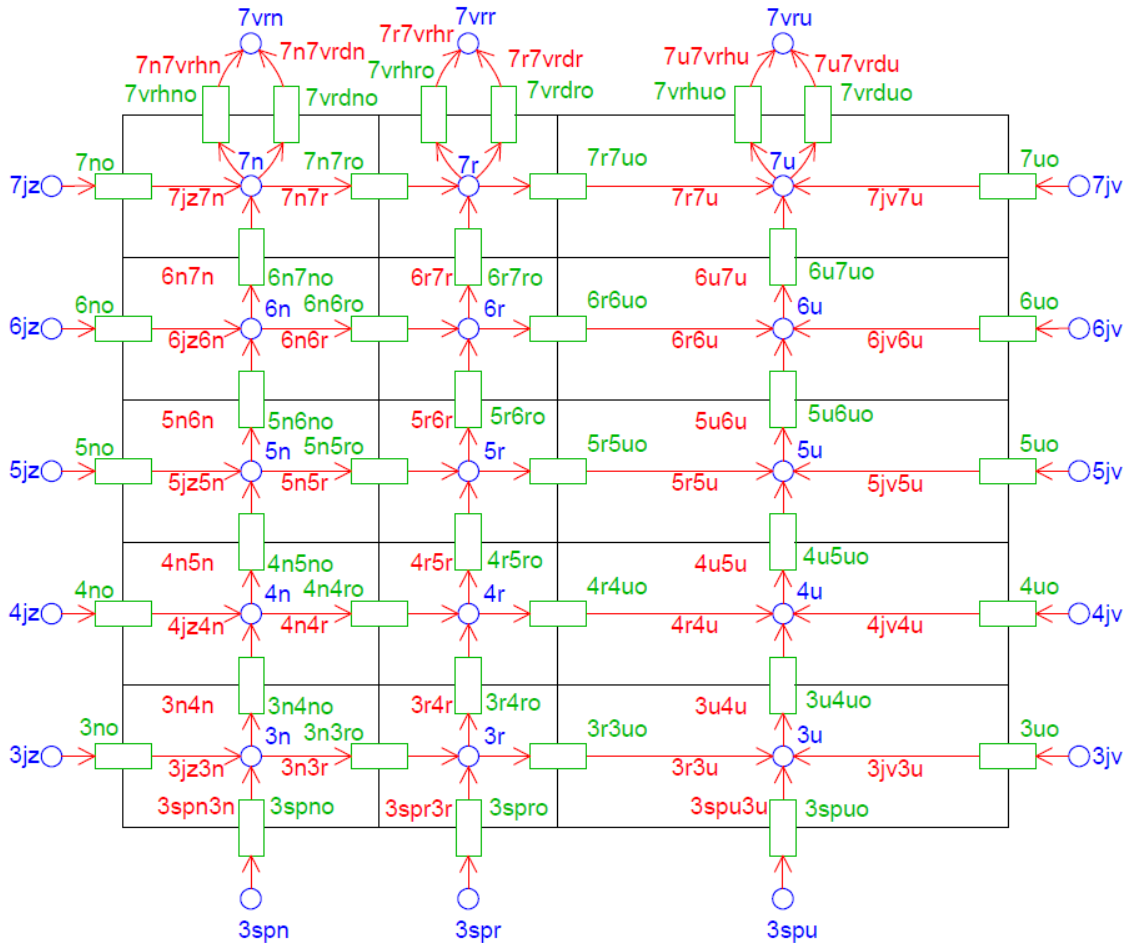
Po definování uzlové sítě bylo nutné zadat průtočné prvky (hydraulické odpory). Na obr. 4.4 můžeme vidět označení čtyř odporů, které byly použity pro definování všech otvorů mezi zónami. Sousední zóny nejsou ve skutečnosti nijak odděleny, ale kvůli rozdělení modelu na zóny se musí zadat, jakým způsobem spolu mají zóny interagovat. Vše bylo zadáno tak, aby se model co nejvíce blížil skutečnosti – faktu, že dutina fasády nijak rozdělena není. Při definování otvorů se tedy uvažovalo proudění celým průřezem. Svislý otvor *a* mezi zónami je zadán v ESP-r jako otvor typu „110“, kde je třeba zadat pouze průřez otvoru  $S$  [m<sup>2</sup>], který je v tomto případě 4,037 m<sup>2</sup>. Vodorovné otvory *b-a*, *b-b*, *b-c*, jsou zadány jako šachty (typ „210“). Zde bylo třeba zadat hydraulický průměr  $D_h$  [m], průřez otvoru  $S$  [m<sup>2</sup>], délku otvoru  $L$  [m], drsnost  $\varepsilon$  [mm] a součinitel místních ztrát  $\zeta$  [-]. V tab. 4.2 jsou hodnoty potřebných veličin.



Obr. 4.4: Část uzlové sítě s čtyřmi označenými typy otvorů

Tab. 4.2: Hodnoty  $D_h$ ,  $S$ ,  $L$ ,  $\varepsilon$ ,  $\zeta$  pro otvory b-a, b-b, b-c

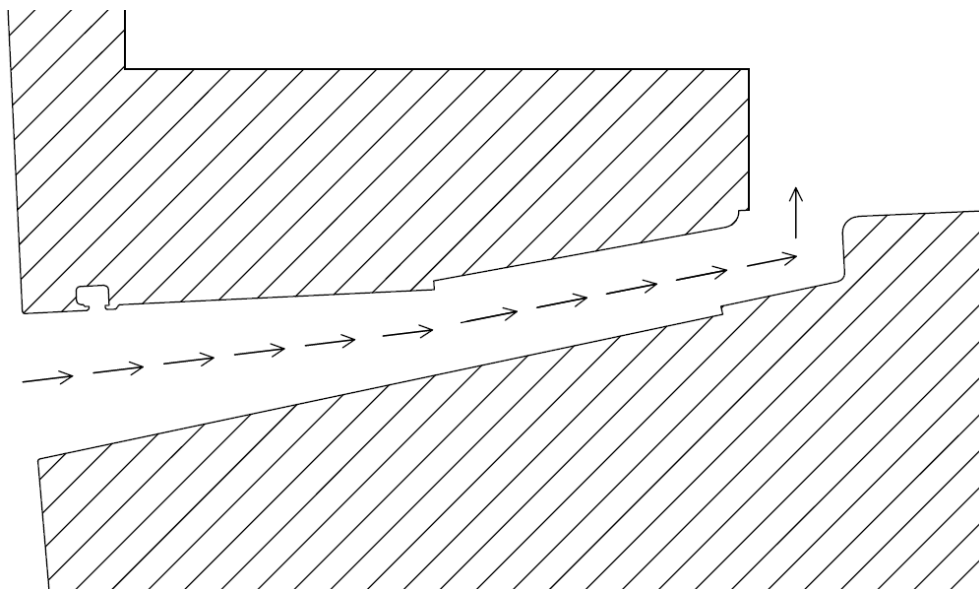
	$D_h$ [m]	$S$ [m <sup>2</sup> ]	$l$ [m]	$\varepsilon$ [mm]	$\zeta$ [-]
b-a	1.89	7.26	3.67	0.02	0.16
b-b	1.67	3.85	3.67	0.02	0.16
b-c	2.01	12.76	3.67	0.02	0.16



Obr. 4.5: Uzlová síť včetně průtočných prvků a spojení s použitým značením

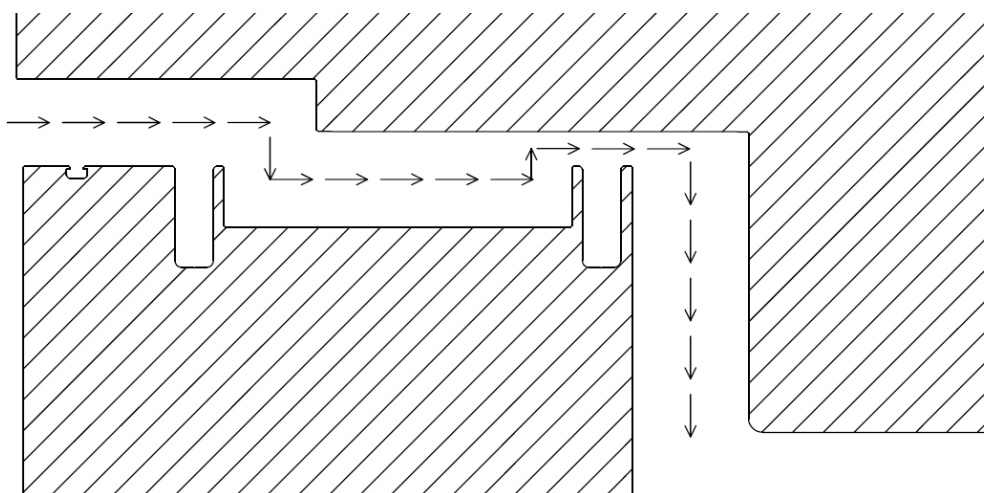
Proudění vzduchu průtočnými prvky, které propojují vnitřek dvojité fasády s venkovním prostorem, je zadáno pomocí několika různých vztahů. Bylo jich použito více, aby se jednotlivé výsledky mohly porovnat (podrobnější popis použitých vztahů je v kapitole 4.3.4). Celkem bylo vytvořeno 41 spojení, čemuž odpovídá i počet průtočných prvků. Na obr. 4.5 jsou zeleně vyobrazeny prvky společně s modře značenými tlakovými uzly a červeně označenými spojeními.

Pro charakteristiky průtočných prvků je nutné znát geometrii větracích štěrbin. Na obr. 4.6 je výkres spodní štěrbin. Jedná se o klínovou mezeru (mezera s měnícím se průřezem), kde je pouze jedno zalomení kanálu, proto zde nedochází k významnému víření a nejvýznamnější je ztráta třením.



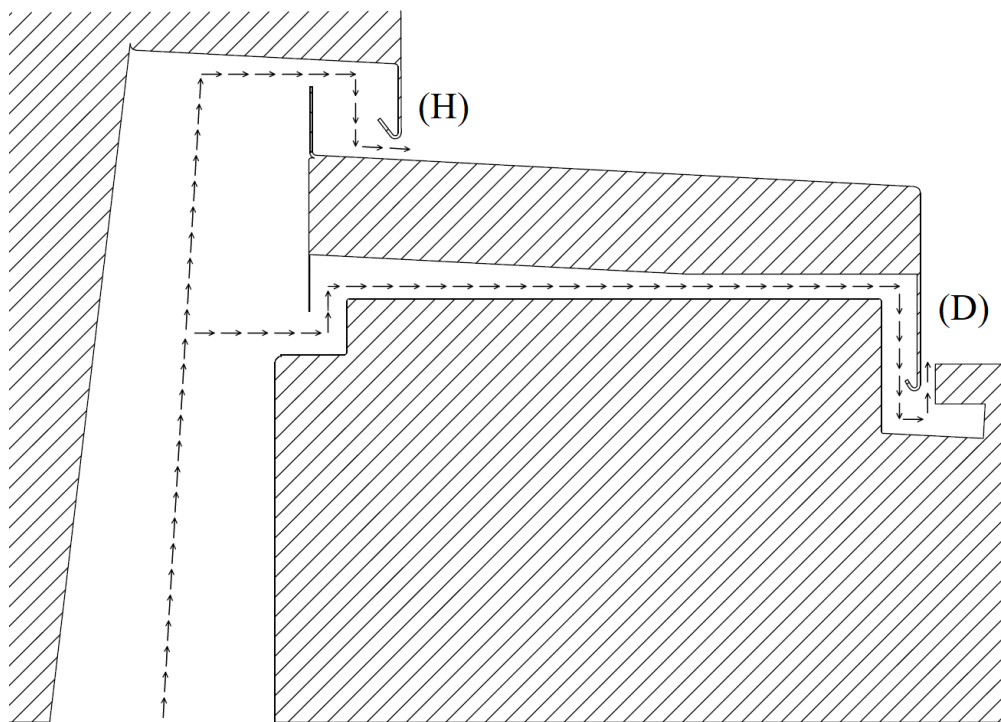
*Obr. 4.6: Spodní štěrbin*

Obr. 4.7 zobrazuje boční štěrbinu, ve které je několik poměrně dlouhých rovných úseků s relativně podobnými šířkami štěrbin. Proto zde bude mít významný vliv tření. V jednom místě je však navíc zúžení, které zapříčiní vznik místní ztráty. Ta také vzniká kvůli změně směru proudění v několika zalomeních.



*Obr. 4.7: Boční štěrbin*

Na obr. 4.8 je vrchní štěrbina, ve které může vzduch proudit dvěma cestami – horní a dolní. Dolní cesta bude vykazovat významný vliv třecích ztrát. Na proudění vzduchu v horní cestě budou mít velký vliv místní ztráty způsobené několika zalomeními, které jsou navíc blízko sebe. Krycí plechy s výstupky, které obsahují obě cesty, budou způsobovat víření a tím se také zvýší místní ztráty. Simulace této štěrbiny je nejkomplicovanější kvůli složité geometrii a dělení proudu na dva. Toto rozdělení na dvě cesty (H a D) je v ESP-r provedeno pomocí dvou paralelně zapojených prvků, jak lze vidět na obr 4.5.



*Obr. 4.8: Vrchní štěrbina*

#### 4.3.4. Stanovení parametrů modelů pro průtočné prvky

*Mocninná rovnice (v ESP-r typ 10)*

$$\dot{Q} = K \cdot \Delta P^n \quad (3.1)$$

Parametry  $K$  a  $n$  by se měly určit experimentálně nebo pomocí CFD simulace. Pro tuto část práce však byly tyto hodnoty částečně odvozeny a odhadnuty.

Pro odvození parametrů  $K$  a  $n$  byla použita všeobecně známá rovnice pro průtok otvorem (4.1), kde se uvažuje teoretická rychlost  $w_{teor}$ , vliv výtokového součinitele  $\mu$  a geometrického průřezu otvoru  $S_{geom}$ .

$$\dot{Q} = \mu \cdot S_{geom} \cdot w_{teor} = \mu \cdot S_{geom} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho}} \quad (4.1)$$

Při výtoku tekutiny z otvoru závisí výtokový součinitel  $\mu$  na součiniteli kontrakce  $\alpha$  a rychlostním součiniteli  $\varphi$ . Při proudění štěrbinou však dojde k přimknutí proudu ke stěnám štěrbin a proto lze součinitel kontrakce zanedbat ( $\alpha = 1$ ). Výtokový součinitel se bude tedy rovnat rychlostnímu ( $\mu = \varphi$ ).

Pro určení skutečné rychlosti je nutné teoretickou rychlost  $w_{teor}$  vynásobit rychlostním součinitelem  $\varphi$ , na který mají vliv třecí a místní ztráty. Ty jsou zahrnuty v celkovém součiniteli ztrát  $\xi$ .

$$w_{skut} = \varphi \cdot w_{teor} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho \cdot (1 + \xi)}} \quad (4.2)$$

Objemový tok  $\dot{Q}$  (při  $\alpha = 1$ ) je vypočten podle vztahu (4.3). Štěrbinu nemá jednotný průřez ve směru proudění, proto je průtok vtažen k ekvivalentnímu průřezu  $S_e$  [m<sup>2</sup>] a ekvivalentní rychlosti  $w_e$  [m·s<sup>-1</sup>].

$$\begin{aligned} \dot{Q} &= \alpha \cdot S_{geom} \cdot w_{skut} = S_e \cdot w_e = S_e \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho \cdot (1 + \xi)}} \\ &= S_e \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho \cdot \left(1 + \lambda_F \cdot \sum_{i=1}^N \frac{z_i}{D_{hi}} \cdot \left(\frac{d_e}{d_i}\right)^2 + \zeta^*\right)}} \end{aligned} \quad (4.3)$$

V rovnicích (4.1) až (4.3) je  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] objemový průtok,  $\mu$  [-] výtokový součinitel,  $S_{geom}$  [ $\text{m}^2$ ] průřez otvoru,  $w_{teor}$  [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ] teoretická rychlost,  $\Delta P$  [Pa] rozdíl statických tlaků před a za prvkem,  $\rho$  [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] hustota vzduchu,  $\alpha$  [-] součinitel kontrakce,  $\varphi$  [-] rychlostní součinitel,  $w_{skut}$  [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ] skutečná rychlost,  $\lambda_F$  [-] součinitel třecích ztrát,  $z$  [m] rozměr ve směru toku vzduchu,  $D_h$  [m] hydraulický průměr,  $\xi$  [-] celkový součinitel ztrát,  $\zeta^*$  [-] součinitel místních ztrát vztažený k ekvivalentní rychlosti  $w_e$  [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ]. Průřez  $S_e$  [ $\text{m}^2$ ] se spočítá jako součin délky štěrbin  $L$  [m] a ekvivalentní šířky štěrbin  $d_e$  [m].

