

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI  
**FAKULTA STROJNÍ**

Studijní program: B 2301  
Studijní obor:

Strojní inženýrství  
Stavba energetických strojů a zařízení

# **DIPLOMOVÁ PRÁCE**

Experimentální výzkum proudění v modelu NT tělesa pro stupeň M8

Autor: **Bc. Robert Kalista**  
Vedoucí práce: **Prof. Ing. Jiří Linhart, CSc.**  
Konzultant práce: **Ing. Kamil Sedlák, Ph.D.**

Akademický rok 20014/20015

## **Prohlášení o autorství**

Předkládám tímto k posouzení a obhajobě diplomovou práci, zpracovanou na závěr studia na Fakultě strojní Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem tuto diplomovou práci vypracoval samostatně, s použitím odborné literatury a pramenů, uvedených v seznamu, který je součástí této diplomové práce.

V Plzni dne: ...22.5.2015....

.....

podpis autora

## **Poděkování**

Tímto bych chtěl poděkovat vedoucímu této diplomové práce prof. Ing. Jiřímu Linhartovi, Csc. a konzultantovi Ing. Kamilu Sedlákovu, Ph.D. za poskytnuté materiály, odborné rady a konzultace, bez kterých by tato práce nemohla být realizována.

**Bc. Robert Kalista**

## ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

<b>AUTOR</b>	Příjmení Kalista	Jméno Robert	
<b>STUDIJNÍ OBOR</b>	2301 R016 „Stavba energetických strojů a zařízení“		
<b>VEDOUcí PRÁCE</b>	Příjmení (včetně titulů) Prof. Ing. Linhart, CSc.	Jméno Jiří	
<b>PRACOVIŠTĚ</b>	ZČU - FST - KKE		
<b>DRUH PRÁCE</b>	<b>DIPLOMOVÁ</b>	<del><b>BAKALÁŘSKÁ</b></del>	<b>Nehodící škrtněte</b>
<b>NÁZEV PRÁCE</b>	Experimentální výzkum proudění v modelu NT tělesa pro stupeň M8		

<b>FAKULTA</b>	strojní	<b>KATEDRA</b>	KKE	<b>ROK ODEVZD.</b>	2015
----------------	---------	----------------	-----	------------------------	------

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

<b>CELKEM</b>	112	<b>TEXTOVÁ ČÁST</b>	112	<b>GRAFICKÁ ČÁST</b>	0
---------------	-----	---------------------	-----	--------------------------	---

<p style="text-align: center;"><b>STRUČNÝ POPIS</b> <b>(MAX 10 ŘÁDEK)</b></p> <p><b>ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL</b></p> <p><b>POZNATKY A PŘÍNOSY</b></p>	<p>Tato práce obsahuje potřebnou teoretickou část k úspěšnému provedení experimentálního měření ztrátového součinitele výstupního tělesa. Experiment je dále popsán a pozornost je věnována i rozboru nejistot měření s cílem případného vylepšení měřicího řetězce. Na modelu výstupního tělesa je proměřeno několik různých variant vnitřních vestaveb a je sledován jejich vliv na ztráty v jednotlivých částech výstupního tělesa. Cílem je nalézt variantu vykazující nejmenší ztráty. Uvedeny jsou potřebné vztahy pro vyhodnocení primárních dat a na závěr práce jsou uvedeny získané výsledky.</p>
<p style="text-align: center;"><b>KLÍČOVÁ SLOVA</b></p>	<p>Ztrátový součinitel, výstupní těleso, difuzor, nejistota měření</p>

## SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

<b>AUTHOR</b>	Surname Kalista	Name Robert	
<b>FIELD OF STUDY</b>	2301 R016 „Stavba energetických strojů a zařízení“		
<b>SUPERVISOR</b>	Surname (Inclusive of Degrees) Prof. Ing. Linhart, CSc.	Name Jiří	
<b>INSTITUTION</b>	ZČU - FST - KKE		
<b>TYPE OF WORK</b>	<b>DIPLOMA</b>	<b>BACHELOR</b>	<b>Delete when not applicable</b>
<b>TITLE OF THE WORK</b>	Experimental examination of flow in the NT model for the level of M8		

<b>FACULTY</b>	Mechanical Engineering	<b>DEPARTMENT</b>	KKE	<b>SUBMITTED IN</b>	2015
----------------	---------------------------	-------------------	-----	-------------------------	------

NUMBER OF PAGES (A4 and eq. A4)

<b>TOTALLY</b>	102	<b>TEXT PART</b>	102	<b>GRAPHICAL PART</b>	0
----------------	-----	------------------	-----	---------------------------	---

<b>BRIEF DESCRIPTION</b>  <b>TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS</b>	This work includes the necessary theoretical part to the successful implementation for the experimental examination of the lost coefficient of exhaust hood. The experiment is described below and attention is paid to the analysis of measurement uncertainties to possible improvements of the measuring chain. On the model of the exhaust hood is measured several different variants of the interior elements and monitor their effect on the losses in various parts of the exhaust hood. The aim is to find a variant with the smallest losses. Presented are relations needed to evaluate primary data and on the work are presented the results obtained.
<b>KEY WORDS</b>	lost coefficient, exhaust hood, diffuser, uncertainty of measurement

## Použité symboly a zkratky:

S	Plocha	[m <sup>2</sup> ]
T	Teplota	[K]
I	Proud	[A]
D	Průměr	[m]
r	Poloměr, univerzální plynová konstanta	[m], [ J / kg · K ]
w, w <sup>ax</sup> , w <sup>r</sup> , w <sup>t</sup>	Rychlost, složky rychlosti	[ m / s ]
P, p <sub>s</sub> , p <sub>c</sub> , p <sub>d</sub>	Tlak statický, celkový, dynamický	[Pa]
Ma	Machovo číslo	[-]
Re	Reynoldsovo číslo	[-]
ζ	Ztrátový součinitel	[-]
ζ <sub>D</sub> , ζ <sub>H</sub> , ζ <sub>N</sub>	Ztr. součinitel difuzoru, hrdla, nástavby	[-]
p <sub>p</sub>	Poměr dynamických tlaků	[-]
cp	Součinitel zvýšení tlaku	[-]
γ <sub>D</sub>	Úhel rozevření	[°]
f	Koeficient rozšíření	[-]
ρ	Měrná hmotnost	[kg/m <sup>3</sup> ]
ν	Kinematická viskozita	[m <sup>2</sup> /s]
μ	Dynamická viskozita	[ N · s / m <sup>2</sup> ]
ṁ	Hmotnostní průtok	[kg/s]
Ṃ	Objemový průtok	[m <sup>3</sup> /s]
μ <sub>dr</sub>	Poměr průřezů	[-]
h	Entalpie	[ m <sup>2</sup> · kg / s <sup>2</sup> ]
s	Entropie	[ J / K ]
φ, θ	Úhel náběhu proudu	[°]
k <sub>r</sub>	Koeficient rozšíření	[-]
k, l, m, i	Prostorové a časové indexy	
s <sub>x</sub>	Výběrová směrodatná odchylka	
u <sub>A</sub> , u <sub>B</sub> , u <sub>C</sub>	Standardní nejistota měření	
U <sub>A</sub> , U <sub>B</sub> , U <sub>C</sub>	Rozšířená nejistota měření	
δ	Složka nejistoty	
A <sub>j</sub>	Koeficient citlivosti	
TOT	Tunel na Ofukování Těles	
DSPW	Doosan Škoda Power s.r.o.	
URL	"Upper range limit" - horní mez rozsahu	
LRL	"Lower range limit" - dolní mez rozsahu	

## Obsah

1	Úvod .....	11
2	Teorie difuzorů .....	13
2.1	Difuzory v technických zařízeních .....	13
2.2	Proudění v difuzoru .....	13
2.3	Energetické ztráty v difuzoru.....	16
3	Výstupní tělesa proudových strojů.....	20
3.1	Energetické ztráty výstupního tělesa .....	22
4	Oběžné lopatky posledních stupňů .....	25
4.1	Modulová lopatka M8 .....	26
5	Uspořádání zkušebního zařízení.....	27
5.1	Aerodynamický tunel .....	27
5.1.1	Vefukování do mezní vrstvy deflektoru.....	28
5.2	Model výstupního tělesa pro stupeň M8 .....	28
6	Popis měření.....	30
6.1	Schéma měření.....	30
6.2	Zapojení a komunikace měřicích členů .....	34
6.3	Režimy měření.....	34
7	Nejistoty měření.....	36
7.1	Zdroje nejistot měření.....	36
7.2	Typy nejistot .....	36
7.3	Nejistota typu A.....	38
7.4	Nejistota typu B.....	38
7.5	Standardní kombinovaná nejistota .....	40
7.6	Rozšířená nejistota .....	40
8	Měření a vyhodnocení základních veličin.....	41
8.1	Měření teploty.....	41
8.1.1	Pt100 .....	41
8.1.2	Termočlánek.....	43
8.2	Měření tlaku .....	45
8.2.1	Rosemount - relativní tlak .....	45
8.2.2	Rosemount – absolutní tlak.....	48
8.2.3	Netscanner 9116 .....	50

9	Měření a vyhodnocení dat v traverzovacím režimu .....	52
9.1	Vyhodnocení naměřených dat v rovině před lopatkovou mříží .....	52
9.2	Vyhodnocení naměřených dat v rovině za lopatkovou mříží .....	58
9.3	Výpočet charakteristických parametrů lopatkové mříže .....	60
9.4	Výpočet středních hodnot parametrů lopatkové mříže .....	61
9.4.1	Parametry mříže $\zeta_m$ a $pp$ - prostý průměr .....	63
9.4.2	Parametry mříže $\zeta_{mm}$ a $ppm$ - vážení hmotnostním tokem .....	64
9.4.3	Parametry mříže $\zeta_{mH}$ a $ppH$ - vážení tokem hybnosti .....	65
9.4.4	Parametry mříže $\zeta_{mS}$ a $ppS$ - vážení průtočnou plochou .....	65
10	Měření a vyhodnocení dat v jednoduchém režimu .....	67
10.1	Vyhodnocení naměřených dat v rovině před lopatkovou mříží .....	67
10.2	Nalezení referenční pozice .....	67
10.3	Hmotnostní průtok vzduchu aerodynamickým tunelem .....	69
10.4	Reynoldsovo číslo výstupního tělesa .....	71
10.5	Machovo číslo na vstupu do difuzoru .....	72
10.6	Zpracování primárních dat v ploše 2 .....	73
10.7	Zpracování primárních dat v rovině 3 .....	73
10.8	Výpočet ztrátových součinitelů výstupního tělesa .....	74
10.8.1	Statistické zpracování získaných hodnot ztrátových součinitelů .....	74
10.8.2	Nejistota měření ztrátových součinitelů typu B .....	75
11	Postup vlastního měření .....	76
11.1	Příprava před měřením .....	76
11.2	Měření v traverzovacím režimu .....	77
11.3	Měření v jednoduchém režimu .....	78
11.3.1	Nalezení referenční polohy .....	78
11.3.2	Jednotlivé měřené varianty .....	78
12	Výsledky měření a jejich vyhodnocení .....	84
12.1	Statistické zpracování dat .....	84
12.1.1	Kontrola normality dat .....	84
12.1.2	Nejistoty měření .....	86
12.2	Výsledky měření v traverzovacím režimu .....	90
12.3	Výsledky měření v jednoduchém režimu .....	92
12.3.1	Výsledky z měření jednotlivých variant .....	92

12.3.2	Porovnání jednotlivých variant.....	101
13	Závěr.....	102
14	Literatura.....	103



## 1 Úvod

Moderní dobu 21. století si už jen těžko lze představit bez elektrické energie. Spotřeba energie neustále stoupá, stejně jako závislost společnosti na její pravidelné dodávce. Na světové produkci elektrické energie se nejvíce podílejí elektrárny na fosilní paliva, a protože tento zdroj není nevyčerpatelný, klade se velký důraz na výzkum a vývoj, který by zajistil co nejlepší využití těchto zdrojů, tedy větší tepelnou účinnost oběhu elektrárny. V neposlední řadě je zvýšení účinnosti výroby elektrické energie samozřejmě také zajímavě finančně zhodnoceno.

Mezi základní prvky tepelných elektráren patří parní turbíny. K největším tuzemským výrobcům parních turbín a příslušenství patří společnost **Doosan Škoda Power s.r.o.**, dále DSPW. Tato společnost mimo jiné disponuje i vlastní experimentální laboratoří, kde jednou z oblastí, které jsou zkoumány, je proudění páry, respektive v experimentálních podmínkách se mnohdy jedná o proudění vzduchu ve vybraných částech parní turbíny. Právě ve spolupráci se společností DSPW byla vypracována tato práce, která se zabývá experimentálním výzkumem proudění v modelu nízkotlakého výstupního tělesa pro nově vyvinutý poslední lopatkový stupeň s označením M8. Právě poslední (koncové) stupně parních turbín ovlivňují rozhodujícím způsobem velikost a účinnost turbíny, a tím samozřejmě i její cenu. Pro vysokou termodynamickou účinnost je tedy nutné se zabývat návrhem aerodynamiky posledního stupně, ale i s ním úzce svázaného difuzoru a výstupního hrdla. Pro navržené řešení je třeba provést řadu ověření a to nejen numerických, ale také experimentálních. Tento výzkum byl prováděn v již zmiňované experimentální laboratoři společnosti DSPW, a hlavním cílem bylo měření ztrátových součinitelů na modelu výstupního tělesa, které se skládá z difuzoru, výstupního hrdla a nástavby kondenzátoru. Využito při tom bylo nově zrekonstruovaného a zmodernizovaného aerodynamického tunelu na ofukování těles, dále TOT.

Úkolem výstupního tělesa, kromě převedení páry od koncového stupně turbíny do kondenzátoru, je zvýšit entalpický spád, a tedy i výkon stroje. K tomu je třeba minimalizovat ztráty na výstupu z lopatkové mříže posledního stupně, kde jsou nejvyšší rychlosti. Toho lze docílit nejen vhodným tvarováním difuzoru (pasivní řízení mezní vrstvy), ale také například vefukováním do mezní vrstvy (aktivní řízení mezní vrstvy) za účelem eliminace, popř. oddálení vzniku bodu odtržení mezní vrstvy. Další možností ovlivnění ztrát je umístění vhodně tvarovaných vestaveb do výstupního tělesa. Jelikož je výstupní těleso kondenzační turbíny přímo spojeno s kondenzátorem, kde je vůči atmosféře trvale udržován podtlak v řádech několika kPa absolutně, působí na něj velký vnější přetlak a různé výztuhy, v podobě žeber a trubkových mříží, jsou z konstrukčního hlediska prakticky nezbytné pro zvýšení pevnosti konstrukce. Vnitřní vestavby mají i vliv na zvýšení tuhosti konstrukce a snížení vibrací částí výstupního tělesa, způsobených dynamickým účinkem tekutiny. Kladným efektem těchto vnitřních prvků však může být zrovnoměrnění rychlostního pole na výstupu z tělesa. Je patrné, že návrhu vnitřních prvků výstupního tělesa je nutné věnovat značnou pozornost, a to především z hlediska určení jejich optimálního množství, tvarů, rozměrů a rozmístění. Sledování vlivu vefukování do mezní vrstvy a vlivu vhodně zvolených vestaveb a geometrických úprav na proudění ve výstupním tělese, bylo také předmětem předkládané práce. Cílem bylo samozřejmě nalézt variantu, která povede k minimalizaci energetických ztrát.

V této práci je stručně popsána teorie difuzorů a výstupních těles. Dále je nastíněno konstrukční řešení oběžných lopatek posledních stupňů, vyvíjených a také vyráběných ve společnosti DSPW. Zvláštní pozornost byla věnována variantě modulové lopatky M8

s příslušným výstupním tělesem, které je předmětem tohoto experimentálního výzkumu. Následuje popis měření, měřicího zařízení a vztahy pro vyhodnocení měřených hodnot. Pozornost je také věnována problematice určení nejistot měření. Je udělán stručný náhled do teorie nejistot a získané poznatky jsou aplikovány na konkrétní měřicí zařízení a jejich zapojení. U přímého měření je kladen důraz na určení zdrojů nejistot a stanovení postupu pro určení přístrojové nejistoty typu B. U nepřímého měření bylo cílem především sestavení rovnic pro výpočet citlivostních koeficientů. V rámci analýzy nejistot měření byla také navržena některá zlepšení měřicího řetězce. Pro vybrané měřené veličiny byla výsledná nejistota vypočtena a uvedena ve výsledcích. Zahrnuta samozřejmě byla i nejistota šumové složky signálu, tedy nejistota typu A. V závěrečné části práce jsou shrnuty získané výsledky z měření jednotlivých variant a je vybrána varianta s nejmenším ztrátovým součinitelem.

## 2 Teorie difuzorů

Geometrický difuzor neodmyslitelně patří k výstupním tělesům proudových strojů, a proto v této části bude problematika difuzorů stručně rozebrána. Cílem je objasnit funkci difuzorů, jejich využití v praxi a přiblížit fyzikální děje, probíhající při proudění pracovního média difuzorem. Kvalita dějů probíhajících v difuzoru, respektive ve výstupním tělese bude hodnocena na základě energetického ztrátového součinitele  $\zeta$ .

### 2.1 Difuzory v technických zařízeních

Obecně v difuzorech dochází k přeměně kinetické energie proudu na energii tlakovou. Dochází tedy ke zpomalování proudění a to může být využito různými způsoby. Typické využití efektu získání tlakové energie je patrné u turbokompresorů, kde průtočné kanály statorových i oběžných lopatek jsou tvarovány jako difuzor. Dalším příkladem použití jsou například ventily k regulaci průtoku, kde přivíráním regulační kuželky dochází ke značnému zrychlení proudícího média, které je následně v difuzorové části ventilu opět přeměněno na energii tlakovou. U většiny proudových strojů je funkce difuzorů spojena se snahou o minimalizaci energetických ztrát ve stroji. Jedná se především o tzv. ztráty výstupní rychlostí, kdy proudící medium opouští stroj s velkou kinetickou energií, která je dále již nevyužita a obvykle disipuje v teplo. Protože ze základních rovnic proudění platí, že tlakové ztráty jsou přímo úměrné dynamickému tlaku, v jehož vyjádření figuruje rychlost proudění v kvadrátu, je právě snížení rychlosti proudícího média pomocí difuzoru vhodným způsobem jak tyto ztráty snížit. Při použití difuzoru je ovšem nutné zohlednit přijatelné rozměry průtočného potrubí, které se při snižování rychlosti zvětšují.

### 2.2 Proudění v difuzoru

Difuzory lze rozdělit dle stavu proudění z hlediska Machova čísla na podzvukové a nadzvukové. Jejich konstrukce se výrazně liší, což lze pozorovat z tzv. Hugoniotova teorému (1), který popisuje závislost rychlosti proudícího média na průřezu kanálu. Tento teorém vychází ze základních rovnic zachování hmotnosti a hybnosti pro ustálené, nevazké, jednorozměrné proudění bez vnějších setrvačných sil [2].

$$\frac{dw}{w}(1 - Ma^2) + \frac{dS}{S} = 0 \quad (1)$$

Vychází-li se z předpokladu, že se jedná o difuzor a cílem je snížení rychlosti, tak v rovnici (1) bude  $dw < 0$ . Při podzvukovém proudění, tedy  $Ma < 1$ , je pak také součinn  $\frac{dw}{w}(1 - Ma^2) < 0$ , a protože součet členů na levé straně rovnice musí být nulový, musí být změna průřezu  $dS > 0$ . Odtud plyne, že při podzvukovém proudění se průtočný průřez difuzoru zvětšuje. Z aplikace stejné úvahy pro  $Ma > 1$ , pak naopak plyne, že průřez průtočného kanálu difuzoru se v nadzvukové oblasti zmenšuje. Následující text se dále věnuje pouze podzvukovým difuzorům, které jsou v technické praxi používány častěji a jsou také součástí výstupních hrdel parních turbín.