Pokud zanedbáme kontrakci proudu ( $\alpha = 1$ ), rovnice pro parametr  $K$  a parametr  $n$  jsou následující:

$$K = S_e \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho \cdot \left( 1 + \lambda_F \cdot \sum_{i=1}^N \frac{z_i}{D_{hi}} \cdot \left( \frac{d_e}{d_i} \right)^2 + \zeta^* \right)}} \quad (4.4)$$

$$n = \frac{1}{2} \quad (4.5)$$

K výpočtu musí být použita ekvivalentní šířka  $d_e$ , jelikož se šířka štěrbin v různých částech může lišit. Odvození hydraulického průměru  $D_h$  a ekvivalentní šířky štěrbin  $d_e$  vyplývá ze vztahu pro výpočet třecích ztrát. Rovnice (4.6) ukazuje příklad náhrady třecí ztráty dvou úseků (součet třecích ztrát jednotlivých úseků se rovná celkovým třecím ztrátám).

$$\lambda_F \cdot \frac{z_1}{D_{h1}} \cdot \rho \cdot \frac{w_1^2}{2} + \lambda_F \cdot \frac{z_2}{D_{h2}} \cdot \rho \cdot \frac{w_2^2}{2} = \lambda_F \cdot \frac{z}{D_h} \cdot \rho \cdot \frac{w^2}{2} \quad (4.6)$$

kde  $z$  [m] je rozměr ve směru toku vzduchu,  $D_h$  [m] je hydraulický průměr,  $\rho$  [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] je hustota vzduchu a  $w$  [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ] je rychlost proudění. Předpokladem je, že součinitel třecích ztrát  $\lambda_F$  [-] je konstantní.

Rovnici (4.7) lze upravit na vztah:

$$\frac{z_1}{D_{h1}} \cdot \frac{w_1^2}{2} + \frac{z_2}{D_{h2}} \cdot \frac{w_2^2}{2} = \frac{z}{D_h} \cdot \frac{w^2}{2} \quad (4.7)$$

Zároveň platí z rovnice kontinuity:

$$w_1 \cdot D_{h1}^2 = w_2 \cdot D_{h2}^2 = w \cdot D_h^2 \quad (4.8)$$

Z toho dále vyplývá:

$$\frac{z_1}{D_{h1}} \cdot w^2 \cdot \left(\frac{D_h}{D_{h1}}\right)^4 + \frac{z_2}{D_{h2}} \cdot w^2 \cdot \left(\frac{D_h}{D_{h2}}\right)^4 = \frac{z}{D_h} \cdot w^2 \quad (4.9)$$

$$\frac{z_1}{D_{h1}} \cdot \left(\frac{D_h}{D_{h1}}\right)^4 + \frac{z_2}{D_{h2}} \cdot \left(\frac{D_h}{D_{h2}}\right)^4 = \frac{z}{D_h} \quad (4.10)$$

$$D_h^5 = \frac{z}{\frac{z_1}{D_{h1}^5} + \frac{z_2}{D_{h2}^5}} \quad (4.11)$$

Hydraulický průměr jednoho úseku o délce  $z = z_1 + z_2$  (jeden úsek nahradí dva dílčí):

$$D_h = \left( \frac{z}{\frac{z_1}{D_{h1}^5} + \frac{z_2}{D_{h2}^5}} \right)^{\frac{1}{5}} \quad (4.12)$$

Vztah lze zobecnit pro N úseků o celkové délce  $z = z_1 + z_2 + z_3 + \dots + z_N$ :

$$D_h = \left( \frac{\sum_{j=1}^N z_j}{\sum_{j=1}^N \frac{z_j}{D_{hj}^5}} \right)^{\frac{1}{5}} \quad (4.13)$$

Ekvivalentní šířka štěrby  $d_e$  [m], která nahrazuje N úseků:

$$d_e = \frac{D_h}{2} \quad (4.14)$$

Hodnoty ekvivalentních šířek štěrbin  $d_e$  jsou v tab. 4.3 a vypočtené průřezy  $S_e$  jsou uvedeny v tab. 4.13.

Tab. 4.3: Výpočet ekvivalentní šířky štěrby  $d_e$  [m]

Štěrbina	$d_1$ [m]	$z_1$ [m]	$d_2$ [m]	$z_2$ [m]	$d_3$ [m]	$z_3$ [m]	$d_4$ [m]	$z_4$ [m]	$z$ [m]	$d_e$ [m]
vrchní H	0,027	0,070	0,065	0,071	0,021	0,054	-	-	0,195	0,033
vrchní D	0,037	0,075	0,024	0,570	0,036	0,183	0,015	0,028	0,856	0,024
spodní	0,029	0,101	0,022	0,088	0,023	0,007	-	-	0,196	0,025
boční	0,025	0,074	0,028	0,088	0,010	0,016	0,034	0,088	0,266	0,017

Pro výpočet parametru  $K$  v rovnici (4.4) je uvažována hustota vzduchu  $\rho = 1,2 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$  a součinitel třecích ztrát  $\lambda_F$  je odhadnut na 0,02. Přepočet třecí ztráty jednoho úseku o délce  $z_1$  [m], hydraulickém průměru  $D_{h1}$  [m] a rychlosti proudění  $w_1$  [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ] na ekvivalentní rychlost  $w_e$  [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ] lze odvodit následujícím způsobem:

$$\lambda_F \cdot \frac{z_1}{D_{h1}} \cdot \rho \cdot \frac{w_1^2}{2} = \lambda_F \cdot \frac{z_e}{D_{he}} \cdot \rho \cdot \frac{w_e^2}{2} \quad (4.15)$$

Rovnice byla dále upravena s užitím rovnice kontinuity:

$$\frac{z_e}{D_{he}} = \frac{z_1}{D_{h1}} \cdot \left(\frac{w_1}{w_e}\right)^2 = \frac{z_1}{D_{h1}} \cdot \left(\frac{d_e}{d_1}\right)^2 \quad (4.16)$$

Obecný vzorec pro výpočet třecí ztráty  $N$  úseků o celkové délce  $z = z_1 + z_2 + z_3 + \dots + z_N$  vztažené k ekvivalentní rychlosti  $w_e$ :

$$\zeta_{tř}^* = \lambda_F \cdot \sum_{i=1}^N \frac{z_i}{D_{hi}} \cdot \left(\frac{d_e}{d_i}\right)^2 \quad (4.17)$$

Ekvivalentní šířka štěrbin  $d_e$  [m] je vypočítána v tab. 4.3. V tab. 4.4 jsou zapsané hlavní rozměry (odečtené z výkresů štěrbin) potřebné pro výpočet třecích ztrát  $\zeta_{tř}^*$  [-] včetně vypočtené hodnoty podle vzorce (4.17).

Tab. 4.4: Třecí ztráty  $\zeta_{tř}^*$  vztažené k ekvivalentní rychlosti  $w_e$

Štěrbina	$d_1$ [m]	$d_2$ [m]	$d_3$ [m]	$z_1$ [m]	$z_2$ [m]	$z_3$ [m]	$D_{h1}$ [m]	$D_{h2}$ [m]	$D_{h3}$ [m]	$d_e$ [m]	$\zeta_{tř}^*$ [-]
vrchní H	0.027	-	-	0.172	-	-	0.054	-	-	0.033	0.10
vrchní D	0.024	-	-	0.836	-	-	0.048	-	-	0.024	0.35
spodní	0.029	0.022	-	0.101	0.088	-	0.058	0.044	-	0.025	0.08
boční	0.025	0.028	0.034	0.074	0.077	0.084	0.050	0.056	0.068	0.017	0.03

Přesné určení součinitelů místních ztrát  $\zeta^*$  [-] (vztažených k ekvivalentní rychlosti  $w_e$ ) je pro takto složité štěrbin velmi obtížné. V některých prvcích jsou kombinace zalomení a zúžení či rozšíření, vícenásobná zalomení za sebou. Dalším problémem při určování místních součinitelů ztrát  $\zeta^*$  je, že průřez štěrbin  $d$  je v jednotlivých částech různý. Součinitel místních ztrát  $\zeta^*$  je pro každou štěrbinu určen zvlášť a závisí na počtu  $90^\circ$  zalomení, dvojitých  $90^\circ$  zalomení tvaru Z a na geometrii. V horní cestě vrchní štěrbin je jedno dvojitě zalomení tvaru Z. Dolní cesta vrchní



šterbiny má dvě dvojitá zalomení tvaru Z a jedno 90° zalomení. Spodní šterbina obsahuje pouze pozvolné zúžení a jedno 90° zalomení. V boční šterbině je jedno dvojitě zalomení tvaru Z, zúžení a rozšíření, jedno 90° zalomení. Pomocí dostupných vztahů, tabulek a grafů byly hodnoty součinitelů částečně odhadnuty a vypočítány. V dalším textu jsou hodnoty součinitelů místních ztrát  $\zeta$  vztažené k místní rychlosti a poté je udělán hromadný přepočít na součinitele místních ztrát  $\zeta^*$  vztažený k ekvivalentní rychlosti  $w_e$  podle vztahu (4.26).

Pro 90° zalomení lze spočítat součinitel  $\zeta_L$  [-] podle vztahu (4.18), který byl stanoven na základě výsledků simulace v CFD v práci [18].

$$\zeta_L = 1,11 \cdot \left(\frac{L}{d}\right)^{-0,08} \quad (4.18)$$

kde  $L$  [m] je délka šterbiny a  $d$  [m] je šířka šterbiny v okolí místa zalomení. Součinitelé vypočítané podle tohoto vztahu se dobře shodují s výsledky uvedenými v práci [13], která však uvádí součinitele jen do poměru  $L/d = 100$ .

V boční šterbině, spodní šterbině a dolní cestě vrchní šterbiny je jedno 90° zalomení. V tab. 4.5 lze vidět dosazené rozměry do vztahu a vypočítaný součinitel  $\zeta_L$  [-] (4.18).

Tab. 4.5: Výpočet součinitele místních ztrát  $\zeta_L$  [-] 90° zalomení

Šterbina	Stěna	$L$ [m]	$d$ [m]	$L/d$ [-]	$\zeta_L$ [-]
vrchní D	krátká	6,6	0,015	440,0	0,682
	roh	4,6	0,015	306,7	0,702
	dlouhá	11,6	0,015	773,3	0,652
spodní	krátká	6,6	0,020	330,0	0,698
	roh	4,6	0,020	230,0	0,718
	dlouhá	11,6	0,020	580,0	0,667
boční	krátká	6,6	0,028	235,7	0,717

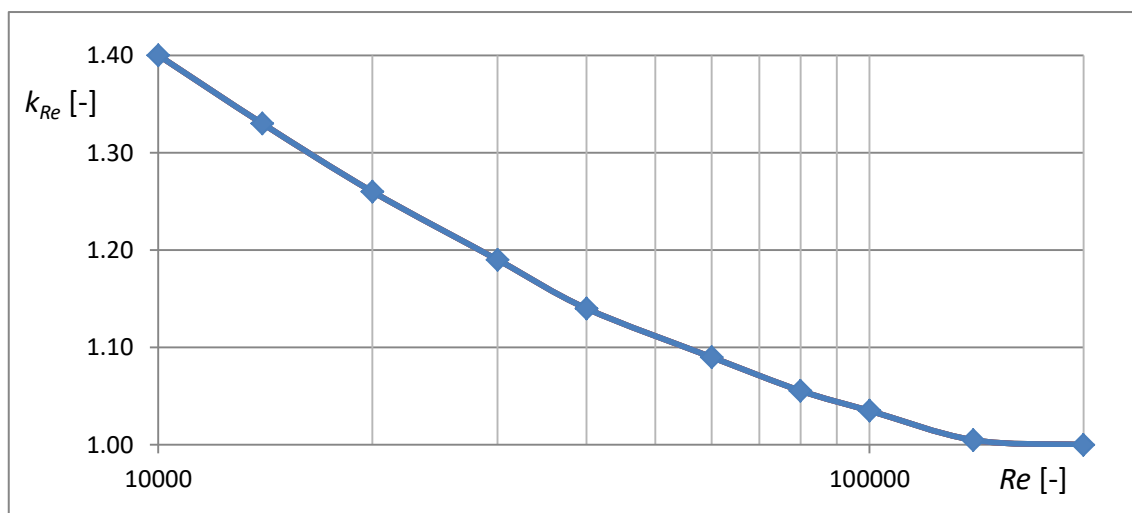
Pro dvojitě 90° zalomení tvaru Z lze spočítat součinitel místních ztrát podle vztahu (4.19) uvedeného v publikaci od Idelčika [14]. Ve spodní šterbině nebylo žádné dvojitě zalomení tvaru Z, v boční a horní cestě vrchní šterbiny je jedno, v dolní cestě vrchní šterbiny jsou dvě.

$$\zeta_Z = k_{\Delta} \cdot k_{Re} \cdot C_l \cdot \zeta_M + \zeta_{TP} \quad (4.19)$$

kde  $k_{\Delta}$  [-] je součinitel vlivu na drsnosti, kterou v tomto případě neuvažujeme, proto bude  $k_{\Delta} = 1$ . Pro určení součinitele vlivu Reynoldsova čísla  $k_{Re}$  [-] je třeba znát Reynoldsovo číslo. Jelikož však předem neznáme rychlost proudění ve štěrbinách, nelze ho spočítat. Lze však předpokládat, že jeho hodnota bude do 10 000. Vztah (4.19) platí pro  $Re > 10\,000$ , ale kvůli nedostatku jiných zdrojů pro výpočet místních součinitelů ztrát dvojitého zalomení tvaru Z je vztah přesto použit. Graf (obr. 4.9) z publikace od Idelčika [14] musel být extrapolován, protože nejnižší hodnota  $Re$  v grafu je 10 000. Z rovnice (4.20) získané při extrapolaci byla vypočtena hodnota  $k_{Re}$  [-] pro odhad reálného Reynoldsova čísla při proudění štěrbinami ( $Re = 2\,000 \div 4\,000$ ).

$$k_{Re} = 5,6768 \cdot Re^{-0,152} \quad (4.20)$$

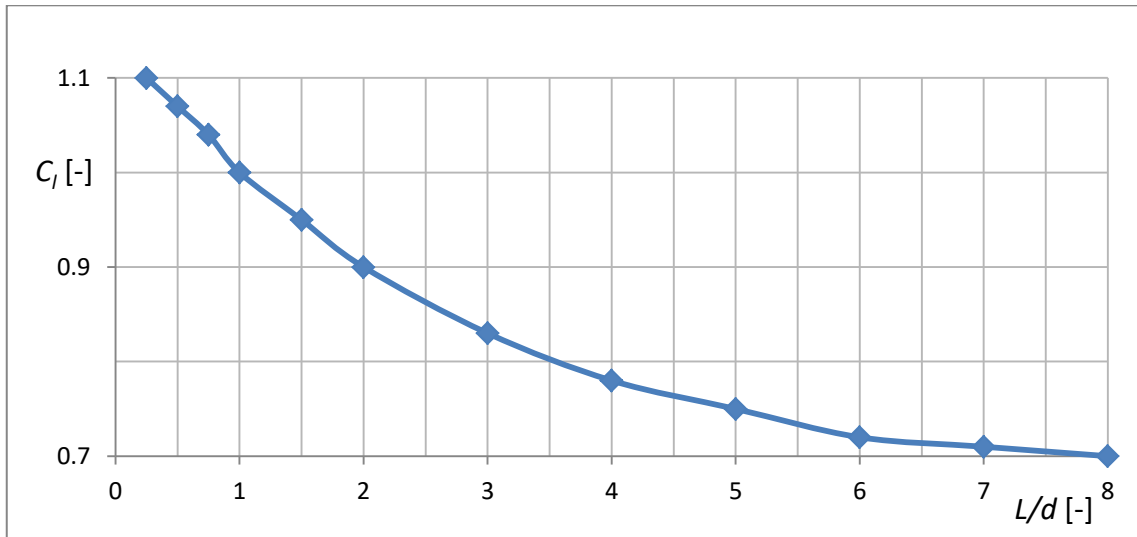
Výsledná hodnota součinitele  $k_{Re}$  pro odhad  $Re = 2\,000$  je 1,788 a pro  $Re = 4\,000$  je tato hodnota 1,609. Pro výpočty byla zvolena hodnota  $k_{Re} = 1,7$ .