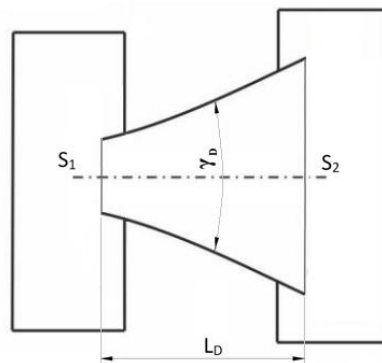
Proces difuzorové přeměny kinetické energie proudícího média na energii tlakovou, se samozřejmě neuskuteční beze ztrát. Cílem konstrukčního návrhu difuzoru je tyto ztráty

minimalizovat, což se nepochybně neobejde bez jisté znalosti z oblasti proudění a bez přehledu o vlivu jednotlivých parametrů na energetické ztráty. Asi největší měrou ovlivňuje ztráty difuzoru odtržení mezní vrstvy proudícího média. Nutnou, nikoliv však postačující podmínkou pro vznik a vývoj odtržení mezní vrstvy je kladný tlakový gradient ve směru proudění a vazkost. Důležité jsou ovšem i další vlivy jako je například drsnost, délka a tvar stěny, turbulence proudu apod. Podstatný vliv na vznik odtržení mezní vrstvy, a tedy na ztráty v difuzoru má:

### 1) Geometrie difuzoru

Geometrické difuzory obecně můžeme rozdělit dle příčného průřezu na rovinné, kuželové, čtvercové, obdélníkové nebo mezikruhové. Základními geometrickými parametry difuzoru jsou úhel rozevření  $\gamma_D$  a stupeň rozšíření difuzoru  $f$ . Stupeň rozšíření je definován jako poměr výstupní a vstupní plochy difuzoru, viz rovnice (2). Tyto parametry jednoznačně určují délku difuzoru, což je patrné z obr. 2-1.

$$f = \frac{S_2}{S_1} \quad (2)$$



Obr. 2-1: Základní geometrické parametry difuzoru

Zvětšující se úhel rozevření má vliv především na odtržení proudu od stěny difuzoru, čímž vzrůstají tzv. sekundární ztráty, popřípadě ztráty sekundárním prouděním. Tyto ztráty lze při zachovaném stupni rozšíření snížit prodloužením difuzoru, tedy zmenšením úhlu rozevření, čímž ale zase narůstají ztráty třením. Pro určení optimálního úhlu rozevření  $\gamma_{D\_opt}$  lze použít například vztah (3) od I.E. Idělčika, převzatého z publikace od M.E. Dejč [6]. Tento vztah platí při malých rychlostech pro difuzory s kruhovým průřezem. Optimální úhel rozevření  $\gamma_{D\_opt}$  by měl být takový, při kterém ještě nenastává odtržení proudu.

$$\gamma_{D\_opt} = 0,43 \cdot \left( \frac{\xi}{\varphi_H} \cdot \frac{f+1}{f-1} \right)^{0,445} \quad (3)$$

kde:

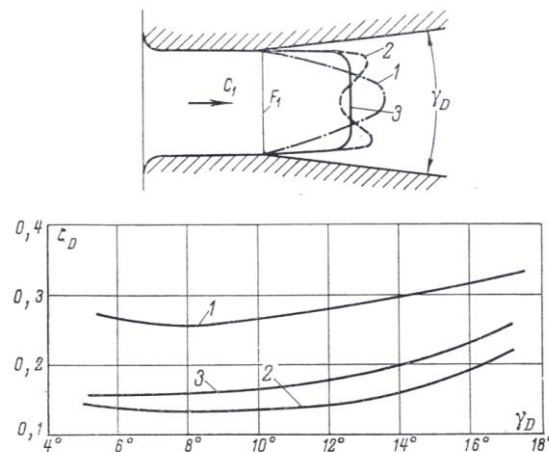
- $\varphi_H$  - součinitel stanovený experimentálně
- $\xi$  - součinitel odporu závislý na Reynoldsově čísle
- $f$  - stupeň rozšíření difuzoru

Určením optimálního úhlu rozevření se zabýval například K. S. Scillard. Provedené zkoušky na kuželových difuzorech s kruhovým průřezem ukazují, že optimální hodnota  $\gamma_{D\_opt}$  se pohybuje mezi 6 až 15° [6].

Poměr ploch difuzoru, tedy stupeň rozšíření je geometricky úzce svázán s úhlem rozevření. Bylo zjištěno, že pro určitou rychlost na vstupu, tlak v difuzoru stoupá jen do určitých mezí, když k největšímu nárůstu tlaku dochází na začátku difuzoru. Byl tedy zaveden pojem mezní hodnoty  $f_{mez}$ , což je hodnota stupně rozšíření  $f$ , do které ještě dochází ke zvýšení tlaku v difuzoru [6]. Při větším rozšíření již, vlivem ztrát, k dalšímu navyšování nedochází a takovéto použití by nebylo výhodné. V odborné literatuře lze opět najít různé výsledky výpočtů a měření, zabývající se vlivem stupně rozšíření pro různé úhly rozevření, avšak podrobnější studie této problematiky není cílem předkládaného textu.

## 2) Rychlostní pole na vstupu do difuzoru

Na odtržení proudu, a tedy i na ztráty v difuzoru, má vliv také tvar rychlostního profilu na vstupu. Na obr. 2-2 jsou zobrazeny tři různé rychlostní profily a jejich vliv na ztrátový součinitel v závislosti na úhlu rozevření difuzoru. Je vidět, že nejvýhodnější rozložení má profil 2, vyznačující se vyššími rychlostmi u stěn difuzoru než v jeho středu. Právě toto rozložení rychlosti lze pozorovat na vstupu do difuzoru výstupního tělesa parní turbíny, kdy zvýšení axiální rychlosti u špičky lopatky posledního stupně, bylo potvrzeno řadou experimentů a je způsobeno únikem páry radiální vůlí mezi špičkou lopatky a tělesem turbíny [7]. Protože se ukázalo, že vhodně nastavené paprsky proudící páry (pracovního media) pozitivně ovlivňují funkci difuzoru, je v dnešní době snaha využít odsávané parovodní směsi dutými rozváděcími lopatkami ke zvýšení kinetické energie v oblasti mezní vrstvy vznikající na obtékané ploše deflektoru.



Obr. 2-2: Vliv rozložení rychlostního pole na ztrátový součinitel difuzoru [6]

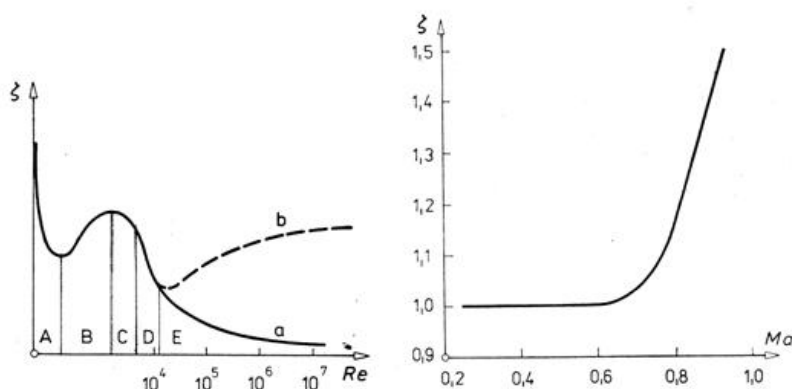
## 3) Vliv Reynoldsova a Machova čísla na vstupu do difuzoru

Na základě rozboru dostupných publikací, teoretických výpočtů a experimentů lze ukázat, že energetické ztráty v difuzorech jsou úzce svázány s Reynoldsovo číslem a platí, že s jeho zvyšováním ztráty klesají. Zvyšování Reynoldsova čísla snižuje nebezpečí odtržení mezní vrstvy, čímž roste optimální rozevření difuzoru  $\gamma_{D\_opt}$  [6]. Na obr. 2-3 vlevo je schematicky znázorněn průběh ztrátového součinitele v závislosti na Reynoldsově čísle. Tento diagram  $\zeta = f(\text{Re})$  byl sestaven z výsledků mnoha autorů, např. V. Kmoníček nebo M. E. Dejč. Diagram je převzat z publikace od M. Hibš [11]. Z diagramu je patrný nemonotónní průběh

ztrátového součinitele v rozsahu malých hodnot Reynoldsova čísla a dále přechod do automodelové oblasti, kdy již ztráty nejsou závislé na Reynoldsově čísle. Křivka průběhu ztrátového součinitele je rozdělena do několika oblastí označených písmeny A až E. Je patrné, že do určité hodnoty  $Re$ , ztrátový součinitel klesá (oblast A). Při dále se zvětšujícím  $Re$  postupně dochází k odtrhávání laminární mezní vrstvy a ztrátový součinitel začíná narůstat (oblast B). Později dochází ke stabilizaci proudění a vývinu stabilnější turbulentní mezní vrstvy, která je méně náchylná k odtržení a to se projeví opětovným snižováním ztrát (oblast C-D). Pokud se turbulentní mezní vrstva udrží přilehlá ke stěnám difuzoru i při dalším zvyšování  $Re$ , ztrátový součinitel klesá a jeho průběh je naznačen křivkou a. V případě, že by došlo k dalšímu odtržení mezní vrstvy, což může být způsobeno například velkým úhlem rozevření difuzoru, ztrátový součinitel se opět začne zvyšovat, jak je naznačeno čárkovanou čarou b.

U průběhu změny ztrát vlivem Machova čísla, lze pozorovat zhruba opačný průběh. Ten je znázorněn na obr. 2-3 vpravo. Zajímavé je především určení hodnoty  $Ma$ , od které se na velikosti ztrát již výrazně projevuje stlačitelnost proudícího media. Z přiloženého průběhu lze udělat závěr, že s rostoucím Machovým číslem se ztráty v difuzoru zvětšují, a je patrné, že se stlačitelností media je nutné počítat přibližně od  $Ma = 0,7$ , kdy ztráty začínají výrazně narůstat. Podle zvyklostí ve společnosti DSPW se ovšem vliv stlačitelnosti zanedbává pouze do  $Ma = 0,4$ , což je podmíněno různými experimenty, jako je uvedeno například v [7].

Tento vliv Machova čísla se výrazně projeví při sestavování rovnic pro vyhodnocení energetických ztrát, které jsou rozebrány v následující kapitole. Jelikož při ofukování modelu výstupního hrdla během experimentálního měření, popisovaného v této práci, je na vstupu do difuzoru dosahováno Machova čísla maximálně do  $Ma = 0,1$ , je možné proudící medium dále uvažovat jako nestlačitelné, tedy s  $\rho = konst.$



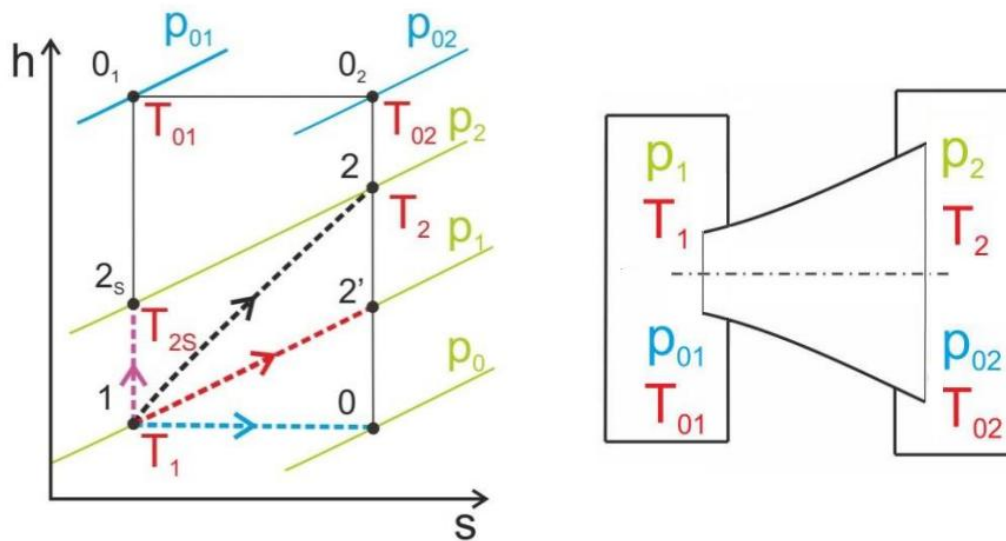
Obr. 2-3: Vliv Reynoldsova a Machova čísla na ztrátový součinitel difuzoru [11]

## 2.3 Energetické ztráty v difuzoru

Jedním ze způsobů jak matematicky vyjádřit ztráty proudového stroje, je jejich vyjádření na základě tepelného diagramu  $h-s$ . Tento způsob vyjádření zahrnuje většinu dějů při proudění a získané hodnoty tak poměrně dobře odrážejí realitu a jsou vhodné především pro hodnocení výsledků experimentálního měření nebo numerických výpočtů [3].

Na obr. 2-4 vpravo je schéma obecného geometrického difuzoru s parametry proudícího media na jeho vstupu a výstupu a na diagramu vlevo jsou schematicky naznačeny čtyři režimy práce, které teoreticky mohou v tomto podzvukovém difuzoru nastat. Lze tak získat základní

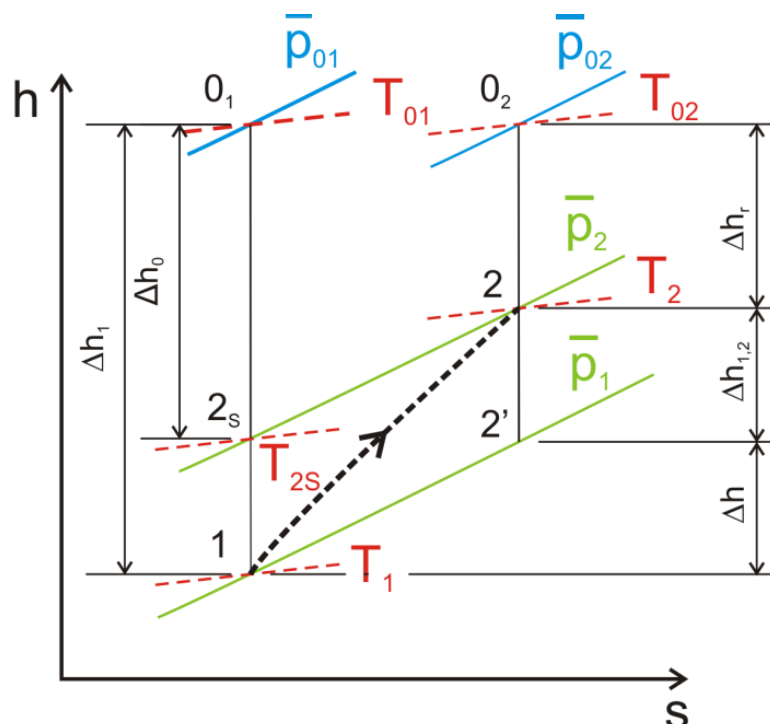
představu o změně energie a ztrátách, ke kterým při proudění difuzorem dochází. Tyto režimy jsou níže popsány. Předpokladem je adiabatický proces, tedy nedochází ke sdílení tepla.



Obr. 2-4: Možné režimy práce v podzvukovém difuzoru znázorněné v h-s diagramu [9]

- Případ znázorněný fialovou úsečkou 1-2s je čistě teoretický a značí ideální případ přeměny kinetické energie média v energii tlakovou. Proces zvýšení tlaku z hodnoty  $p_1$  na tlak  $p_2$ , tak probíhá za konstantní entropie. Nedochází tedy k disipaci energie proudícího média a ztráty jsou nulové.
- Zatímco první uvedený případ je žádoucí a přiblížení se k tomuto průběhu je cílem každého konstruktéra zabývajícího se konstrukcí difuzorů, druhý uvedený režim znázorněný modrou úsečkou 1-0, je režimem naopak naprosto nežádoucím. Tento případ v podstatě značí expanzi proudícího média a snížení statického tlaku pod původní úroveň  $p_1$ , která byla na vstupu do difuzoru. Při tomto režimu dochází k výraznému nárůstu ztrát.
- Průběh znázorněný červenou úsečkou 1-2' popisuje situaci, kdy nejen že nedochází ke kompresi média, ale vzniklé ztráty jsou právě takové, že teplo vzniklé disipací energie, pokryje i případnou expanzi plynu. Jedná se tedy o izobarický průběh a statický tlak před i za difuzorem je stejný.
- Obecný případ průběhu změny tlaku v difuzoru je znázorněn černou úsečkou 1-2. Zde se kinetická energie částečně mění v energii tlakovou a část energie disipuje v teplo. Dochází tedy ke vzniku ztrát a entropie ve směru proudění roste.

Průběh proudění pracovního média difuzorem mezi body 1-2, doplněn o příslušné entalpické spády je znázorněn na obr. 2-5. Rozebráním energetické bilance tohoto procesu se lze dopracovat k vyjádření ztrátového součinitele difuzoru.



Obr. 2-5: Znázornění proudění media difuzorem v h-s diagramu [10]

Parametry media vstupujícího do difuzoru jsou zde označeny bodem 1. Bod  $0_1$  zde představuje tzv. stagnační stav, tedy celkový stav izoentropicky zabrzděného proudu na vstupu do difuzoru. Vzdálenost mezi těmito body znázorňuje entalpický spád  $\Delta h_0$ , úměrný celkové kinetické energii vstupního proudu, která je rovna hodnotě  $w_1^2/2$ . Statický stav na výstupu z difuzoru, po kompresi media, určuje bod 2. Stagnační stav výstupního proudu je označen jako  $0_2$  a entalpický spád  $\Delta h_r$  je zde úměrný energii výstupní rychlosti  $w_2^2/2$ . V případech, kdy se tato rychlost proudu nedá již dále využít, je tato kinetická energie na výstupu považována za ztrátu. V takovémto případě se ztrátový součinitel difuzoru běžně vyjadřuje vztahem (4).

$$\zeta_D = \frac{\Delta h_0}{\Delta h_1} = \frac{\Delta h + \Delta h_r}{\Delta h_1} = \zeta + \zeta_r \quad (4)$$

kde:

- $\Delta h_0$  - entalpický spád úměrný využití energii
- $\Delta h_1$  - entalpický spád úměrný celkové vstupní energii
- $\Delta h$  - entalpický spád úměrný zmařené energii ve výstupním hrdle
- $\Delta h_r$  - entalpický spád úměrný měrné energii výstupní ztrátové rychlosti
- $\zeta$  - součinitel vnitřních ztrát celkové energie
- $\zeta_r$  - součinitel ztrát výstupní rychlosti

Rozepsáním vztahu (4) na entalpie příslušející danému bodu z obr. 2-5, se dostane rovnice (5). Dosadí-li se do tohoto vztahu upravená rovnice prvního zákona termodynamiky, rovnice



(6), výsledkem je vztah ztrátového součinitele difuzoru, který je vyjádřen pouze celkovými a statickými, respektive dynamickými tlaky pracovního média v bodě 1 a 2, viz rovnice (7).

$$\zeta_D = \frac{h_{01} - h_{2s}}{h_{01} - h_1} \quad (5)$$

$$dq = 0 = dh + da_i = dh - v dp \quad (6)$$

$$dh = v dp$$

$$dh = \frac{dp}{\rho}$$

Pro nestlačitelnou tekutinu  $\rho = konst$

$$\zeta_D = \frac{h_{01} - h_{2s}}{h_{01} - h_1} = \frac{\frac{p_{01} - p_2}{\rho}}{\frac{p_{01} - p_1}{\rho}} = \frac{p_{01} - p_2}{p_{01} - p_1}$$
$$\zeta_D = \frac{p_{01} - p_2}{p_{d1}} \quad (7)$$

kde:

- $p_{01}$  - hodnota celkového tlaku v bodě 1
- $p_2$  - hodnota statického tlaku na výstupu z difuzoru, bod 2
- $p_{d1}$  - hodnota dynamického tlaku v bodě 1

Vztah (7) je v této práci používán pro vyhodnocení ztrátového součinitele a to především z důvodu jeho výhodné formy pro sběr dat během experimentálního měření, kdy je možné experimentální zařízení osadit běžně dostupnými tlakovými převodníky.

V souvislosti se ztrátovým součinitelem difuzoru je vhodné se zmínit ještě o jednom důležitém charakterizujícím parametru, kterým je tlakový součinitel  $c_p$ , definovaný vztahem (8).

$$c_p = \frac{p_2 - p_1}{p_{d1}} \quad (8)$$

kde:

- $p_1$  - hodnota statického tlaku na vstupu do difuzoru, bod 1

Tlakový součinitel  $c_p$  je ukazatelem schopnosti difuzoru přeměnit dynamický tlak vstupujícího proudu na tlakovou energii. Ideální hodnota  $c_p = 1$  by tak ukazovala, že byla využita veškerá energie vstupujícího proudu. Nicméně takový difuzor by si v praxi vyžadoval i při nulových třecích ztrátách neobyčejnou délku [11]. Vzájemný vztah mezi tlakovým a ztrátovým součinitelem difuzoru je vyjádřen rovnicí (9).

$$\zeta_D = \frac{p_{01} - p_2}{p_{d1}} = 1 - \frac{p_2 - p_1}{p_{d1}} = 1 - c_p \quad (9)$$

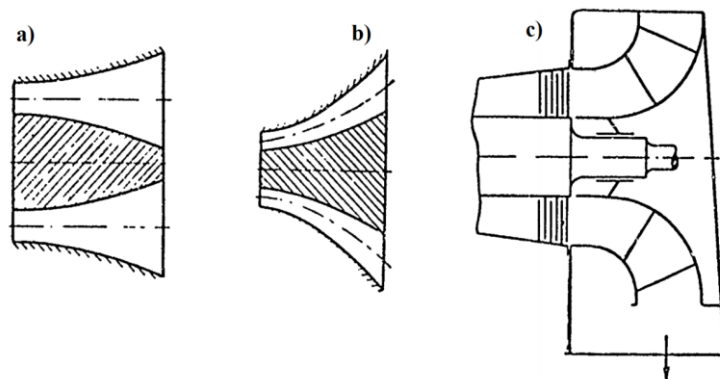
### 3 Výstupní tělesa proudových strojů

Z pohledu účinnosti celého proudového stroje je důležité studovat nejen samotnou průtočnou část stroje, ale také vliv výstupního tělesa. Ačkoliv jsou výstupní tělesa ve srovnání s průtočnou částí konstrukčně podstatně jednodušší, mohou významným způsobem ovlivnit účinnost celého soustrojí. Základní funkcí a přínosem výstupních těles proudových strojů je nejen odvod média ze stroje do okolí nebo navazujícího zařízení ale také úspora energie. Aby výstupní těleso dokázalo energii ušetřit, musí být navrženo tak, aby fungovalo jako správně navržený difuzor, tedy musí docházet k přeměně kinetické energie proudu na energii tlakovou a to ideálně při co nejmenších ztrátách, viz kapitola 2.3. Při návrhu výstupního tělesa proudových lopatkových strojů je třeba brát v úvahu obecné požadavky dané potřebou dosažení odpovídající účinnosti a spolehlivosti stroje. Konstrukční návrh výstupního tělesa by podle [4] měl zajistit:

- a) vyvedení pracovního média z proudového stroje v navrženém směru s minimálními aerodynamickými ztrátami,
- b) rovnoměrné tlakové pole za posledním stupněm lopatkového stroje,
- c) rovnoměrné rychlostní pole na výstupu z tělesa,
- d) ve všech režimech stacionární, stabilní proudění pracovního média,
- e) vysokou tuhost výstupního tělesa,
- f) přijatelné rozměry.