Obr. 4.9: Graf závislosti součinitele vlivu Reynoldsova čísla  $k_{Re}$  na  $Re$

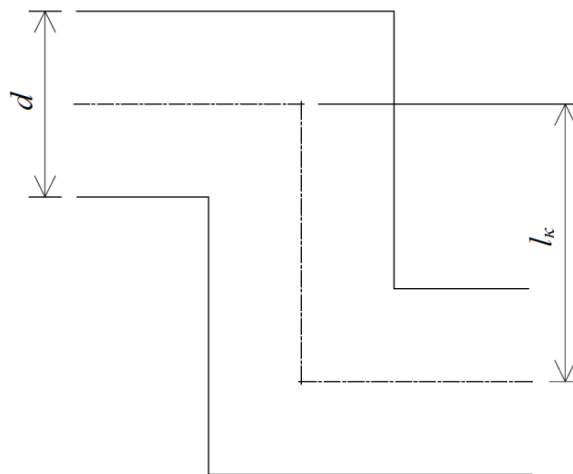
Graf na obr. 4.9, a také následující grafy na obr. 4.10 a obr. 4.12 byly vytvořeny podle tabulek hodnot z publikace od Idelčika [14]. Tyto hodnoty mohou být zaokrouhlené a není jich dostatečné množství, proto je křivka proložená těmito body zvlněná (na rozdíl od křivek uvedených v Idelčikově práci [14]).

Součinitel geometrie otvoru  $C_l$  [-] se určí z grafu podle poměru délky štěrbin  $L$  [m] a šířky štěrbin v okolí dvojitého zalomení  $d$  [m]. Z obr. 4.10 lze vidět, že pro  $L/d > 8$  je  $C_l = 0,7$ , což platí pro všechny řešené štěrbin.



Obr. 4.10: Graf pro určení součinitele otvoru  $C_l$  [-]

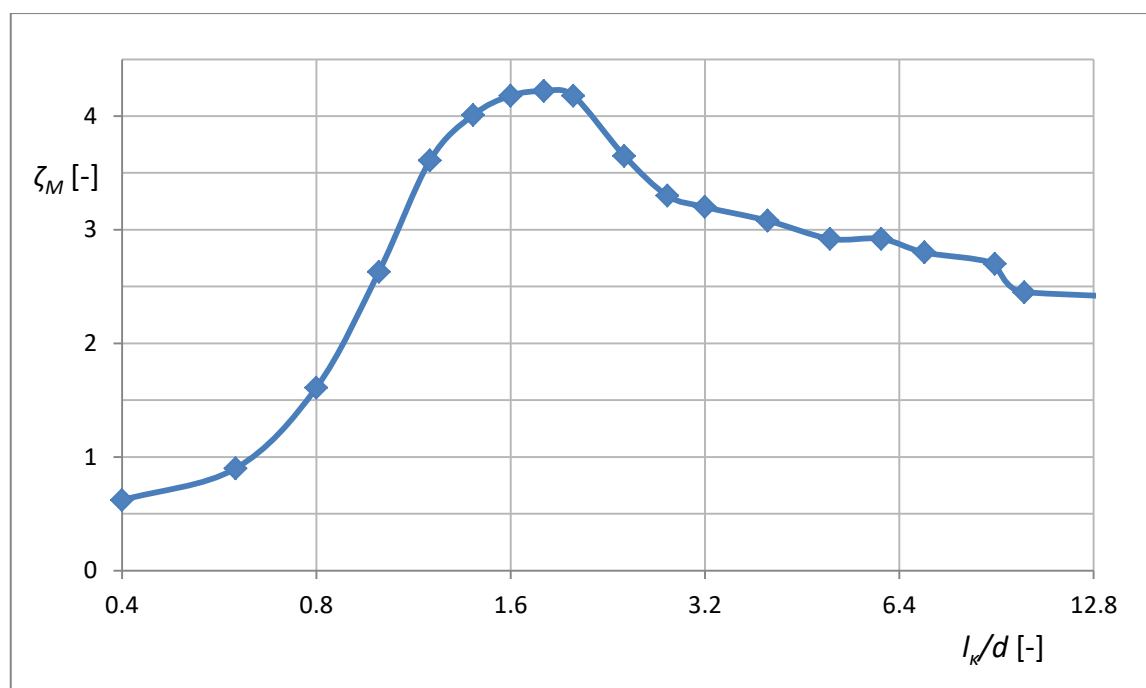
$\zeta_M$  [-] se určí podle poměru délky prostřední části Z profilu  $l_\kappa$  [m] (viz obr. 4.11) a šířky štěrbin  $d$  [m]. Z tab. 4.6 a obr. 4.12 jsou pak odečteny hodnoty  $\zeta_M$  [-].



Obr. 4.11: Štěrbin s dvojitým zalomením tvaru Z

Tab. 4.6: Hodnoty  $l_k/d$  [-] a  $\zeta_M$  [-]

$l_k/d$ [-]	0,0	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
$\zeta_M$ [-]	0,00	0,62	0,90	1,61	2,63	3,61	4,01	4,18	4,22	4,18
$l_k/d$ [-]	2,4	2,8	3,2	4,0	5,0	6,0	7,0	9,0	10,0	$\infty$
$\zeta_M$ [-]	3,65	3,30	3,20	3,08	2,92	2,92	2,80	2,70	2,45	2,30



Obr. 4.12: Graf závislosti  $\zeta_M$  [-] na  $l_k/d$  [-]

$\zeta_{TP}$  [-] představuje ztrátu třením a ta je vypočítána podle vztahu:

$$\zeta_{TP} = \frac{0,02 \cdot l_k}{d} \quad (4.21)$$

V tab. 4.7 jsou hodnoty potřebné pro výpočet součinitelů místních ztrát  $\zeta_Z$  [-] dvojitého 90° zalomení tvaru Z.

Tab. 4.7: Výpočet součinitele místních ztrát  $\zeta_Z$  [-] dvojitého 90° zalomení tvaru Z

Štěrbina	$k_{Re}$ [-]	$d$ [m]	$l_k$ [m]	$C_l$ [-]	$l_k/d$ [-]	$\zeta_M$ [-]	$\zeta_{TP}$ [-]	$\zeta_Z$ [-]
vrchní H	1,68	0,028	0,072	0,7	2,6	3,475	0,051	4,138
vrchní D-1	1,68	0,038	0,046	0,7	1,2	3,610	0,024	4,269
vrchní D-2	1,68	0,024	0,132	0,7	5,5	2,920	0,110	3,544
boční	1,68	0,026	0,017	0,7	0,7	1,255	0,013	1,489

Součinitel místních ztrát náhlého zúžení následovaného náhlým rozšířením v boční šterbině byl zjednodušeně vypočten jako součinitel místních ztrát redukční clony  $\zeta_{cl}$  podle vztahu (4.22) [15].

$$\zeta_{cl} = \left( \frac{1,1 - \frac{S_2}{S_1}}{\frac{S_2}{S_1} \cdot (0,67 - 0,57 \cdot \frac{S_2}{S_1})} - 1 \right)^2 = \left( \frac{1,1 - \frac{L \cdot d_2}{L \cdot d_1}}{\frac{L \cdot d_2}{L \cdot d_1} \cdot (0,67 - 0,57 \cdot \frac{L \cdot d_2}{L \cdot d_1})} - 1 \right)^2 \quad (4.22)$$

$$= \left( \frac{1,1 - \frac{d_2}{d_1}}{\frac{d_2}{d_1} \cdot (0,67 - 0,57 \cdot \frac{d_2}{d_1})} - 1 \right)^2$$

kde  $\zeta_{cl}$  [-] je součinitel místních ztrát redukční clony, který je vztažený k rychlosti před clonou  $w_1$  [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ].  $S_1$  [ $\text{m}^2$ ] je průřez před clonou,  $S_2$  [ $\text{m}^2$ ] průřez clony,  $L$  [m] délka šterbiny,  $d_1$  [m] šířka šterbiny před clonou,  $d_2$  [m] šířka clony. Šířka šterbiny před clonou  $d_1 = 0,028$  m, šířka clony  $d_2 = 0,01$  m. Po dosazení těchto hodnot vychází součinitel místních ztrát  $\zeta_{cl} = 11,968$ .

Součinitel místních ztrát kónickým zúžením  $\zeta_{kz}$  závisí na úhlu zúžení. Ve spodní šterbině je jedno takovéto zúžení pod úhlem  $10^\circ$ . Pro tuto hodnotu byla z tabulek [16] odečtena hodnota součinitele místních ztrát kónickým zúžením  $\zeta_{kz} = 0,160$ .

K celkovému součiniteli místních ztrát každé šterbiny je navíc přičtena hodnota místního součinitele ztrát na vstupu  $\zeta_{vst}$  a výstupu  $\zeta_{výs}$ . Součinitel místních ztrát na vstupu  $\zeta_{vst}$  je určen ze vztahu (4.24), který byl odvozen ze vztahu.

$$\varphi = \sqrt{\frac{1}{1 + \zeta_{vst}}} \quad (4.23)$$

kde  $\varphi$  [-] je rychlostní součinitel. Za vstupem do šterbiny dojde k přimknutí proudu ke stěnám šterbiny, a proto lze kontrakci proudu zanedbat ( $\alpha = 1$ ). Z toho důvodu se výtokový součinitel rovná rychlostnímu ( $\mu = \varphi$ ) a platí:

$$\zeta_{vst} = \frac{1}{\varphi^2} - 1 = \frac{1}{\mu^2} - 1 \quad (4.24)$$

Rychlostní součinitel  $\varphi$  (i výtokový součinitel  $\mu$ ) pro úzkou šterbinu je určen podle tab. 4.8 [12] a závisí na poměru délky rovného úseku za vstupem  $z$  a šířky šterbiny  $d$ .

V tab. 4.9 jsou poměry  $z/d$  řešených štěrbin, jejich výtokový součinitel  $\mu$  a vypočítaná hodnota místního součinitele ztrát na vstupu  $\zeta_{vst}$  všech štěrbin.

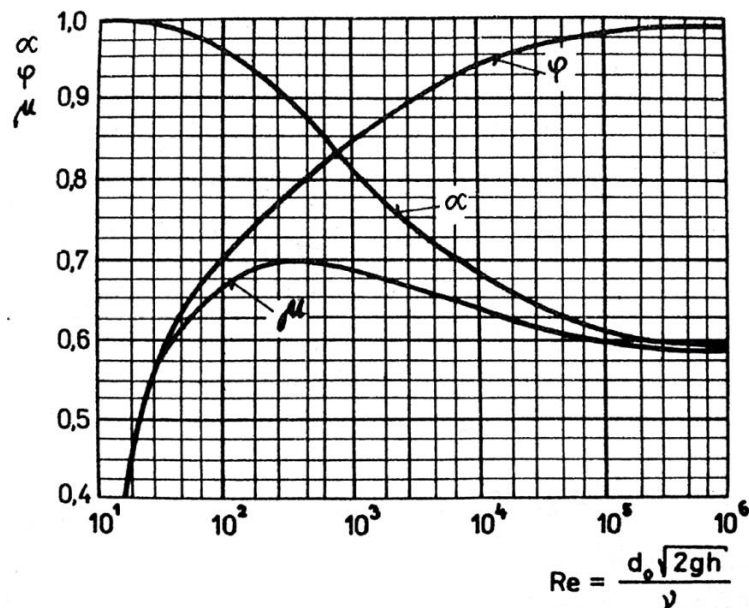
Tab. 4.8: Výtokový součinitel  $\mu$  v závislosti na poměru  $z/d$  [12]

$z/d$ [-]	$\mu$ [-]
1	0.88
3	0.82
12	0.77
24	0.73
36	0.68
60	0.60

Tab. 4.9: Součinitel místních ztrát na vstupu  $\zeta_{vst}$  pro všechny štěrbin

Štěrba	$z$ [m]	$d$ [m]	$z/d$ [-]	$\mu$ [-]	$\zeta_{vst}$ [-]
vrchní H	0.027	0.027	1.0	0.880	0.291
vrchní D	0.043	0.035	1.2	0.874	0.309
spodní	0.193	0.024	8.0	0.792	0.594
boční	0.075	0.025	3.0	0.820	0.487

Součinitel místních ztrát na výstupu  $\zeta_{vys}$  je vypočítán podle vztahu (4.22), podobně jako součinitel místních ztrát na vstupu  $\zeta_{vst}$ . Rozdíl je pouze v tom, že je navíc přičtena jednička kvůli ztrátě dynamického tlaku na výstupu. Rychlostní součinitel  $\varphi$  je odečten z grafu na obr. 4.13 pro odhad Reynoldsova čísla  $Re = 3\ 000$ .



Obr. 4.13: Graf závislosti  $\alpha$ ,  $\varphi$  a  $\mu$  na  $Re$  [12]

Pro  $Re = 3\,000$  je rychlostní součinitel zhruba 0,89. Hodnota součinitele místních ztrát na výstupu  $\zeta_{vys}$  pro všechny štěrby je 1,262.

Hodnoty součinitelů místních ztrát náhlým rozšířením  $\zeta_{roz}$ , zúžením  $\zeta_{zúz}$ , konickým zúžením  $\zeta_{kz}$  [-], na vstupu  $\zeta_{vst}$  jsou závislé na geometrii (např. na šířce štěrby  $d$ , délce rovného úseku  $z$  nebo úhlu zkosení). Je tedy při jejich určení důležitý směr, kterým vzduch štěrbinou proudí. Problémem je, že před spuštěním simulace směr proudění nelze určit. Proto nelze úplně správně tyto součinitele implementovat pro všechny možné situace. Pro výpočet byl uvažován směr proudění, který je naznačen šipkami na obr. 4.6 až obr 4.8.

V tab. 4.10 jsou uvedeny hodnoty vypočítaných součinitelů místních ztrát  $\zeta_L$  [-],  $\zeta_Z$  [-],  $\zeta_{roz}$  [-],  $\zeta_{zúz}$  [-],  $\zeta_{kz}$  [-],  $\zeta_{vst}$  [-] a  $\zeta_{vys}$  [-], které jsou vztaženy k rychlostem v okolí prvku vyvolávajícího ztráty.

Tab. 4.10: Součinitelé místních ztrát

Štěrbina	Stěna	$\zeta_L$ [-]	$\zeta_Z$ [-]	$\zeta_{cl}$ [-]	$\zeta_{kz}$ [-]	$\zeta_{vst}$ [-]	$\zeta_{vys}$ [-]	
vrchní H	krátká	0	4.186	0	0	0.291	1.262	
	roh	0	4.186	0	0	0.291	1.262	
	dlouhá	0	4.186	0	0	0.291	1.262	
vrchní D	krátká	0.682	4.320	3.585	0	0	0.309	1.262
	roh	0.702	4.320	3.585	0	0	0.309	1.262
	dlouhá	0.652	4.320	3.585	0	0	0.309	1.262
spodní	krátká	0.698	0	0	0.160	0.594	1.262	
	roh	0.718	0	0	0.160	0.594	1.262	
	dlouhá	0.667	0	0	0.160	0.594	1.262	
boční	-	0.717	1.506	11.968	0	0.487	1.262	

Hodnoty součinitelů uvedených v tab. 4.10 je nutno vztáhnout k ekvivalentní rychlosti  $w_e$ . Odvození vztahu pro výpočet vychází z rovnice:

$$\zeta \cdot \frac{\rho}{2} \cdot w_1^2 = \zeta^* \cdot \frac{\rho}{2} \cdot w_e^2 \quad (4.25)$$

Úpravou rovnice a použitím rovnice kontinuity je získán vztah:

$$\zeta^* = \zeta \cdot \left(\frac{w_1}{w_e}\right)^2 = \zeta \cdot \left(\frac{d_e}{d_1}\right)^2 \quad (4.26)$$

kde  $\zeta$  [-] je součinitel místní ztráty vztažený k rychlosti ztráty  $w_l$  [ $m \cdot s^{-1}$ ] v okolí vzniku místní,  $d_l$  [m] šířka štěrby v okolí vzniku místní ztráty,  $\zeta^*$  [-] součinitel místní ztráty

vztažený k ekvivalentní rychlosti  $w_e$  [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ],  $d_e$  [m] ekvivalentní šířka štěrbin. V tab. 4.11 jsou uvedeny hodnoty šířek štěrbin  $d$ , ke kterým jsou vztaženy hodnoty součinitelů z tab. 4.10, také je tam uvedena ekvivalentní šířka štěrbin  $d_e$ .

Tab. 4.11: Šířky štěrbin  $d$ , ke kterým jsou vztaženy součinitelé místních ztrát

Štěrba	$d$ [m] pro daný ztrátový součinitel:						$d_e$ [m]
	$\zeta_L$	$\zeta_Z$	$\zeta_{cl}$	$\zeta_{kz}$	$\zeta_{vst}$	$\zeta_{vys}$	
vrchní H	-	0.028	-	-	0.027	0.021	0.033
vrchní D	0.015	0.038	0.024	-	-	0.035	0.015
spodní	0.020	-	-	0.030	0.024	0.024	0.025
boční	0.028	0.026	0.028	-	0.025	0.034	0.017

V tab. 4.12 jsou vypočtené hodnoty celkových součinitelů místních ztrát  $\zeta^*$  [-] podle vztahu (4.26). Celkové součinitele jsou dané součtem místních součinitelů ztrát  $\zeta_L^*$  [-],  $\zeta_Z^*$  [-],  $\zeta_{cl}^*$  [-],  $\zeta_{kz}^*$  [-],  $\zeta_{vst}^*$  [-] a  $\zeta_{vys}^*$  [-] pro každou štěrbinu.