Dosažení výše uvedených požadavků mimo jiné také závisí na navržení posledního stupně lopatkového stroje. Zásadní je především způsob zvládnutí problému vibrací lopatek posledního stupně, což proudění výstupním tělesem může samozřejmě výrazně ovlivňovat. Obecně je navržení výstupního tělesa, splňující všechny tyto požadavky, poměrně složitý problém, který je často nutné řešit přijetím kompromisních řešení.

Podle směru proudění pracovního média k ose rotace stroje se výstupní tělesa dělí na axiální, diagonální a radiální. Schéma jejich provedení lze vidět na obr. 3-1.



Obr. 3-1: Příklady provedení výstupních těles podle směru proudění [4]  
a) axiální výstup b) diagonální výstup c) radiální výstup

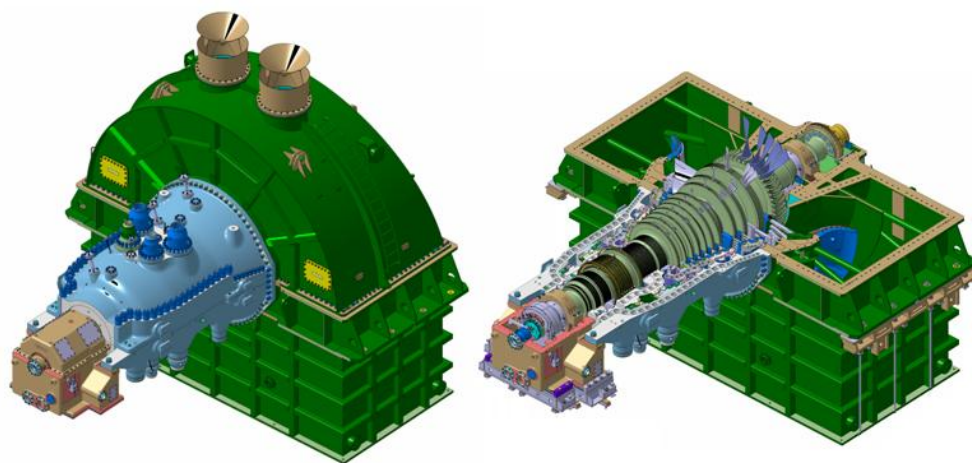
První dva způsoby provedení výstupního tělesa z obr. 3-1 jsou konstrukčně nejjednodušší a sestávají se z prstencového přímého nebo zakřiveného difuzoru, který zajišťuje symetrický výstup z proudového stroje. Je nasnadě, že takové provedení vývodu pracovního média ze stroje umožňuje vysoké využití tlakové energie. Provedení výstupního tělesa s radiálním výstupem se široce uplatňuje především u parních kondenzačních turbín, kde bývají často celkové axiální rozměry omezeny. Otočení proudu o  $90^\circ$  vůči ose zařízení, tak umožňuje umístění kondenzátoru na podlaží pod turbínou, což výrazně zmenšuje nutnou velikost strojovny. Použití axiálně-radiálního výstupního tělesa, také umožňuje zmenšit vzdálenost ložisek stroje, čímž se dají výrazným způsobem ovlivnit kritické otáčky rotoru turbíny. Účinnost těchto výstupních těles je v porovnání s ostatními poněkud menší, ale i přesto lze při správném výběru geometrických parametrů teoreticky dosáhnout přeměny 60 až 65% kinetické výstupní energie proudu na energii tlakovou [4].

Tato práce se zabývá axiálně-radiálními výstupními tělesy parních kondenzačních turbín, proto další text bude věnován pouze jim.

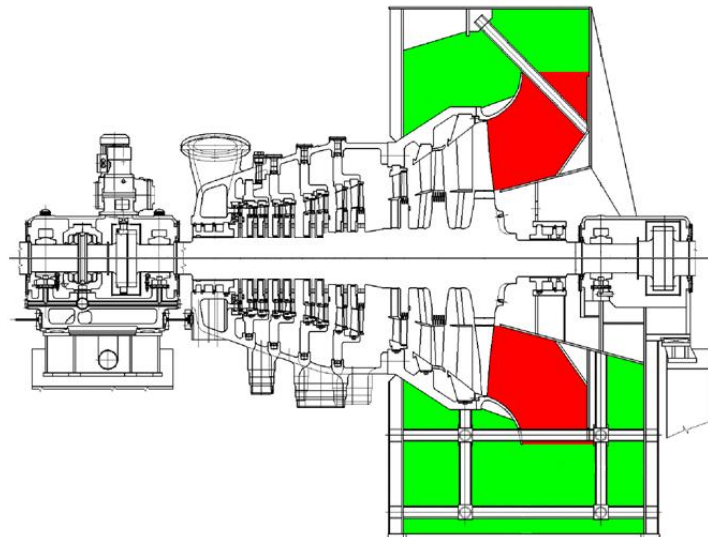
Výstupní tělesa parních turbín se podle počtu proudů dají rozdělit na jednoproudá a dvouproudá. Z tohoto pohledu, provedení výstupního tělesa odpovídá provedení nízkotlakého dílu turbíny. Dvouproudé uspořádání se zpravidla používá u turbín větších výkonů. Důvodem je především dosažení rozumných délek lopatek posledního stupně parní turbíny. Pro menší výkony, kde objemový průtok páry v nízkotlakém tělese není tak velký, se volí spíše jednoproudé provedení.

Na obr. 3-1 byly znázorněny teoretické tvary výstupních těles proudových strojů. Skutečná výstupní tělesa se zpravidla od těchto teoretických liší a to především z důvodu prostorového omezení. Konstrukční řešení výstupních těles parních turbín se také měnilo s postupným vývojem. Hlavním úkolem výstupních těles bylo vždy odvedení páry z posledního stupně turbíny do kondenzátoru. Na tvarování difuzoru a zvyšování účinnosti celého soustrojí nebyl dříve brán takový zřetel a tak lze najít výstupní tělesa bez deflektoru, případně s postupem času s deflektorem kuželovým. Při stále rostoucích požadavcích na účinnost se začaly konstruovat tvarované deflektory, které jsou používány do dnešní doby.

Na obr. 3-2 a obr. 3-3 jsou pro představu znázorněny typické příklady provedení výstupního tělesa s tvarovaným deflektorem pro jednoproudou parní turbínu. Tímto způsobem tvarovaný axiálně-radiální difuzor je dnes běžně používaný způsob zvyšování účinnosti výstupních těles parních turbín.



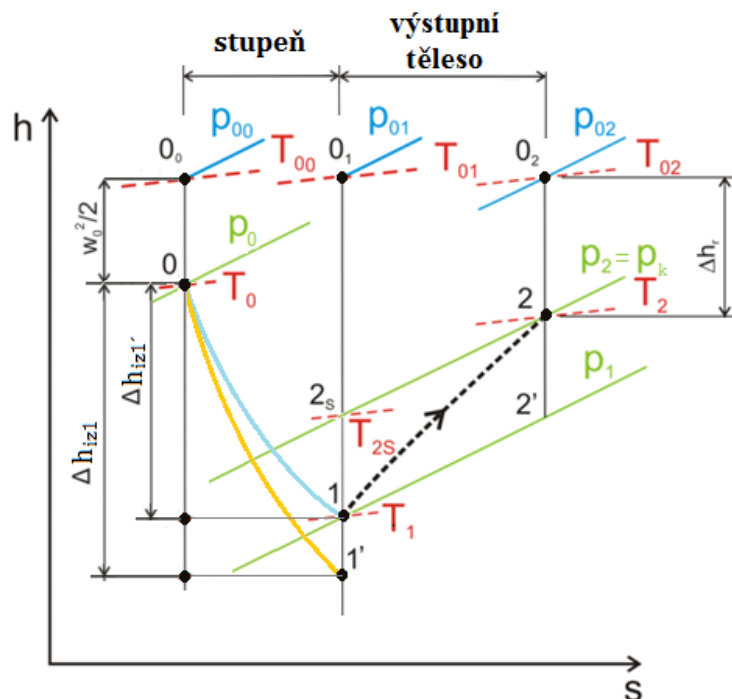
Obr. 3-2: Model výstupního tělesa jednoproudé parní turbíny s tvarovaným deflektorem [1]



Obr. 3-3: Řez jednoproudou parní turbínou a výstupním tělesem [1]

### 3.1 Energetické ztráty výstupního tělesa

Proces přeměny kinetické energie proudu na energii tlakovou v geometrickém difuzoru byl rozebrán v kap. 2.3 a znázorněn v h-s diagramu na obr. 2-5. Dále také již bylo zmíněno, že pro správnou funkci výstupního tělesa je nutné, aby bylo navrženo a fungovalo jako difuzor. Bude-li se tedy uvažovat celé výstupní těleso jako specifický typ difuzoru, může se fyzikální proces odehrávající se ve výstupním tělese znázornit v h-s diagramu způsobem jako na obr. 3-4. Jedná se samozřejmě o ilustrativní obrázek, takže zakreslené průběhy nemusí přesně odpovídat skutečnému stavu. Nicméně je zde názorně ukázán termodynamický děj odehrávající se mezi vstupem do poslední stupně parní turbíny a ústím do kondenzátoru.



Obr. 3-4: Termodynamický děj odehrávající se ve výstupním tělese

Zelené izobary na diagramu odpovídají statickým tlakům v příslušném místě. Bod  $0_0$  zobrazuje stagnační stav před posledním lopatkovým stupněm. Vstup do posledního stupně je označen bodem 0 a energie proudu odpovídá kinetické energii  $\frac{w_0^2}{2}$ . Modrá křivka 0-1 znázorňuje expanzi páry v posledním stupni, které odpovídá izoentropický spád  $\Delta h_{iz1}$ . Po vstupu páry do výstupního tělesa (difuzoru) dochází ke kompresi a tlakovému nárůstu, viz křivka 1-2. Pro případ kondenzační turbíny je koncový tlak  $p_2$  roven tlaku v kondenzátoru  $p_k$ , který je dán teplotou chladicí vody a udržován vývěvami. Stagnační bod v kondenzátoru odpovídá stavu  $0_2$ . Z diagramu je patrné že čím větší je zvýšení tlaku ve výstupním tělese, tím se dosáhne nižšího statického tlaku za posledním stupněm a většího entalpického spádu v turbíně. Zvýšení entalpického spádu na  $\Delta h_{iz1}'$ , tedy snížení ztrát vlastního výstupního tělesa, je naznačeno žlutou expanzní čarou 0-1'.

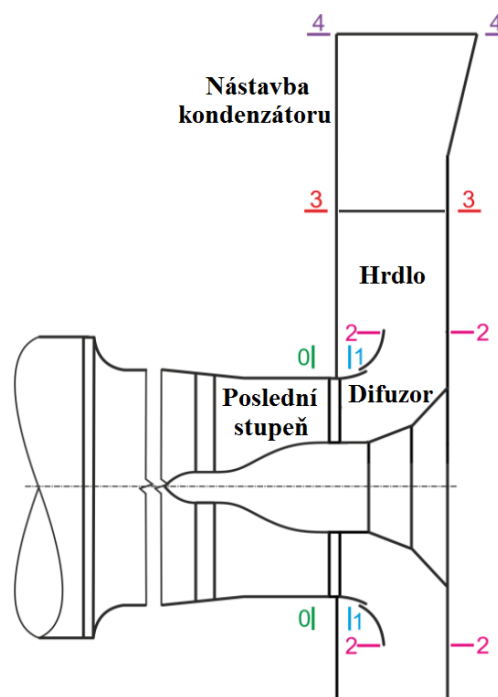
V kapitole 2.3 byl odvozen vztah (7) pro ztrátový součinitel difuzoru.

$$\zeta_D = \frac{P_{01} - P_2}{P_{d1}} \quad (7)$$

Označí-li se pro případ celého výstupního tělesa ztrátový součinitel  $\zeta_c$ , je žádoucí aby  $\zeta_c < 1$ . V případě že ztrátový součinitel  $\zeta_c > 1$ , je  $p_1 > p_k$ . Je-li  $\zeta_c = 1$ , znamená to, že tlakový zisk se rovná vzniklým ztrátám a  $p_1 = p_2 = p_k$ . Výstupní těleso se dá rozdělit do několika charakteristických částí: vlastní difuzor, hrdlo a nástavba kondenzátoru.

Jednotlivé části jsou naznačeny na obr. 3-5. Na obrázku jsou číselně znázorněny roviny oddělující tyto jednotlivé části, pro úplnost je zobrazena i rovina 0 představující vstup do posledního lopatkového stupně turbíny. Rovina 1 pak znázorňuje vstup do vlastního difuzoru výstupního tělesa. I když pro posouzení aerodynamického účinku výstupního tělesa je nejdůležitější celkový ztrátový součinitel  $\zeta_c$ , je vhodné stanovit i dílčí ztrátové součinitele odpovídající jednotlivým částem výstupního tělesa, to umožňuje posoudit funkci jednotlivých partií výstupního traktu. Dílčí ztrátové součinitele budou označovány jako:

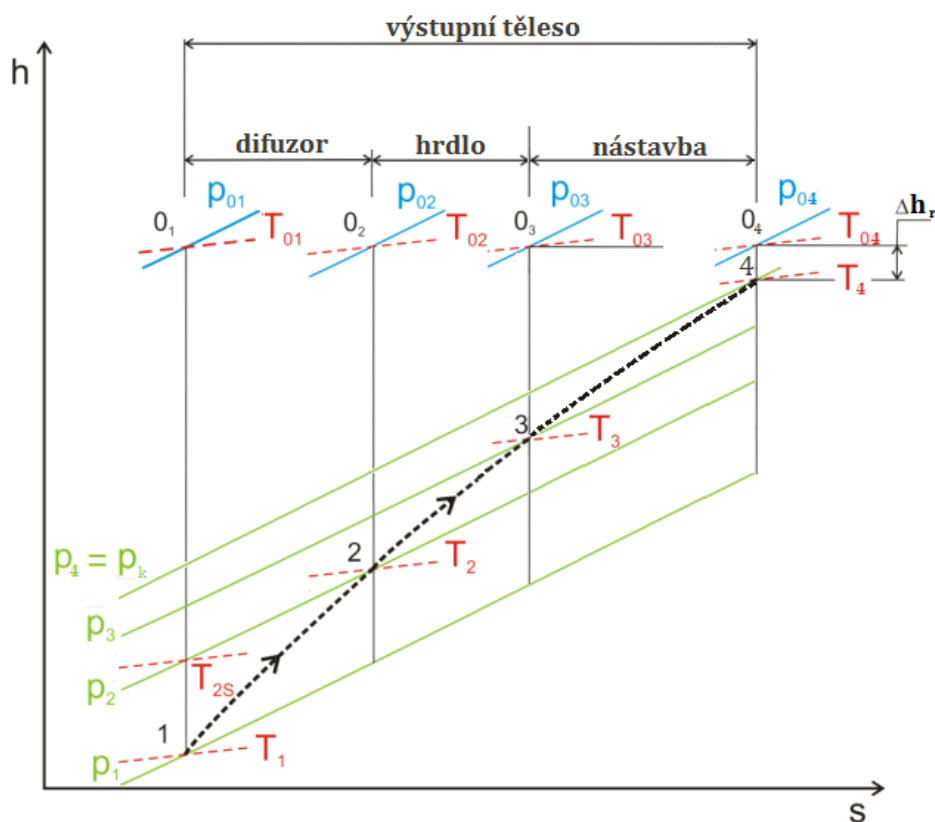
- $\zeta_D$  - ztrátový součinitel difuzoru
- $\zeta_H$  - ztrátový součinitel difuzoru a hrdla
- $\zeta_N$  - ztrátový součinitel difuzoru, hrdla a nástavby,  $\zeta_N = \zeta_c$



Obr. 3-5: Jednotlivé části výstupního tělesa [5]

Rozdělení komprese ve výstupním tělese na jednotlivé části je schematicky znázorněno na obr. 3-6. Jedná se o h-s diagram, kde je zakreslena komprese pracovního média z tlaku  $p_1$  za posledním lopatkovým stupněm na koncový tlak  $p_4$ , který je dán tlakem v kondenzátoru  $p_k$ . Izobary  $p_2$  a  $p_3$  pak odpovídají tlakům na výstupu z difuzoru respektive z hrdla

výstupního tělesa. Značení jednotlivých bodů v charakteristických částech výstupního tělesa odpovídá označení rovin na předchozím obr. 3-5. Stejně označení bude používáno i při samotném měření na výstupním tělese pro poslední lopatkový stupeň M8.



Obr. 3-6: Proudění media celým výstupním tělesem rozděleného na jednotlivé části

Pro vyjádření dílčích ztrát výstupního tělesa se využije vztahu (7), kdy jeho úpravou pro jednotlivé části a při použití označení z obr. 3-6 jsou získány vztahy (10) až (12). Pro přehlednost jsou zde zavedené indexy snáže rozlišující celkové, statické a dynamické tlaky v příslušných rovinách.

$$\zeta_D = \frac{P_{c0_1} - P_{s2}}{P_{d1}} \quad (10)$$

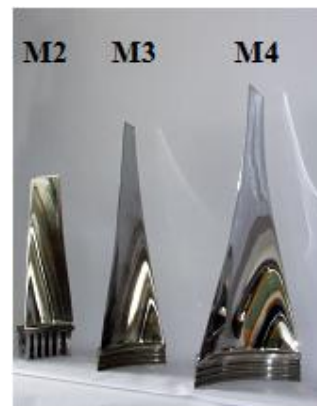
$$\zeta_H = \frac{P_{c0_1} - P_{s3}}{P_{d1}} \quad (11)$$

$$\zeta_N = \frac{P_{c0_1} - P_{s4}}{P_{d1}} \quad (12)$$

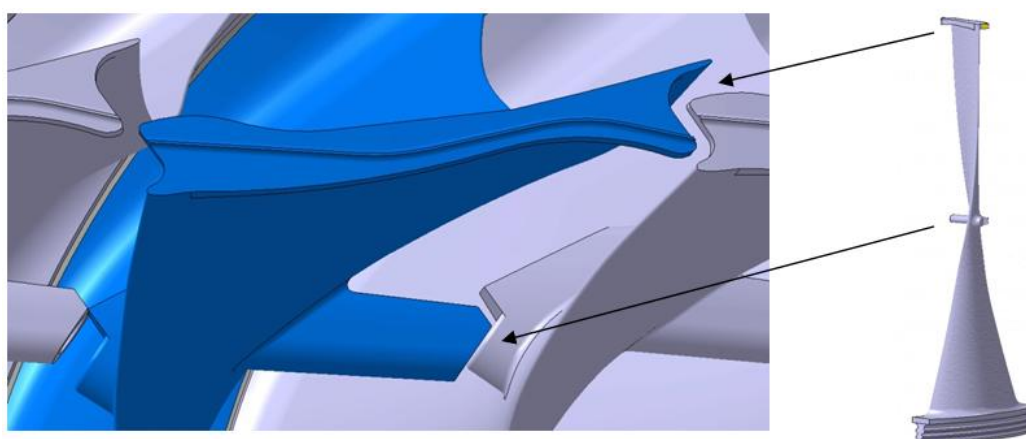
## 4 Oběžné lopatky posledních stupňů

Jak již bylo naznačeno v úvodu této práce, návrh koncového stupně parních turbín může mít výrazný vliv na velikost turbíny a její účinnost. Trendem dnešní doby je stále navyšování instalovaných výkonů a to ideálně při snižování finančních nákladů. To vede k vývoji stále delších lopatek, což s sebou především nese úkol, vypořádat se s často omezujícími mechanickými vlivy. Dosažení požadovaných mechanických vlastností oběžných lopatek, ovlivňuje celkový tvar listu lopatky a jejího závěsu.