Tab. 4.12: Celkový součinitel místních ztrát  $\zeta^*$  pro všechny štěrbin

Štěrba	Stěna	$\zeta_L^*$ [-]	$\zeta_Z^*$ [-]	$\zeta_{cl}^*$ [-]	$\zeta_{kz}^*$ [-]	$\zeta_{vst}^*$ [-]	$\zeta_{vys}^*$ [-]	$\zeta^*$ [-]
vrchní H	krátká	0	5.814	0	0	0.435	3.118	9.367
	roh	0	5.814	0	0	0.435	3.116	9.366
	dlouhá	0	5.814	0	0	0.435	3.116	9.366
vrchní D	krátká	1.746	2.728	3.585	0	0	0.145	3.231
	roh	1.797	2.728	3.585	0	0	0.145	3.231
	dlouhá	1.669	2.728	3.585	0	0	0.145	3.231
spodní	krátká	1.091	0	0	0.111	0.645	1.369	3.216
	roh	1.122	0	0	0.111	0.645	1.369	3.247
	dlouhá	1.042	0	0	0.111	0.645	1.369	3.167
boční	-	0.264	0.644	4.412	0	0.225	0.316	5.861

Tab. 4.13: Hodnoty parametru  $K$  [ $\text{m}^3\cdot\text{Pa}^{-n}\cdot\text{s}^{-1}$ ]

Štěrba	Stěna	$L$ [m]	$d_e$ [m]	$S_{geom}$ [ $\text{m}^2$ ]	$\zeta_{ř}^*$ [-]	$\zeta^*$ [-]	$\zeta$ [-]	$K$ [ $\text{m}^3\cdot\text{Pa}^{-n}\cdot\text{s}^{-1}$ ]
vrchní H	krátká	6.6	0.033	0.218	0.10	9.37	9.47	0.087
	roh	4.6	0.033	0.152	0.10	9.37	9.47	0.061
	dlouhá	11.6	0.033	0.383	0.10	9.37	9.47	0.154
vrchní D	krátká	6.6	0.024	0.158	0.35	11.44	11.79	0.058
	roh	4.6	0.024	0.110	0.35	11.49	11.84	0.040
	dlouhá	11.6	0.024	0.278	0.35	11.36	11.71	0.102
spodní	krátká	6.6	0.017	0.112	0.03	3.22	3.25	0.070
	roh	4.6	0.017	0.078	0.03	3.25	3.28	0.049
	dlouhá	11.6	0.017	0.197	0.03	3.17	3.20	0.125
boční	-	3.67	0.025	0.092	0.08	5.86	5.94	0.045



Odhad parametru  $n$  [-]:

Hodnoty parametru  $n$  [-] se pohybují mezi 0,5 až 1. Pro turbulentní průtok otvorem platí  $n = 0,5$  a pro laminární průtok kanálem, mezerou apod.  $n = 1$ . Pro výpočet bylo zvoleno  $n = 2/3$ , což je typická hodnota z měření na domech [17]. Dalším důvodem, proč byla tato hodnota zvolena je, že při kolísání tlaků v uzlové síti není nikdy proudění pasivními prvky plně vyvinuté.

#### ***Kvadratická rovnice (v ESP-r typ 20)***

$$\Delta P = A \cdot \dot{Q} + B \cdot \dot{Q}^2 \quad (3.2)$$

kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\Delta P$  [Pa] je rozdíl statických tlaků před a za prvkem,  $A$  a  $B$  jsou parametry.

Za použití dříve uvedených rovnic (3.3) až (3.5) byly vypočítány parametry  $A$  a  $B$  – viz tab. 4.14. Hodnoty rozměrů ve směru toku  $z$  [m], šířky štěrbin  $d$  [m], délky štěrbin  $L$  [m] a počtu zalomení kanálu  $x_b$  [-] s parametrem  $C$  [-] jsou také v tab. 4.14. Hustota vzduchu  $\rho$  je  $1,2 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ , dynamická viskozita  $\eta = 1,8 \cdot 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ .

*Tab. 4.14: Hodnoty parametrů  $A$  [ $\text{Pa} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-3}$ ] a  $B$  [ $\text{Pa} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-6}$ ]*

Štěrba	Stěna	$L$ [m]	$d_e$ [m]	$z$ [m]	$x_b$ [-]	$C$ [-]	$A$ [ $\text{Pa} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-3}$ ]	$B$ [ $\text{Pa} \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-6}$ ]
vrchní H	krátká	6,6	0,033	0,195	3	4,5	0,178	56,918
	roh	4,6	0,033	0,195	3	4,5	0,255	117,171
	dlouhá	11,6	0,033	0,195	3	4,5	0,101	18,426
vrchní D	krátká	6,6	0,024	0,856	6	7,5	2,027	179,350
	roh	4,6	0,024	0,856	6	7,5	2,908	369,211
	dlouhá	11,6	0,024	0,856	6	7,5	1,153	58,060
spodní	krátká	6,6	0,025	0,196	1	2,5	0,411	55,096
	roh	4,6	0,025	0,196	1	2,5	0,589	113,422
	dlouhá	11,6	0,025	0,196	1	2,5	0,234	17,836
boční	-	3,67	0,017	0,266	5	6,5	3,187	1001,924

**Rovnice turbulentního průtoku otvorem (v ESP-r typ 40)**

$$\dot{Q} = \mu \cdot S \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P}{\rho}} \quad (3.7)$$

kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\Delta P$  [Pa] je rozdíl statických tlaků před a za otvorem. Hustota vzduchu  $\rho$  je  $1,2 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ . Plocha  $S$  [ $\text{m}^2$ ], kterou proudí vzduch, je spočítána jako součin délky štěrbin  $L$  [m] a minimální šířky štěrbin  $d$  [m]. Výtokový součinitel  $\mu$  [-] je určen podle vztahu (4.27), kde součinitel kontrakce  $\alpha$  [-] je roven 1 a součinitel  $\xi$  [-], který zahrnuje třecí a místní ztráty, je v tab. 4.11. Hodnoty průřezu  $S$  a výtokového součinitele  $\mu$  jsou uvedeny v tab. 4.15.

$$\mu = \alpha \cdot \varphi = \sqrt{\frac{1}{1 + \xi}} \quad (4.27)$$

Tab. 4.15: Výpočet průřezu  $S$  [ $\text{m}^2$ ] a výtokového součinitele  $\mu$  [-]

Štěrbina	Stěna	$L$ [m]	$d$ [m]	$S$ [ $\text{m}^2$ ]	$\xi$ [-]	$\mu$ [-]
vrchní H	krátká	6.6	0.021	0.139	9.47	0.31
	roh	4.6	0.021	0.097	9.47	0.31
	dlouhá	11.6	0.021	0.244	9.47	0.31
vrchní D	krátká	6.6	0.015	0.099	11.79	0.28
	roh	4.6	0.015	0.069	11.84	0.28
	dlouhá	11.6	0.015	0.174	11.71	0.28
spodní	krátká	6.6	0.019	0.125	3.25	0.49
	roh	4.6	0.019	0.087	3.28	0.48
	dlouhá	11.6	0.019	0.220	3.20	0.49
boční	-	3.67	0.010	0.037	5.94	0.38

**Rovnice turbulentního průtoku otvorem s  $\mu = 0,65$  (v ESP-r typ 110)**

Objemový průtok se vypočítá podle stejného vztahu jako u prvku typu 40 (3.7). Rozdíl je pouze v tom, že zde nelze zadávat výtokový součinitel  $\mu$  [-], ale pouze průřez  $S$  [ $\text{m}^2$ ], který je v tab. 4.15. Hodnota výtokového součinitele  $\mu$  je pevně daná a rovná se 0,65.

**Mocninná rovnice pro spáry (v ESP-r typ 120)**

$$\dot{Q} = K \cdot \Delta P^n \quad (3.1)$$

$$n = 0,5 + 0,5 \cdot e^{-500 \cdot d} \quad (3.8)$$

$$K = \frac{L \cdot 9,7 \cdot (0,0092)^n}{1000} \quad (3.9)$$

kde  $\dot{Q}$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ] je objemový průtok,  $\Delta P$  [Pa] je rozdíl statických tlaků před a za spárou. Ekvivalentní šířky štěrbin  $d_e$  [m], parametry  $n$  [-], délky štěrbin  $L$  [m], parametry  $K$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-n} \cdot \text{s}^{-1}$ ] pro všechny štěrbin jsou v tab. 4.16.

Tab. 4.16: Výpočet parametrů  $n$  [-] a  $K$  [ $\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-n} \cdot \text{s}^{-1}$ ]

Štěrbina	Stěna	$L$ [m]	$d_e$ [m]	$n$ [-]	$K$ [ $\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-n} \cdot \text{s}^{-1}$ ]
vrchní H	krátká	6,6	0,033	0,5000000	0,006
	roh	4,6	0,033	0,5000000	0,004
	dlouhá	11,6	0,033	0,5000000	0,011
vrchní D	krátká	6,6	0,024	0,5000031	0,006
	roh	4,6	0,024	0,5000031	0,004
	dlouhá	11,6	0,024	0,5000031	0,011
spodní	krátká	6,6	0,017	0,5001017	0,006
	roh	4,6	0,017	0,5001017	0,004
	dlouhá	11,6	0,017	0,5001017	0,011
boční	-	3,67	0,025	0,5000019	0,003

V tabulce jsou uvedeny hodnoty parametru  $n$  zaokrouhleny na 7 desetinném místě. To při přesnosti tohoto modelu není podstatné, ale je z toho vidět, že pro všechny případy, které jsou uvažované, vychází tento parametr kolem 0,5. Z rovnice (3.8) je patrné, že parametr  $n$  závisí pouze na šířce štěrbin. Z výsledků je vidět, že se tato hodnota zvyšuje se snižující se šířkou štěrbin. Výsledky napovídají, že jsou tyto štěrbin širší, než tento specifický model předpokládá. To naznačuje, že použití tohoto modelu nemusí být pro řešení štěrbin nejvhodnější.

## 5. VÝSLEDKY

Byla provedena simulace proudění vzduchu a přenosu tepla v dvojité fasádě rohové budovy v Praze. Situace byla vyhodnocena pouze pro srpen – měsíc, kdy se předpokládají extrémní hodnoty teplot. Ze získaných dat lze vyhodnotit a zpracovat různé veličiny. V této práci byly zpracovány údaje o teplotách vzduchu ve všech zónách s účinkem větru a bez něj. Také byly vypočítány charakteristiky všech štěrbin z analytických modelů.

Parametry potřebné k charakteristice průtočných prvků byly vypočítány pro pět různých modelů – mocninnou rovnici (v ESP-r typ 10), kvadratickou rovnici (v ESP-r typ 20), rovnici turbulentního průtoku otvorem (v ESP-r typ 40), rovnici turbulentního průtoku otvorem s  $\mu = 0,65$  (v ESP-r typ 110) a mocninnou rovnici pro spáry (v ESP-r typ 120). Pro čtyři z těchto modelů simulace proběhla úspěšně. Problém nastal pouze u kvadratického modelu, ze kterého nakonec žádná data nebyla získána.

Výpočet teplot vzduchu v simulaci probíhal vždy s časovým krokem po pěti minutách. Za jednu hodinu bylo tedy získáno 12 teplot vzduchu v každé zóně. Z těch byla vypočtena průměrná hodnota za hodinu. Celkový počet získaných teplot v 15 zónách vzduchu pro každý použitý model byl 11 160. V tab. 5.1 a 5.2 jsou maximální teploty získané ze simulací s užitím všech použitých modelů, společně s popisem zóny, dnem v měsíci a hodinou, ve které bylo maxima dosaženo. V tab. 5.1 jsou hodnoty se zahrnutím účinku větru a v tab. 5.2 bez účinku větru.

*Tab. 5.1: Maximální teploty za měsíc srpen s účinkem větru*

Model	Maximální teplota [°C]	Stěna	Patro	Den	Hodina
10	57.80	krátká	7	11	17:30
40	61.69	krátká	7	5	16:30
110	59.85	krátká	7	5	17:30
120	64.74	krátká	7	9	17:30

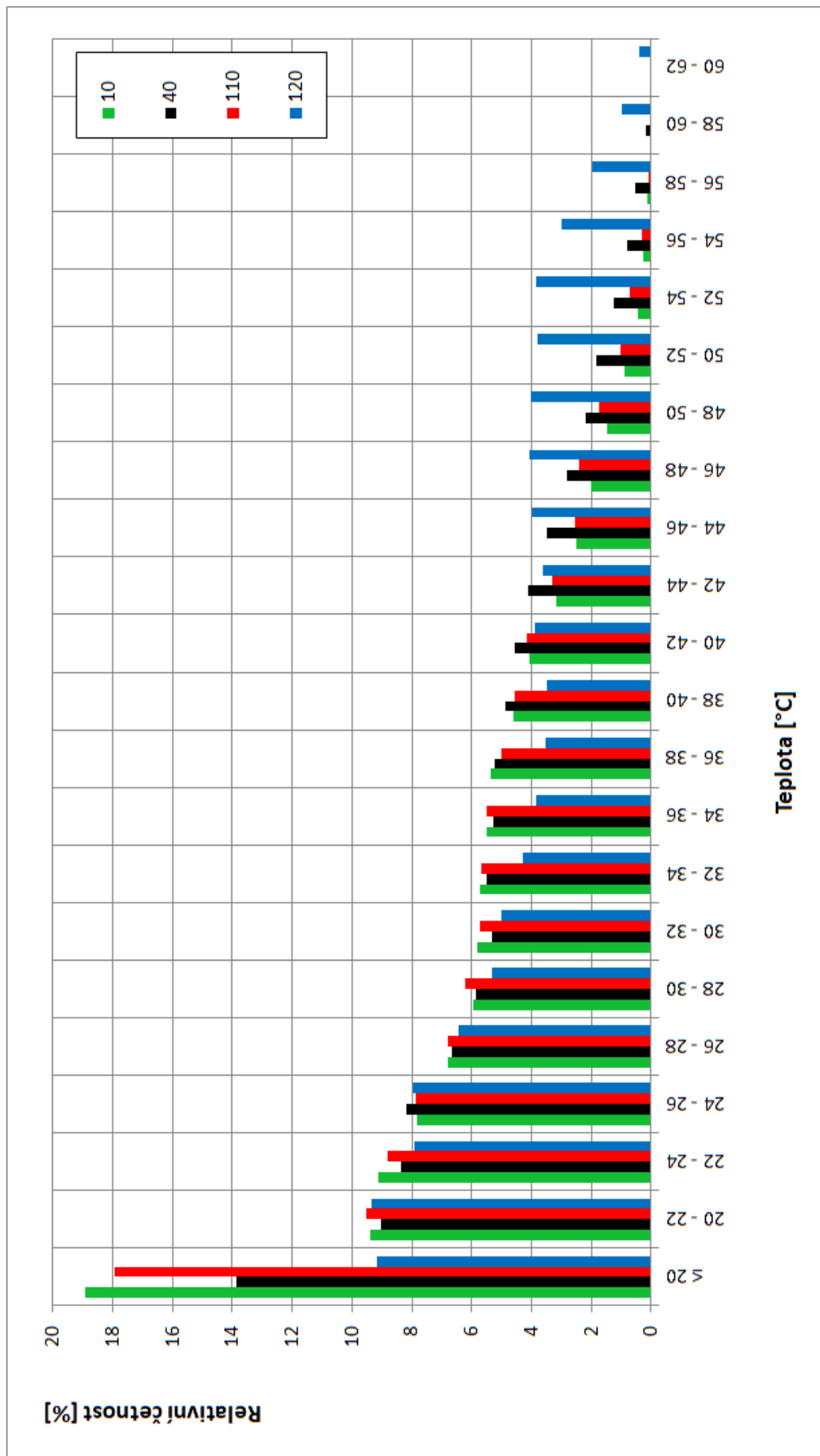
*Tab. 5.2: Maximální teploty za měsíc srpen bez účinku větru*

Model	Maximální teplota [°C]	Stěna	Patro	Den	Hodina
10	61.14	krátká	7	9	17:30
40	64.79	krátká	7	9	17:30
110	56.98	krátká	7	11	17:30
120	64.46	krátká	7	10	16:30