Cílem návrhu je, aby pevnost lopatky, při zvoleném materiálu, vyhověla s požadovanou bezpečností a vydržela převažující namáhání od odstředivé síly a síly od výkonu. Na obr. 4-1 jsou zobrazeny tři příklady modulových lopatek posledního stupně používaných společností DSPW a označených jako modul M2 až M4. Tyto lopatky byly koncipovány jako tuhé, volně stojící, tedy bez tlumících vazeb listu lopatky. Tlumící vazby zde nebyly potřeba, protože tyto lopatky mají dostatečně vysoké vlastní frekvence a jejich dynamické odladění, tak nebylo obtížné. Nicméně na úkor toho je vysoká hmota lopatek a působící velké odstředivé síly. Proto při dalším vývoji lopatek posledního stupně, které jsou delší a štíhlejší, jsou použity tlumící vazby, které umožňují přeladit vlastní frekvence lopatky a je tak možné, navrhnout štíhlou lopatku společně se závěsem v rotoru s požadovanou bezpečností. Na obr. 4-2 je zobrazena modulová lopatka M7 o délce listu 48 palců, která byla použita například u posledního stupně parní turbíny v jaderné elektrárně Temelín o výkonu 1000 MW. Modulem M7 byl nahrazen předešlý modul M6, čímž se výkon zvedl na 1090 MW. Z obrázku je patrné provedení tlumících vazeb, které jsou instalovány s montážní vůlí a uzamykají se následně při najíždění stroje vlivem odstředivých sil. Tlumící vazby jsou zde dvě a sice integrální bandáž na špičce listu lopatky a výstupková vazba, tzv. tie-boss, umístěná zhruba v polovině délky listu lopatky. Upevnění lopatky v rotoru je řešeno stromečkovým závěsem provedeným v kruhovém oblouku. Toto provedení je u všech modulů M3 až M7. Pouze modulová lopatka M1 a M2 má vidličkový závěs.



Obr. 4-1: Volně oběžné lopatky posledního stupně [1]



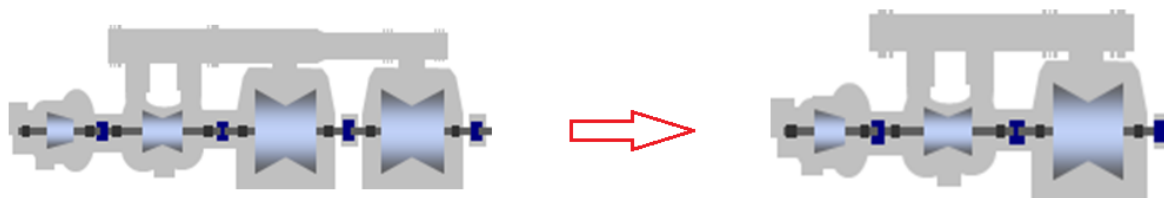
Obr. 4-2: Tlumící vazby listu lopatky [1]

Další nutnou úpravou lopatek posledních stupňů kondenzačních turbín je ochrana před erozními účinky. Pára na posledním stupni turbíny je již natolik mokrá, že kapičky vody, které se v páře vyskytují, způsobují výraznou erozi náběžné hrany. Nejběžnější je způsob

tzv. pasivní ochrany a to buďto navařením erozně odolného materiálu na náběžnou hranu lopatky nebo v případě kalitelného materiálu lopatek se proti erozi lze bránit zakalením náběžné hrany. Aktivním způsobem erozní ochrany oběžné lopatky je provedení duté rozváděcí lopatky s odsávacími štěrbinami. Ty kromě vodního filmu odsávají i malé množství páry, která může být odseparována a vefukována do difuzoru za posledním stupněm a zlepšovat tak práci celého systému, tvořeného posledním stupněm a difuzorem.

#### 4.1 Modulová lopatka M8

Lopatka modulu M8 byla vyvinuta v roce 2013 a jedná se prozatím o poslední a zároveň nejdelší typ oběžné lopatky posledního stupně vyvinuté v DSPW. Délka listu lopatky je 54 palců. Na oběžném kole posledního stupně je uvažováno s počtem 52 lopatek. Cílem vývoje lopatky, o takovýchto rozměrech, je snaha o ušetření nákladů při výrobě nízkotlakých dílů parních turbín a v neposlední řadě také ušetření půdorysné plochy ve strojovně. Na obr. 4-3 je vidět vliv výměny oběžných lopatek posledního stupně u parní turbíny 800 MW, kde jsou použity lopatky modulu M5 o délce listu 42 palců. Původní řešení se čtyřmi díly včetně 2 dvouproudých NT dílů je při použití lopatky M8 nahrazeno pouze třemi díly parní turbíny s jedním NT dílem.



Obr. 4-3: Úspora jednoho nízkotlakého dílu při použití oběžné lopatky M8 [1]

U lopatky M8 došlo oproti předchozím řadám k několika významným konstrukčním změnám. Asi nejvýraznější změnou je zvolený materiál, zatímco předešlé varianty lopatek M2 až M7 byly vyrobené z oceli, lopatka M8 je vyrobena z titanové slitiny. V porovnání s běžně používanými typy oceli je sice nevýhodou titanu jeho poměrně vysoká cena i horší mechanické vlastnosti, ovšem hlavním důvodem výběru titanového provedení byla jeho téměř poloviční měrná hmotnost a tak lopatka M8 má, při svých rozměrech, hmotnost jen zhruba 50 kg.

Konstrukční provedení titanové lopatky je vidět na obr. 4-4 kde je patrné nejen použití dvou tlumících vazeb na špičce a zhruba ve středu délky listu lopatky, ale především také závěs pro uchycení lopatky v rotoru turbíny. Klasický stromečkový závěs v kruhovém oblouku zde nahradila nově vyvinutá přímá stromečková nožka. Přímé provedení výrazně snižuje náklady při obrábění i montáži lopatky. Navíc u přímého provedení stromečkového závěsu, lze při jeho výrobě dosáhnout vyšších přesností.



Obr. 4-4: Titanová lopatka M8 [1]

Jako pasivní ochrana proti účinkům eroze je na náběžnou hranu lopatky nanášena speciálním laserovým svařováním vrstva erozně odolné slitiny titanu.



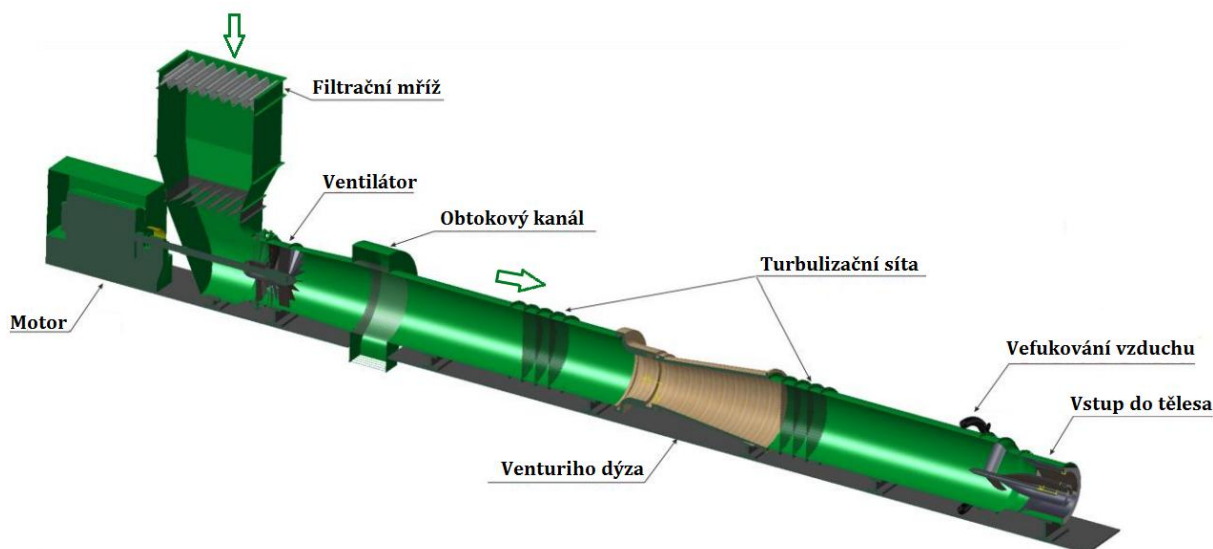
## 5 Uspořádání zkušebního zařízení

Zkušební zařízení se nachází v laboratoři experimentálního výzkumu proudění společnosti DSPW a skládá se z aerodynamického tunelu na ofukování těles, na jehož výstup je osazen zkoumaný model výstupního tělesa.

### 5.1 Aerodynamický tunel

Aerodynamický tunel je zařízení s otevřeným cyklem, které nasává ventilátorem vzduch z okolního prostředí a po jeho průchodu celou měřicí sekci je vyfukován zpět do atmosféry. Na obr. 5-1 je ukázán schematický řez modelem aerodynamického tunelu na ofukování těles. Tento aerodynamický tunel byl v posledních letech zrekonstruován, vybaven novým traversérem pneumatických sond a především osazen novým modelem výstupního tělesa pro modulovou lopatku M8.