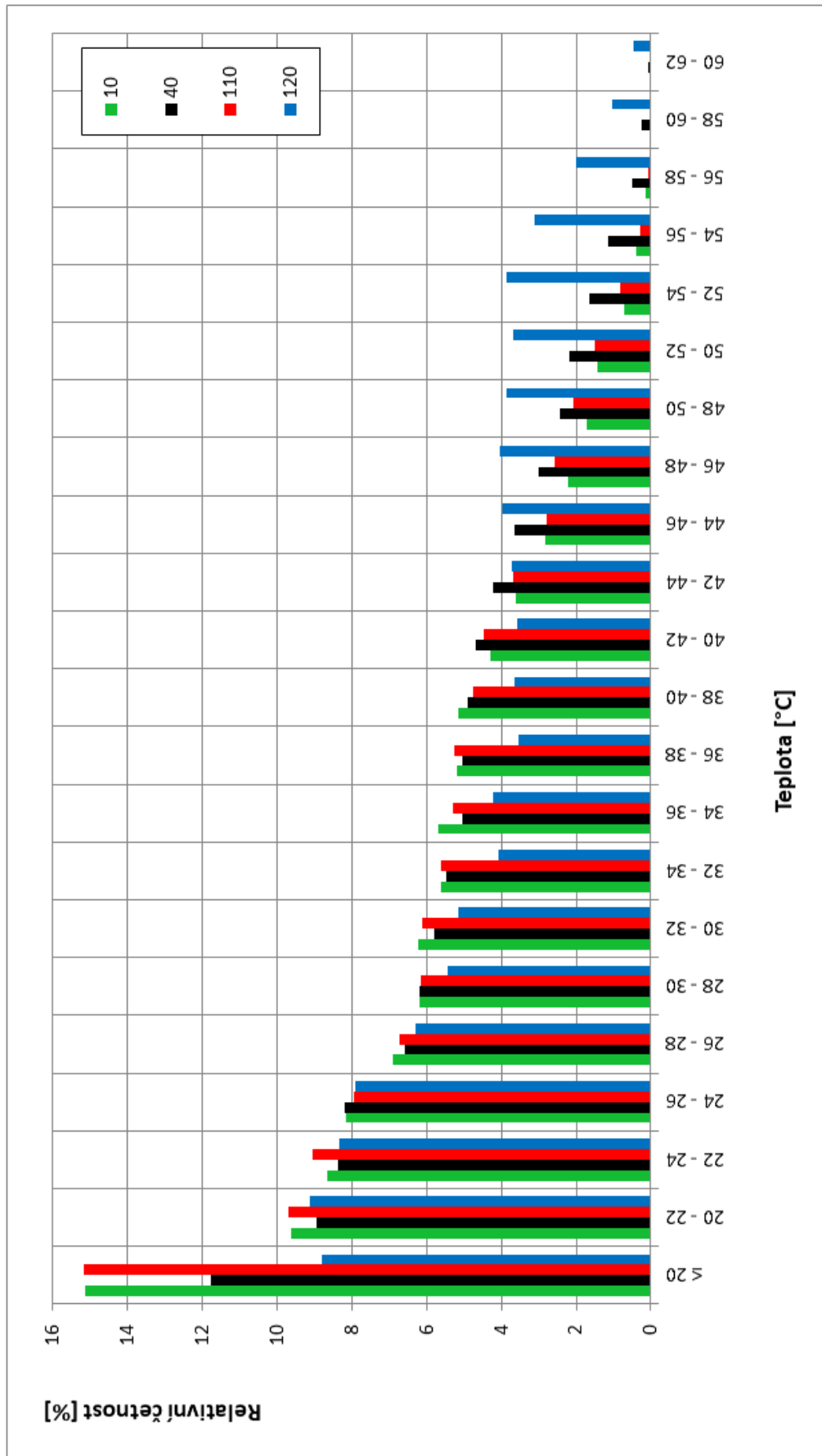
K podrobnějšímu porovnání chování modelů byla zvolena četnost teplot za simulované období ve dvou formách – relativní a kumulativní. Relativní četnost vyjadřuje procentuální výskyt teplot v příslušném intervalu za dané období. Kumulativní četnost sděluje, kolik procent času byly určité teploty překročeny. Obr. 5.1 a 5.2 zobrazují sloupcový graf, ve kterém je zobrazena relativní četnost teplot vzduchu v daném intervalu všech modelů. Na obr. 5.1 je zahrnut účinek větru, na obr. 5.2 nikoli. Na obr. 5.3 je graf kumulativní četnosti pro všechny modely s účinkem větru a na obr. 5.4 bez něj.

Pro porovnání jednotlivých modelů s účinkem větru a bez něj byla použita také kumulativní četnost. Na obr. 5.5 až obr. 5.8 jsou grafy pro různé modely, na kterých je vždy modře zobrazena situace bez účinku větru a červeně s účinkem větru.

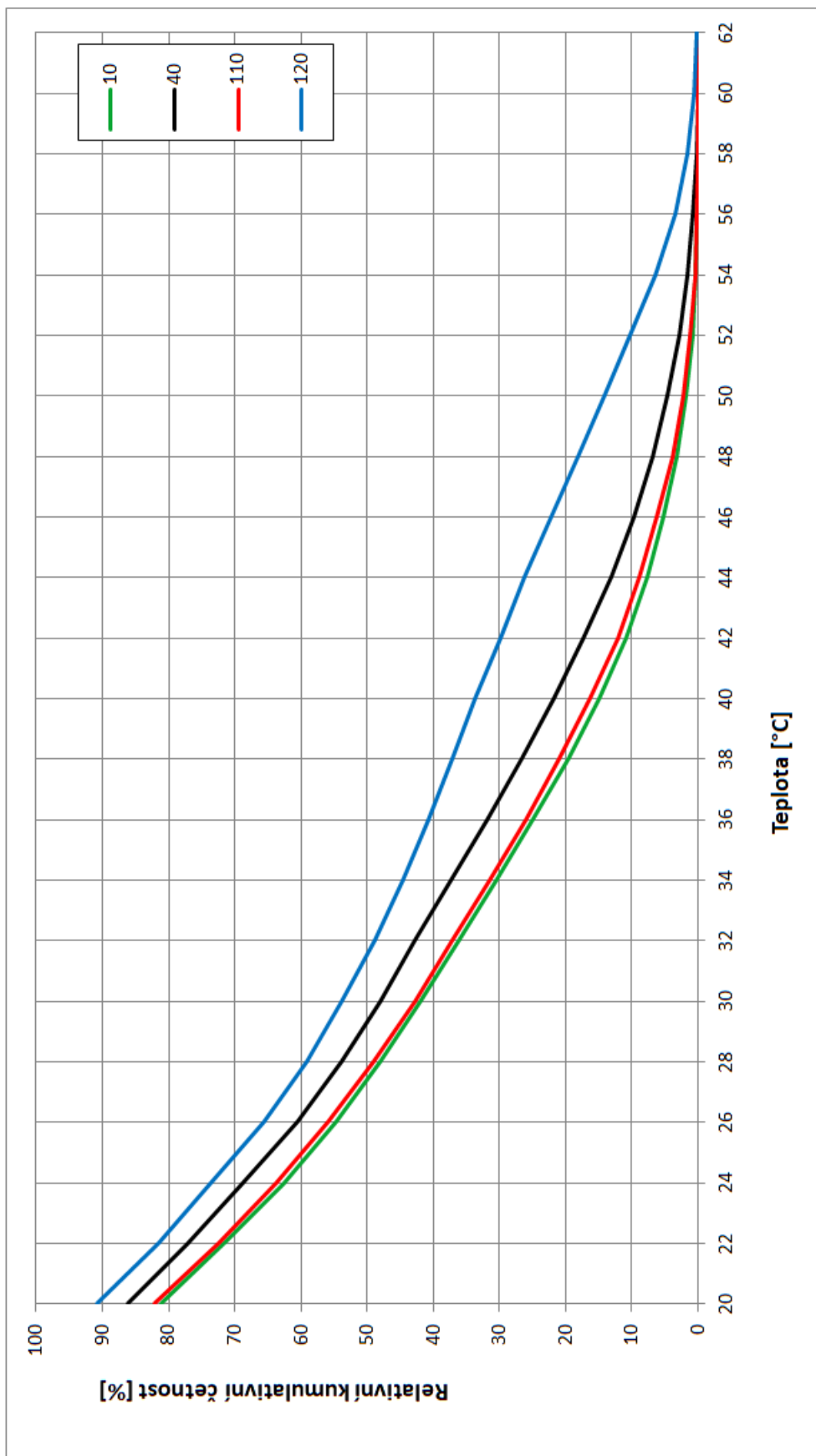
Dále byly porovnány analyticky spočítané charakteristiky prvků ve formě závislosti rozdílu statických tlaků před a za prvkem  $\Delta P$  na objemovém průtoku  $\dot{Q}$ . Ve výsledných grafech jsou také zobrazené charakteristiky vypočítané podle parametrů získaných ze CFD simulace z jiné práce [18]. Na obr. 5.9 až 5.11 je graf závislosti rozdílu tlaků na průtoku pro horní cestu vrchní štěrbiny (obr. 5.9 – krátká stěna, obr. 5.10 – roh, obr. 5.11 – dlouhá stěna). Na obr. 5.12 je graf týkající se dolní cesty vrchní štěrbiny krátké stěny, obr. 5.13 zobrazuje závislost tlaku na průtoku spodní štěrbiny krátké stěny a obr. 5.14 se týká boční štěrbiny.



Obr. 5.1: Relativní četnost teplot vzduchu v daném intervalu s účinkem větru

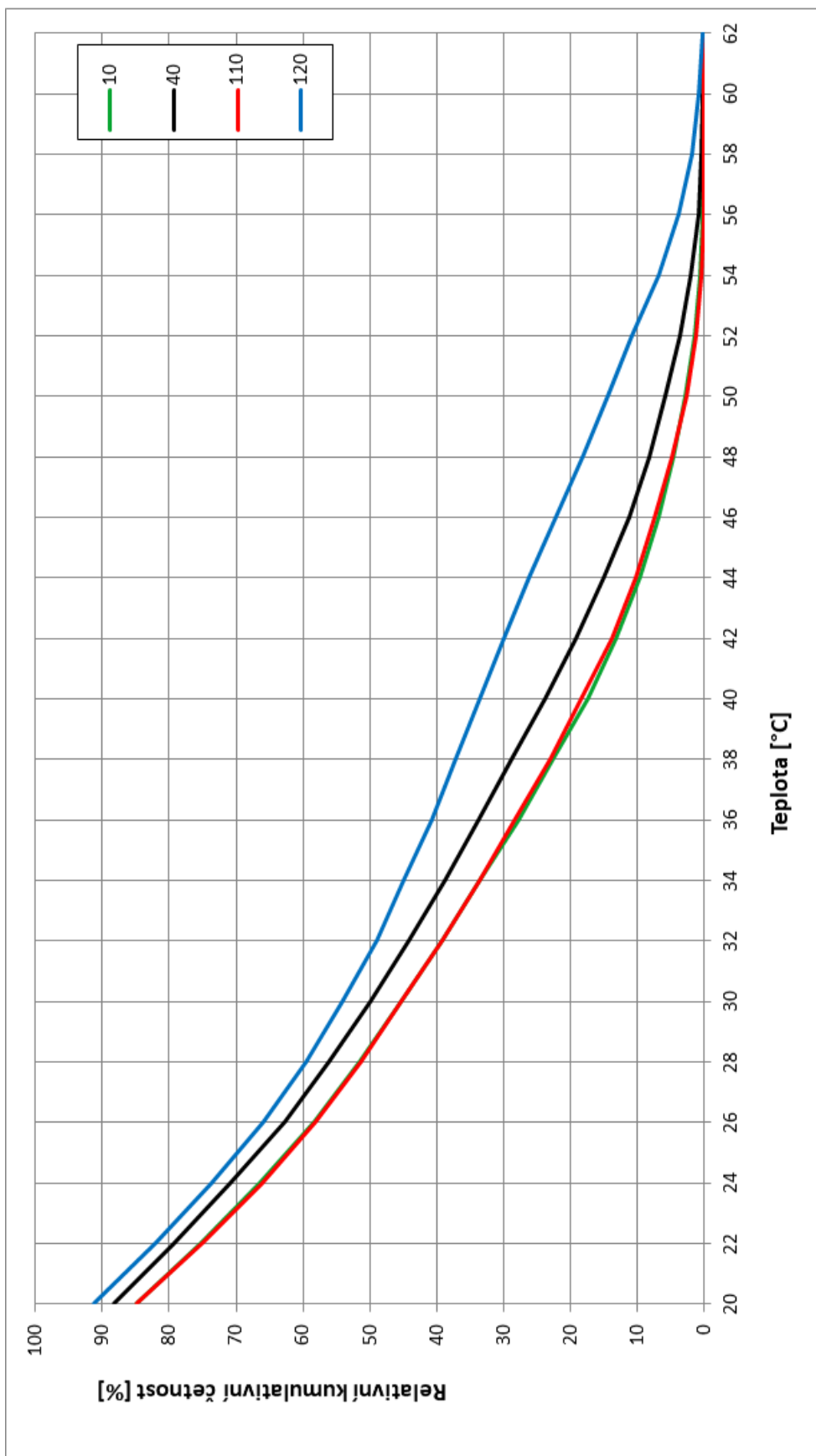


Obr. 5.2: Relativní četnost teplot vzduchu v daném intervalu bez účinku větru

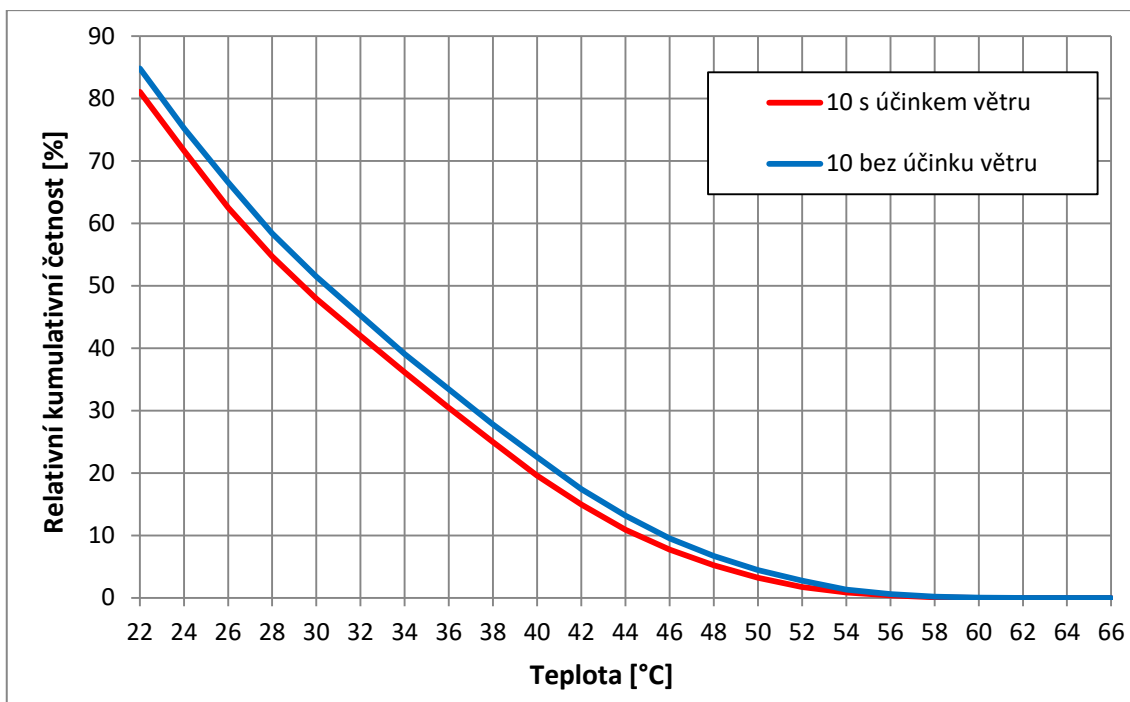


Obr. 5.3: Relativní kumulativní četnost teplot vzduchu překračující danou hodnotu s účinkem větru

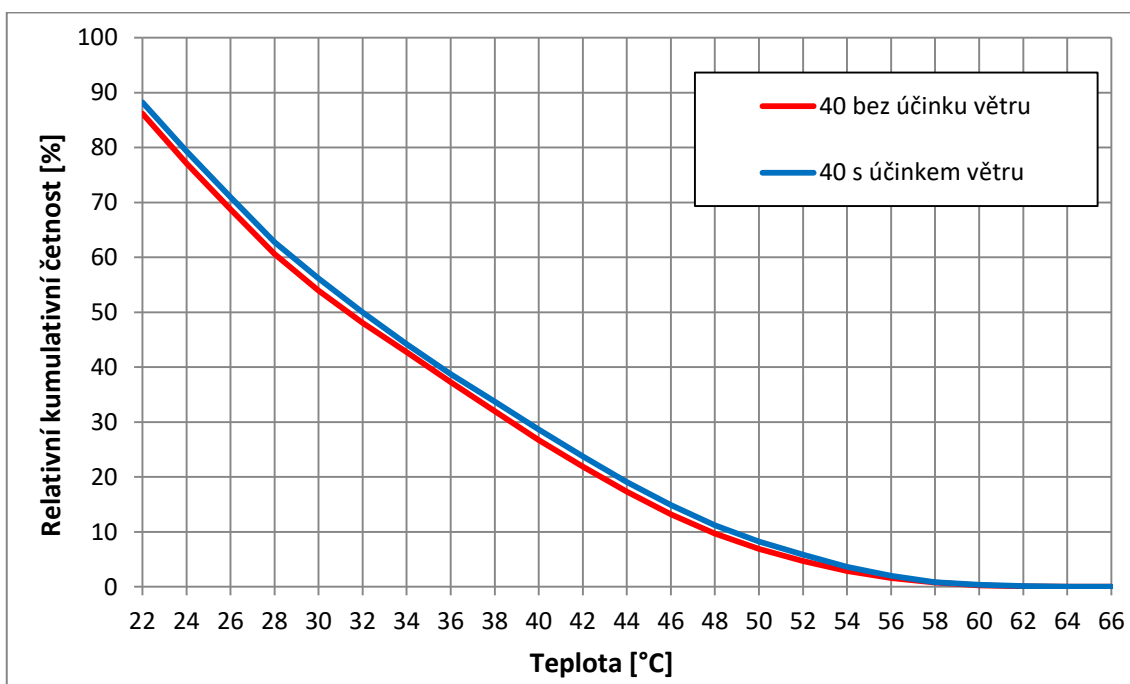




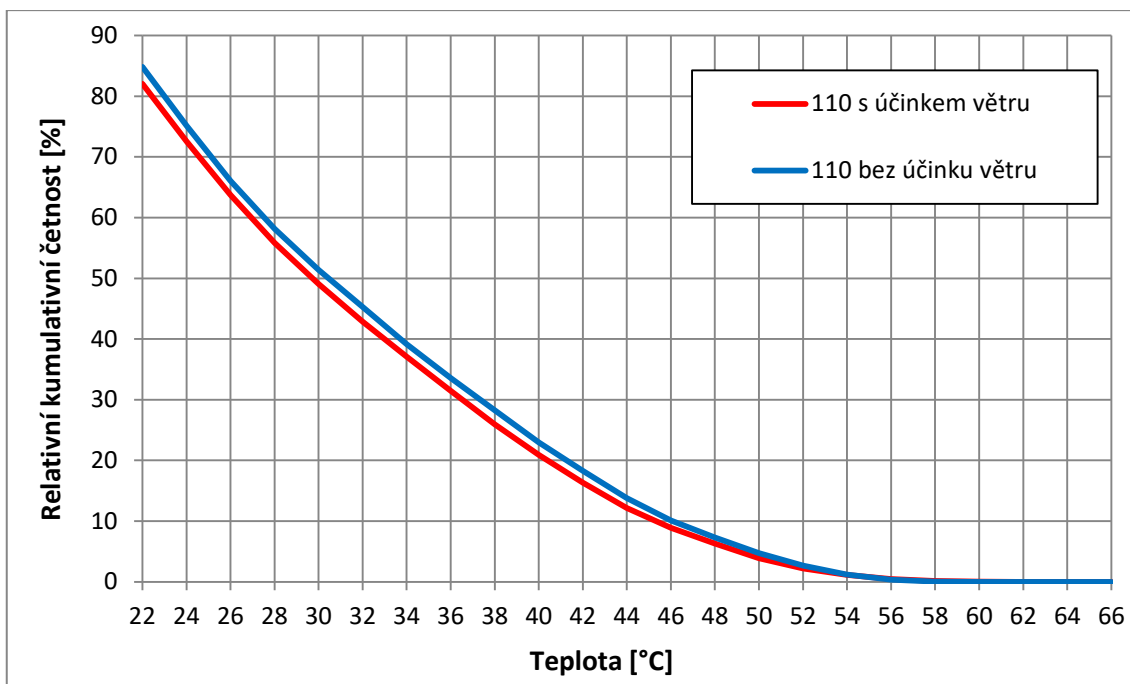
Obr. 5.4: Relativní kumulativní četnost teplot vzduchu překračující danou hodnotu bez účinku větru



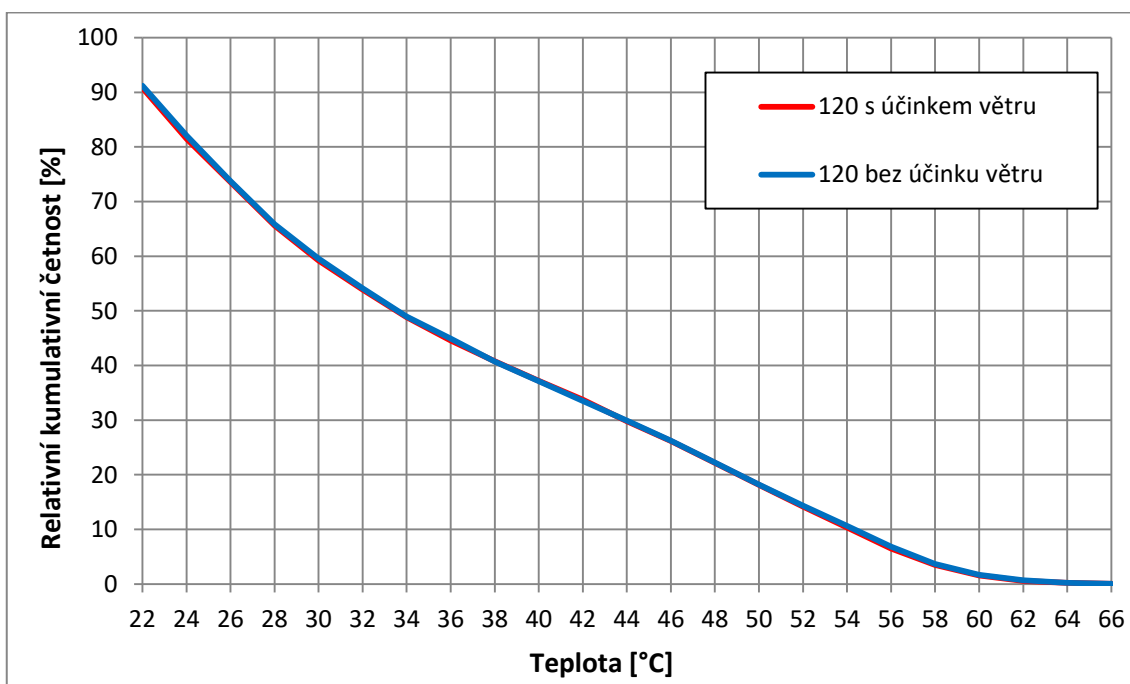
Obr. 5.5: Relativní kumulativní četnost teplot vzduchu překračující danou hodnotu s účinkem větru a bez něj – model 10



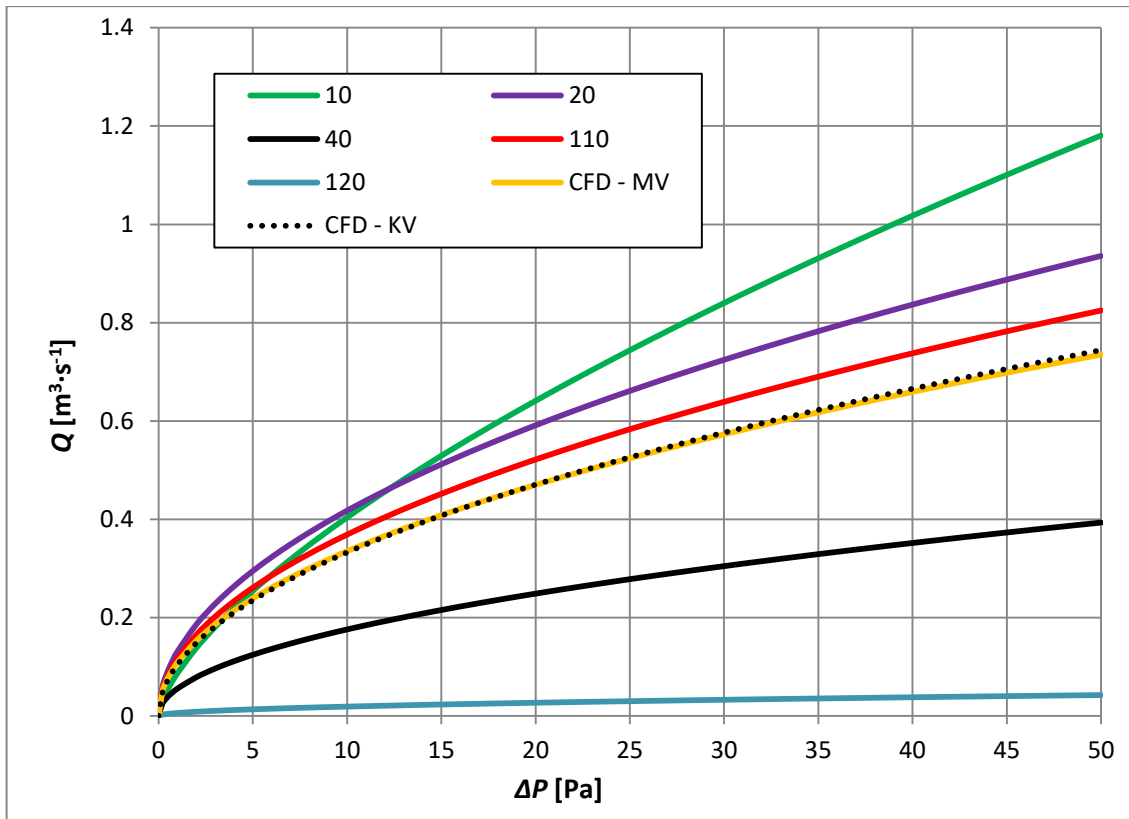
Obr. 5.6: Relativní kumulativní četnost teplot vzduchu překračující danou hodnotu s účinkem větru a bez něj – model 40



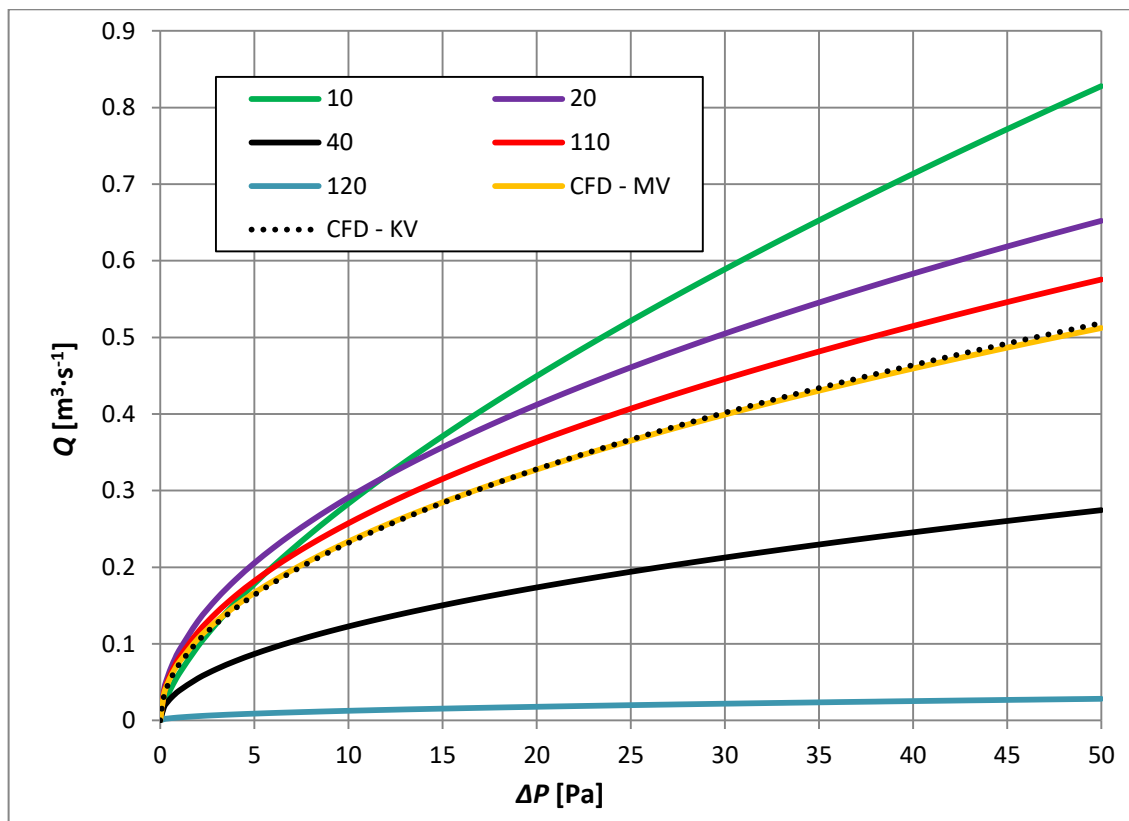
Obr. 5.7: Relativní kumulativní četnost teplot vzduchu překračující danou hodnotu s účinkem větru a bez něj – model 110



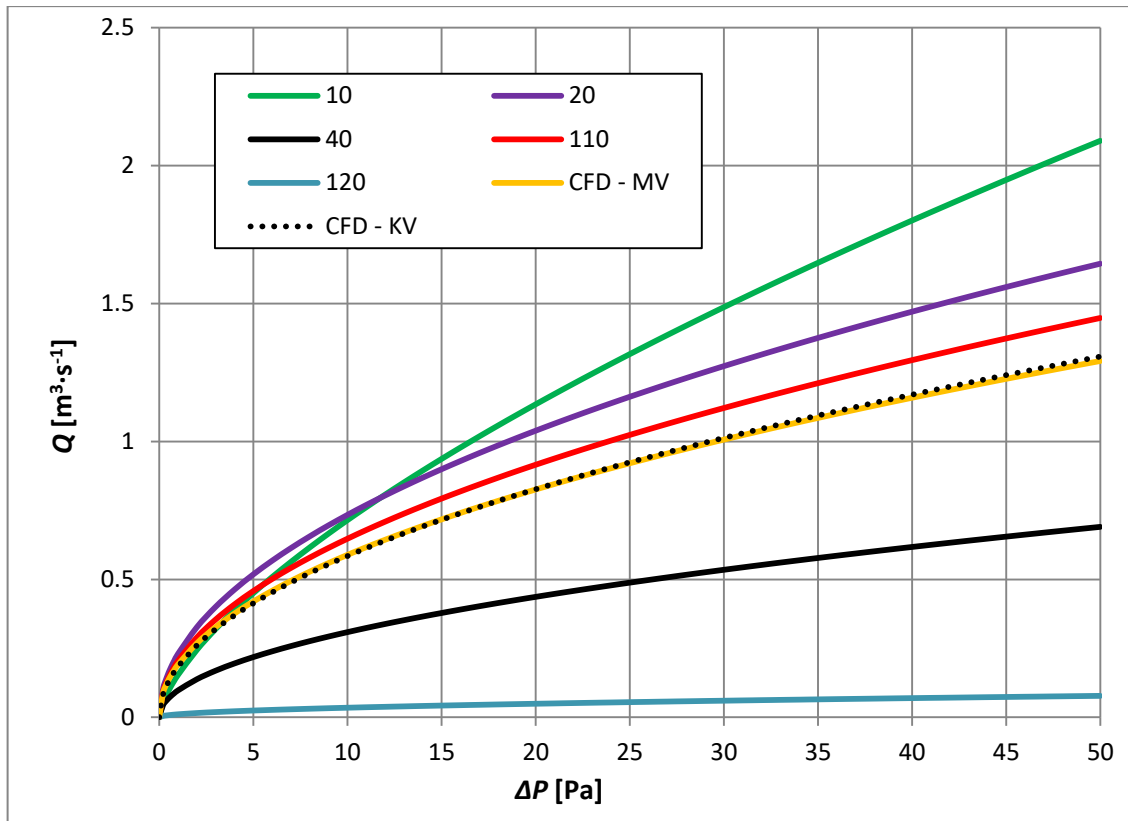
Obr. 5.8: Relativní kumulativní četnost teplot vzduchu překračující danou hodnotu s účinkem větru a bez něj – model 120



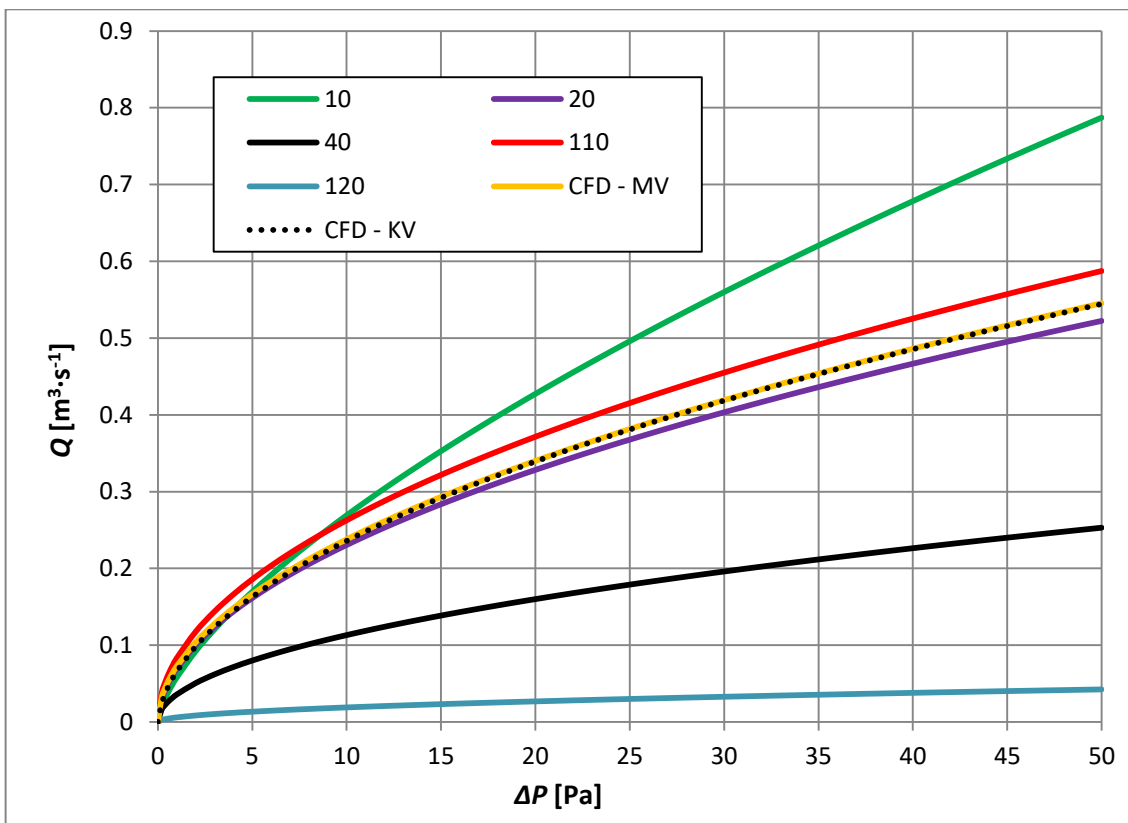
Obr. 5.9: Charakteristiky modelů pro horní cestu vrchní štěrbiny – krátká stěna



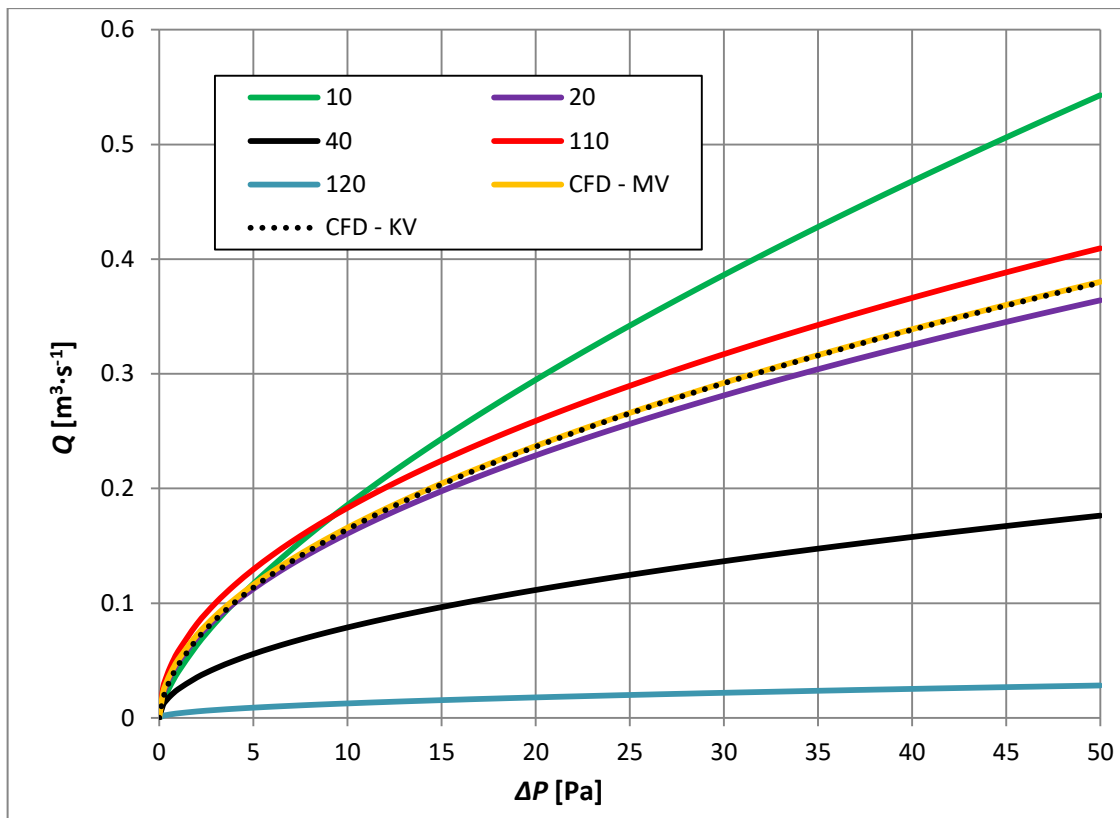
Obr. 5.10: Charakteristiky modelů pro horní cestu vrchní štěrbiny – roh



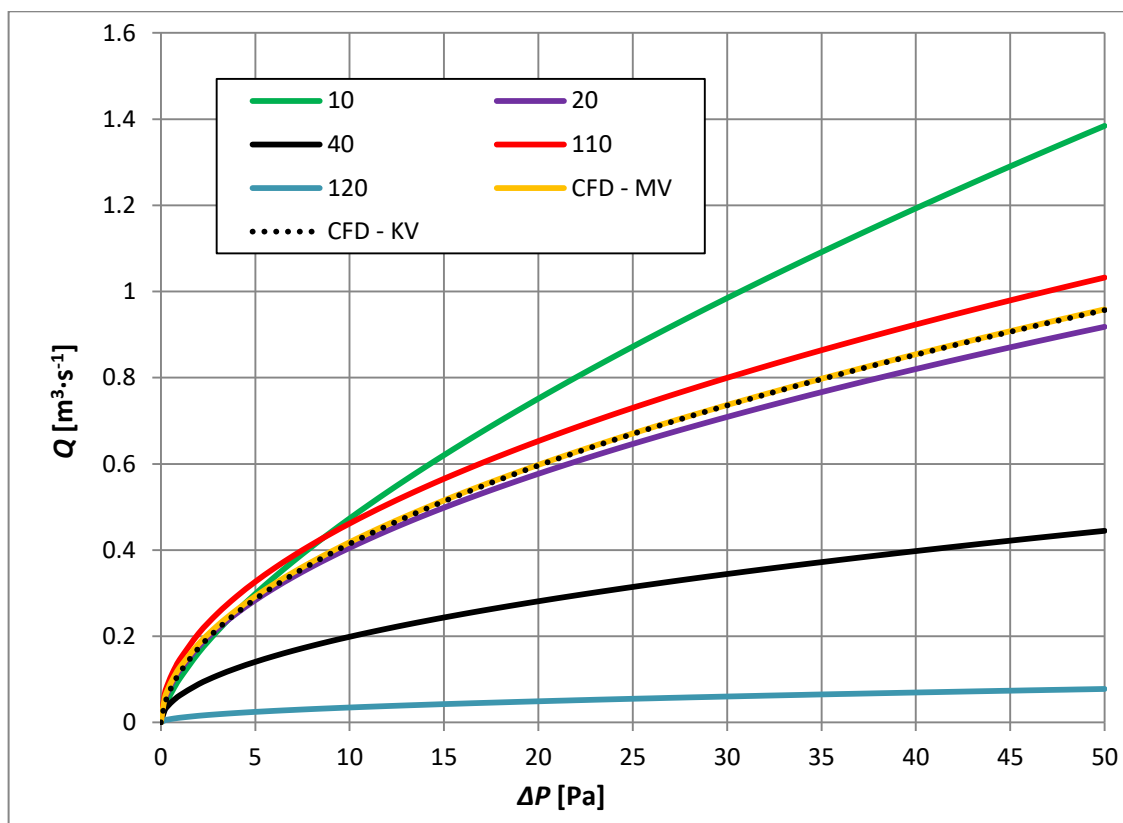
Obr. 5.11: Charakteristiky modelů pro horní cestu vrchní štěrbině – dlouhá stěna



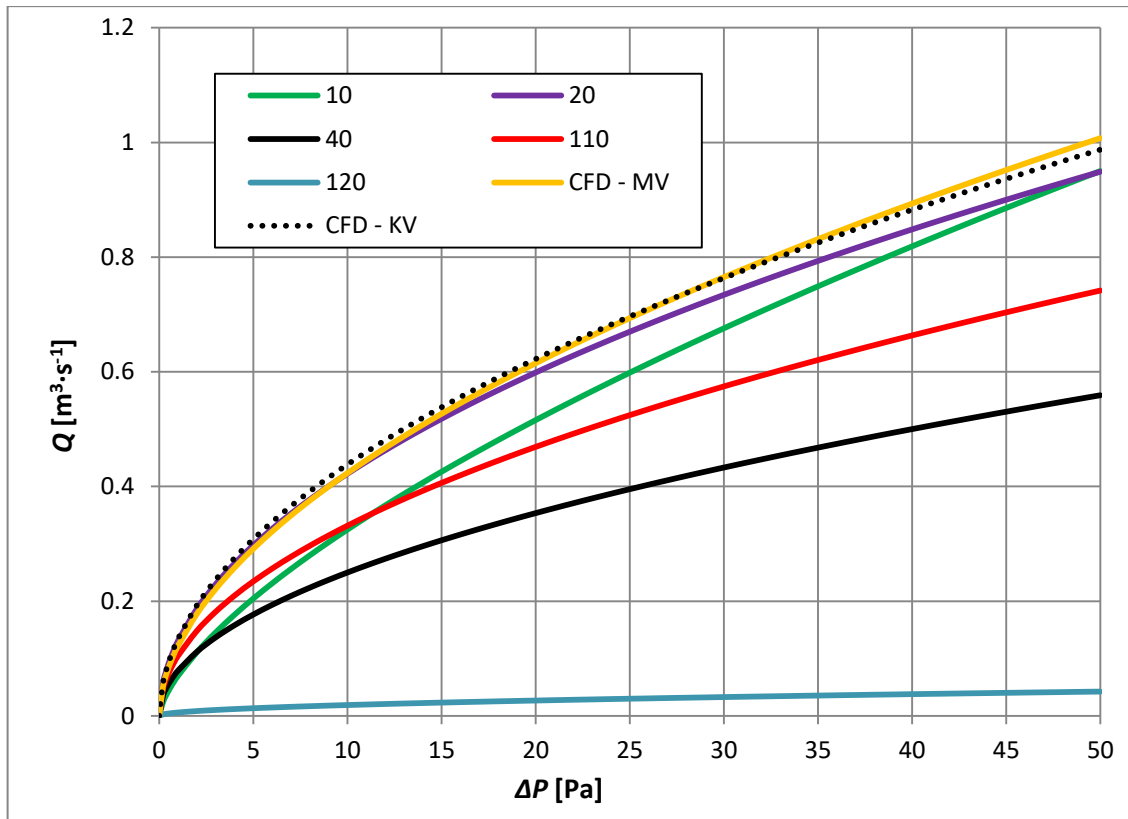
Obr. 5.12: Charakteristiky modelů pro dolní cestu vrchní štěrbině – krátká stěna



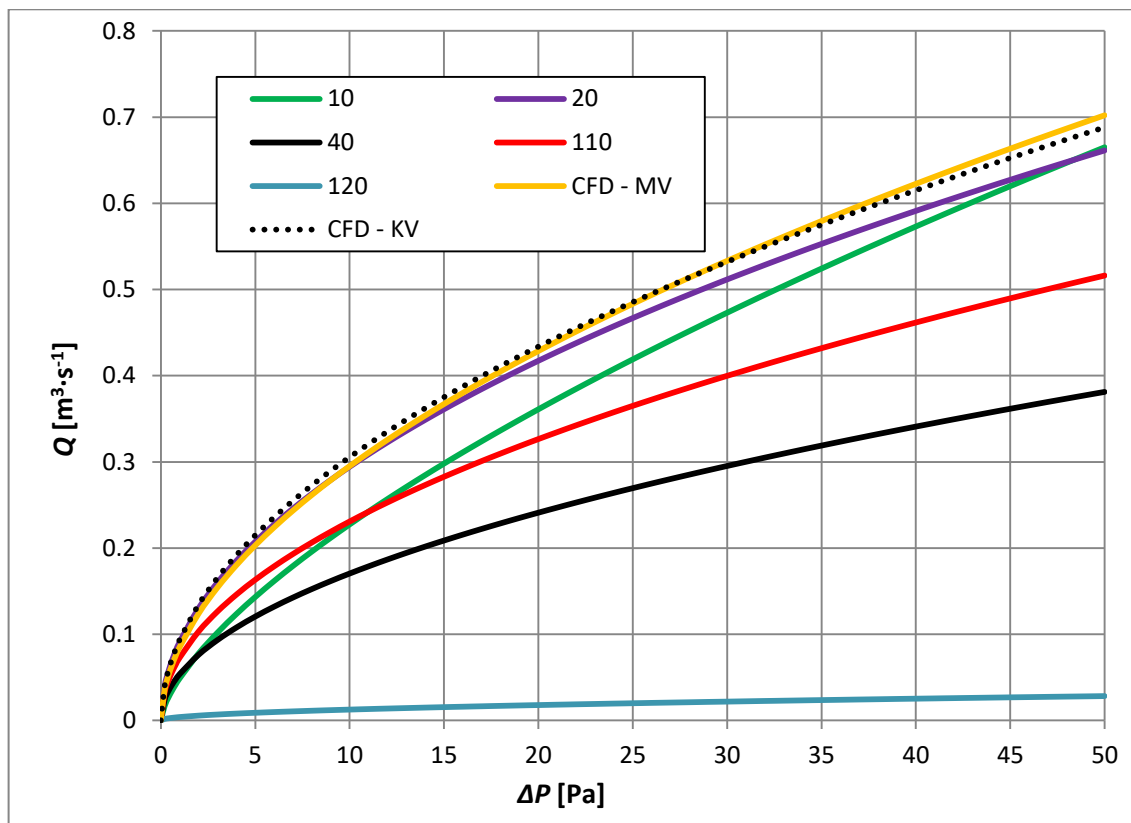
Obr. 5.13: Charakteristiky modelů pro dolní cestu vrchní štěrbinu – roh



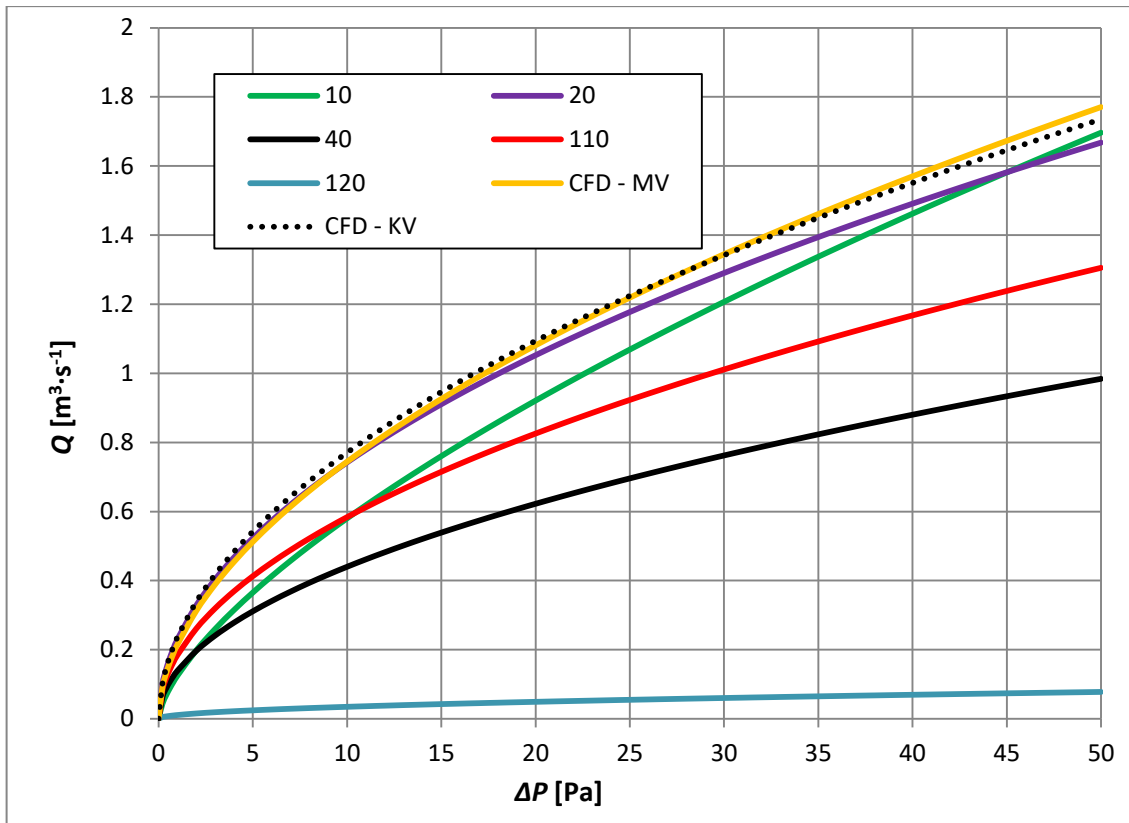
Obr. 5.14: Charakteristiky modelů pro dolní cestu vrchní štěrbinu – dlouhá stěna



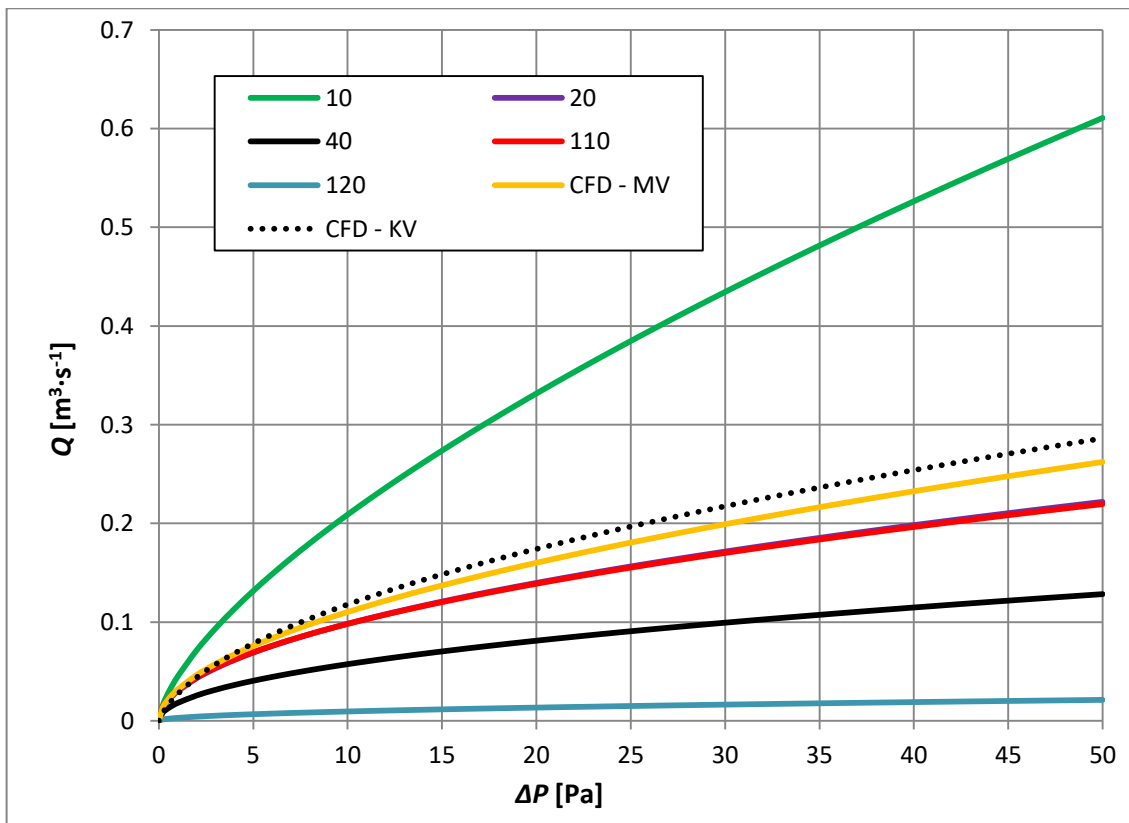
Obr. 5.15: Charakteristiky modelů pro spodní štěrbinu – krátká stěna



Obr. 5.16: Charakteristiky modelů pro spodní štěrbinu – roh



Obr. 5.17: Charakteristiky modelů pro spodní štěrbinu – dlouhá stěna



Obr. 5.18: Charakteristiky modelů pro boční štěrbinu



## 6. DISKUZE

Simulace měla být provedena pro pět různých modelů. Nakonec byla provedena pouze pro čtyři modely, jelikož po spuštění simulace kvadratického modelu (v ESP-r typ 20) hlásil program problém s konvergencí výpočtu, a to s vlivem větru i bez něj.

Porovnání základních čtyř modelů v tab. 5.1 a 5.2 ukazuje, že maximální teplota byla vždy dosažena v nejvyšším patře budovy (7. NP) v krátké stěně mezi 16:30 až 17:30 hod. To je nejspíše způsobeno tím, že je tato stěna natočená na jihozápad a není před ní žádný stínící prvek, na rozdíl od dlouhé stěny. Maximální teploty vypočtené podle různých modelů se značně liší, také se liší dny, ve kterých bylo maxima podle jednotlivých modelů dosaženo. Nejvyšší teploty vykazuje model 120 (mocninná rovnice pro spáry), to je zřejmě způsobeno tím, že klade velký odpor proudění vzduchu.

### 6.1. Vliv větru

Z grafů na obr. 5.5 až obr. 5.7 je patrné, že rozdíl mezi situací s účinkem větru a bez něj je relativně malý. Důvodem zřejmě je, že štěrbinu jsou velmi úzké a mají složitou geometrii, tedy kladou proudění vzduchu velký odpor, a proto se tlakový účinek větru moc neprojeví. Pro model 120 (mocninná rovnice pro spáry) na obr. 5.8 vychází obě situace dokonce stejně.

### 6.2. Mocninná rovnice (v ESP-r typ 10)

Z grafů na obr. 5.9 až obr. 5.14 pro horní štěrbinu je vidět, že se model 10 nejvíce blíží výsledkům z CFD simulace při nízkých tlakových rozdílech. U boční štěrbinu na obr. 5.18 se křivka velmi odchyluje od křivky z CFD simulace. Z grafů na obr. 5.15 až obr. 5.17 je zřejmé, že tento model není pro spodní štěrbinu příliš vhodný. Situaci podhodnocuje a to z důvodu, že ve spodní štěrbině pravděpodobně převládají třecí ztráty v laminárním režimu, kde je vztah průtoku a tlakové difference lineární.

### **6.3. Kvadratická rovnice (v ESP-r typ 20)**

Při simulaci modelu 20 hlásil program problém s konvergencí. Příčinou může být, že samotný výpočet průtoku je u tohoto prvku složitější než u ostatních – viz rovnice (3.2) a (3.6). To se dále kombinuje s metodou hledání rovnováhy v uzlové síti (zachování hmoty). Problém s konvergencí může totiž vznikat při malé hodnotě diskriminantu rovnice (3.6), kdy je použita numerická metoda nestabilní [5]. Problém s konvergencí se nepodařilo odstranit ani změnou nastavení výpočtu uzlové sítě (počtem iterací, zmírnění kritérií konvergence aj.).

Parametry kvadratického modelu zjištěné výpočtem v této práci poskytují charakteristiky nejvíce podobné těm, které vyplývají z CFD simulace (obr. 5.9 až obr. 5.18). Kvůli problémům se simulací, ale není použití této metody v ESP-r možné pro daný případ dvojité fasády.

### **6.4. Rovnice turbulentního průtoku otvorem (v ESP-r typ 40)**

Model 40, pro který bylo třeba spočítat výtokový součinitel  $\mu$ , předpokládá mnohem menší průtok, než vyplývá z charakteristik vypočítaných podle parametrů z CFD simulace (obr. 5.9 až 5.18). Je to nejspíše z toho důvodu, že hodnoty součinitelů místních a třecích ztrát, na kterých závisí výtokový součinitel  $\mu$ , jsou značně nadhodnocené, přestože byly spočítány co nejpodrobnějším způsobem s pomocí odborné literatury.

### **6.5. Rovnice turbulentního průtoku otvorem s $\mu = 0,65$ (v ESP-r typ 110)**

Tento model je dosti podobný charakteristikám, které vyplývají z CFD simulace (obr. 5.9 až 5.18), přestože uvažuje stejný výtokový součinitel  $\mu$  pro všechny situace. Pro horní cestu vrchní štěrbiny (obr. 5.9 až 5.11) vychází křivka podobnější charakteristice podle CFD simulace než u modelu 20. V charakteristice pro boční štěrbinu (obr. 5.18) křivky modelu 20 a 110 splývají. Paradoxně se tedy zdá, že nejjednodušší model 110 se po kvadratickém modelu 20 nejvíce blíží charakteristikám získaných z CFD simulace.

## 6.6. Mocinná rovnice pro spáry (v ESP-r typ 120)

Z grafů na obr. 5.1 až obr. 5.4 je zřejmé, že model 120 vykazuje výrazné posunutí křivek četnosti k vyšším teplotám. Liší se od všech ostatních modelů a ukazuje se, že model není pro zde analyzovaný typ štěrbin nejvhodnější, což bylo naznačeno již při výpočtu exponentu  $n$ , který vycházel vždy okolo 0,5. Z grafů na obr. 5.9 až obr. 5.18 je vidět, že model 120 průtok vzduchu značně podhodnocuje, křivky se od ostatních modelů velmi liší. Model je nejspíše určen pro mnohem užší spáry.

## 6.7. Shrnutí

Z hlediska hodnocení teplot vzduchu ve dvojité fasádě vycházely výsledky z rovnice turbulentního průtoku otvorem s  $\mu = 0,65$  (110) a mocinného modelu (10) velmi podobně. Situace podle rovnice turbulentního průtoku otvorem (40) s vypočítaným výtokovým součinitelem  $\mu$  vykazuje posunutí křivek četnosti k vyšším teplotám než rovnice turbulentního průtoku otvorem s  $\mu = 0,65$  (110) a mocinný model (10). To může být způsobeno ne úplně správným určením hodnoty součinitelů místních ztrát. Geometrie řešených štěrbin je velmi složitá a tak i s odbornou literaturou musela být spousta parametrů odhadnuta. Mocinná rovnice pro spáry a štěrby (120) se ukázala být nevhodná pro tyto štěrby. Model 120 je nejspíše určen pro užší štěrby.

## 7. ZÁVĚR

Byl vytvořen multizónový model pro simulaci proudění a přenosu tepla v dvojité fasádě rohové budovy v Praze pomocí programu ESP-r, ve kterém je k dispozici řada modelů různých průtočných prvků.

Pro charakteristiky větracích štěrbin byly vypočítány parametry pro pět různých modelů – mocninná rovnice (v ESP-r typ 10), kvadratická rovnice (v ESP-r typ 20), rovnice turbulentního průtoku otvorem (v ESP-r typ 40), rovnice turbulentního průtoku otvorem s  $\mu = 0,65$  (v ESP-r typ 110), mocninná rovnice pro spáry (v ESP-r typ 120). Charakteristiky byly spočítané analyticky a pro porovnání byly převzaty parametry z jiné práce získané z CFD simulace.

Simulace pro období srpen 2003 proběhla se všemi modely kromě kvadratického. Dále bylo posouzeno chování jednotlivých modelů bez účinku větru a s účinkem větru. V prvním případě je přirozené proudění způsobeno pouze přirozeným vztlakem a v druhém je zahrnut i dynamický účinek větru. Z výsledů je patrné, že vliv větru je pro takto úzké štěrbinu se složitou geometrií zanedbatelný.

Z charakteristik štěrbin je patrné, že se k reálné situaci nejvíce blíží kvadratický model (20). Jelikož ale vznikají problémy se simulací tohoto modelu, bylo by vhodnější použít pro tento případ turbulentní průtok otvorem s  $\mu = 0,65$  (110), který se také relativně dobře blíží k výsledným křivkám z CFD simulace. Výhodou tohoto modelu je poměrně snadný výpočet parametrů. Do ESP-r je nutné zadat pouze průřez otvoru, který byl v tomto případě dán součinem délky otvoru a nejmenší šířky štěrbinu.

## 8. SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] *Obvodové pláště budov* [online]. Technická univerzita Ostrava. [cit. 20. 04. 2019]. Dostupné z: <http://fast10.vsb.cz/studijni-materialy/ps3/2.html>
- [2] *Súčasně dvojité transparentné fasády* [online]. UzemnePlany.sk, 2007 [cit. 20. 04. 2019]. Dostupné z: <http://www.uzemneplany.sk/sutaz/sucasne-dvojite-transparentne-fasady>
- [3] HOESEGGEN R., WACHENFELDT B. J., HANSSSEN S. O. Building simulation as an assisting tool in decision making Case study: With or without a double- skin facade?, *Energy and Buildings*, 2008, 40(5), s. 821 – 827
- [4] HENSEN J. L. M. Integrated Building Airflow Simulation, In: AUGENBROE G., MALKAWI A. (eds.) *Advanced Building Simulation*. New York : Spon, 2004. ISBN 0-415-32122-0. s. 87 – 118.
- [5] HENSEN J. L. M. *On the Thermal Interaction of Building Structure and Heating and Ventilating System*. Doctoral Dissertation. Eindhoven: Technische Universiteit Eindhoven, 1991. ISBN 90-386-0081-X.
- [6] ETHERIDGE D. W., SANDBERG M. *Building Ventilation: Theory and Measurement*. Chichester : Wiley, 1996, ISBN 047196087X.
- [7] ETHERIDGE D. W. *Natural Ventilation of Buildings: Theory, Measurement and Design*. Chichester : John Wiley & Sons, 2012, ISBN 9780470660355.
- [8] ETHERIDGE D. W. Crack Flow Equations and Scale Effect. *Building and Environment*, 1977, 12(3), s. 181 – 189.
- [9] ETHERIDGE D. W. A Note on Crack Flow Equations for Ventilation Modelling. *Building and Environment*, 1998, 33(5), s. 325 – 328.
- [10] BAKER P. H., SHARPLES S., WARD I.C. Air Flow Through Cracks. *Building and Environment*, 1987, 22(4), s. 293 – 304.
- [11] CHIU Y.H. a ETHERIDGE D.W. Calculations and Notes on the Quadratic and Power Law Equations for Modelling Infiltration. *International Journal of Ventilation*, 2002, 1(1), s. 65 – 77
- [12] NOSKIEVIČ J. et al. *Mechanika tekutin*. Praha : SNTL 1987.
- [13] *ASHRAE Fundamentals Handbook (SI)*. Atlanta (GA) : ASHRAE Inc., 2001.
- [14] IDELČIK I. J. *Spravočnik po gidravličeskim soprotivlenijam*. Moskva : Mašinstrojenie, 1975
- [15] CHYSKÝ J., HEMZAL K. a kol. *Větrání a klimatizace*. Technický průvodce. Vyd. 3. přeprac. Brno : BOLIT-B press, 1993. ISBN 80-901574-0-8.
- [16] *Katedra hydrauliky a hydrologie - K141* [online]. [cit. 15. 05. 2019]. Dostupné z: [http://hydraulika.fsv.cvut.cz/Hydraulika/Hydraulika/Predmety/HY2V/ke\\_stazeni/prednasky/HY2V\\_04\\_Hydraulika\\_potrubi.pdf](http://hydraulika.fsv.cvut.cz/Hydraulika/Hydraulika/Predmety/HY2V/ke_stazeni/prednasky/HY2V_04_Hydraulika_potrubi.pdf)
- [17] 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*, June 1998, 27(3), s. 293-299
- [18] HAVLÍK D. *Zjednodušené modely pro průtok vzduchu větracími štěrbinami odvozené z výsledků CFD simulací*. Diplomová práce. Praha : ČVUT v Praze, 2019.

## 9. PŘÍLOHY

Příloha A – Definiční soubory uzlové sítě

Mocninná rovnice (typ 10) – str. A1

Kvadratická rovnice (typ 20) – str. A3

Rovnice turbulentního průtoku otvorem (typ 40) – str. A5

Rovnice turbulentního průtoku otvorem s  $\mu = 0,65$  (typ 110) – str. A8

Mocninná rovnice pro spáry (typ 120) – str. A10

Příloha B - Dokumentace tepelného modelu dvojité fasády