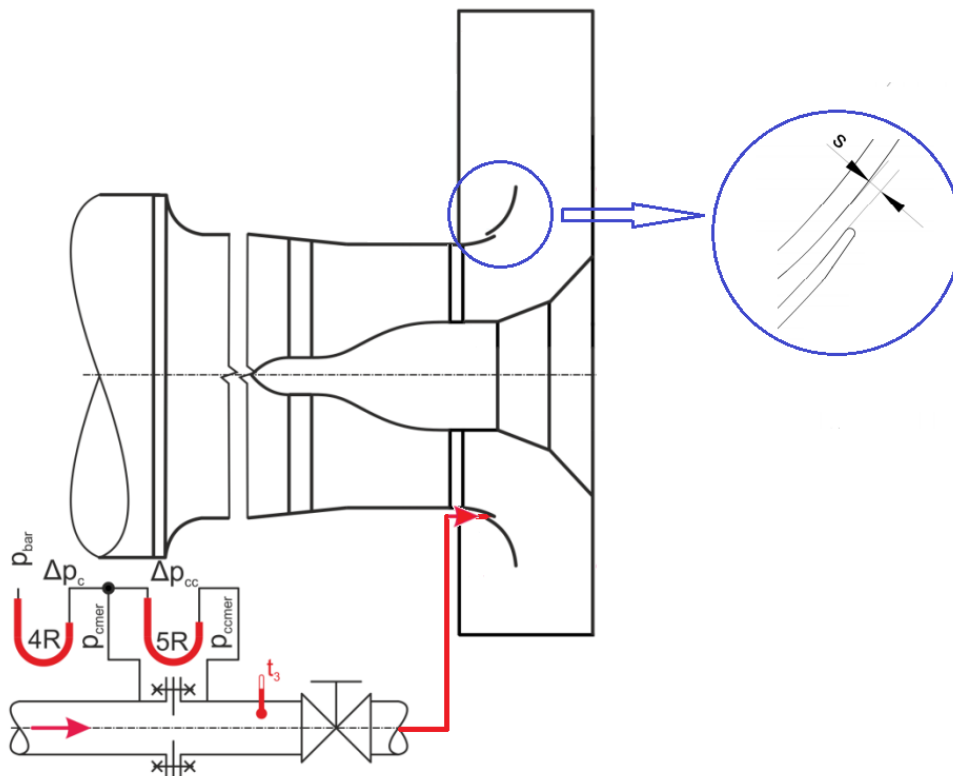
Mezi základní komponenty tunelu patří ventilátor typu ARD 1120-1, 90° z výrobního závodu ZVVZ Milevsko. Objemový průtok ventilátorem je  $20 \text{ m}^3 / \text{s}$  a maximální stlačení  $3000 \text{ Pa}$ . Ventilátor je poháněn motorem o výkonu 190 kW. Vzduch nasávaný přes skládané vzduchové filtry prochází přes obtokové klapky a sadou sít do Venturiho dýzy pro měření hmotnostního průtoku. Následuje další sada sít a poté už samotný měřicí prostor v podobě modelu výstupního tělesa. Před vstupem do modelu je ještě umístěná stacionární lopatková mříž, která napomáhá vývoji rychlostního profilu, částečně odpovídajícímu rychlostnímu profilu za posledním stupněm parní turbíny, pro kterou je zkoumaný model určen. Osazená lopatková mříž ovšem simuluje pouze axiální složku rychlosti, obvodové a radiální složky rychlosti modelovány nejsou. Ze CFD výpočtů proudění ve výstupním tělese se ukázalo, že vliv tangenciální složky na ztrátový součinitel výstupního tělesa je minimální. Proto se od zavedení této složky rychlosti do zkoumaného modelu upustilo, což zjednodušilo konstrukci lopatkové mříže. Naopak vliv radiální složky se ukázal jako velmi významný, bohužel simulace této rychlostní složky je v běžných aerodynamických tunelech technicky obtížně realizovatelná, respektive téměř nerealizovatelná.



Obr. 5-1: Schematický model aerodynamického tunelu [5]

### 5.1.1 Vefukování do mezní vrstvy deflektoru

Jednou z možností aerodynamického tunelu na ofukování modelu výstupního tělesa parní turbíny je vefukování vzduchu do mezní vrstvy deflektoru, což může mít výrazný vliv na ztrátový součinitel difuzoru. Na následujícím obr. 5-2 je schematicky znázorněna clonková trať, kterou lze řídit hmotnostní tok vefukovaného vzduchu ústíčího do obvodové šterbiny na deflektoru. Deflektor je dělený a lze tak posouvat kruhovou část deflektoru a tím měnit šířku šterbiny  $s$  v mezích od 0 do 5 mm. Na obrázku je znázorněno i příslušné měření tlaků před a za clonou, které slouží pro určení hmotnostního toku.



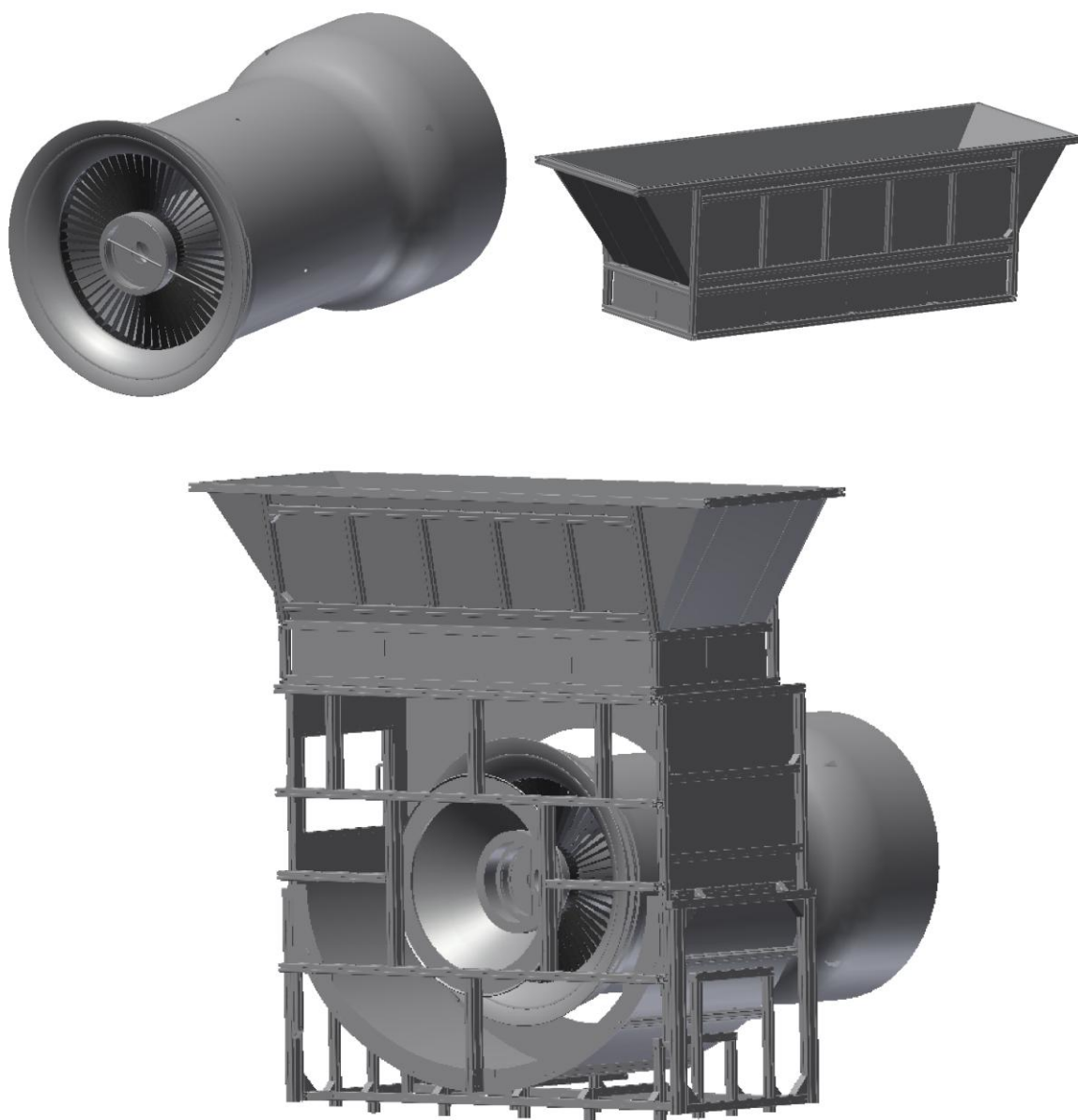
Obr. 5-2: Schéma clonkové vefukovací trati [5]

## 5.2 Model výstupního tělesa pro stupeň M8

Návrh nového typu výstupního tělesa je komplexním problémem a při jeho řešení je v dnešní době stále ve větší míře využívána numerická CFD simulace. Návrhem a následnou optimalizací výstupního tělesa pro stupeň M8 se externě pro DSPW zabýval TechSoft Engineering s.r.o. a Numeca International. Pro navržený tvar byly dále simulovány různé varianty proudění skrz výstupní těleso tak, jak tomu je při experimentálním měření.

Navržený model výstupního tělesa byl vyroben z plexiskla a kovového rámu a odpovídá zmenšenému výstupnímu traktu jednoho proudu dvouproudeho nízkotlakého dílu parní kondenzační turbíny. Tvar tělesa a jeho konstrukce je patrná z obr. 5-3. Na dolní části obrázku je znázorněné ustavení výstupního tělesa k výstupu aerodynamického tunelu tak, jak je tomu při měření. Detail výstupní části aerodynamického tunelu je pak v horní části obrázku a za povšimnutí stojí především provedení deflektoru a umístění prizmatické lopatkové mříže. Vidět je i traverzér s nosičem pneumatické sondy, kterou je traverzováno

v sondovací rovině za lopatkovou mříží. Vpravo nahoře na obrázku je pak zobrazena samotná nástavba kondenzátoru, která je z výstupního tělesa volně odnímatelná.



**Obr. 5-3: Model výstupního tělesa s nástavbou kondenzátoru [1]**

## 6 Popis měření

V této kapitole je uvedeno a popsáno schéma měření s podrobným popisem jednotlivých mařicích kanálů. Je uveden používaný hardware a způsob jeho zapojení. Poté následuje stručný popis dvou způsobů měření.

### 6.1 Schéma měření

Při plném zapojení měřicí aparatury je měřeno celkem 29 tlaků. Použity jsou přitom absolutní nebo diferenční tlakové převodníky Rosemount 2088 a 2 inteligentní tlakové převodníky NetScanner 9116, kdy jeden je stacionární, tedy stálou součástí měřicí základny a druhý je přenosný. Dále jsou měřeny dvě teploty proudícího media pomocí klasických odporových teploměrů Pt100. Teplota vzduchu vefukovaného do štěrbin deflektoru je měřena termočlánkem typu K. Přehled měřených teplot, tlaků a tlakových rozdílů a jejich přiřazení k jednotlivým měřicím kanálům je uveden v tab. 1. V tabulce je i stručný popis měřícího kanálu a předpokládaný maximální rozsah měřené veličiny. Označení tlakového měřícího kanálu je buďto písmenem R, pro tlaky měřené pomocí tlakového převodníku Rosemount nebo písmenem N, pro tlaky měřené NetScannerem. Tlakové kanály zapojené do přenosného NetScanneru jsou barevně odlišeny.

Měřená veličina	Označení kanálu	Popis měřené veličiny	Max. rozsah
$\Delta p_v = p_{vmer} - p_{bar}$	1R	Tlaková diference mezi vstupem do Venturiho dýzy a atmosférou	2 kPa
$\Delta p_{vv} = p_{vmer} - p_{vvmer}$	2R	Tlaková diference na Venturiho dýze	0,5 kPa
$p_{bar}$	3R	Barometrický tlak	110 kPa
$\Delta p_c = p_{cmer} - p_{bar}$	4R	Tlaková diference před clonou	700 kPa
$\Delta p_{cc} = p_{cmer} - p_{ccmer}$	5R	Tlaková diference na cloně	3 kPa
$\Delta p_{L0} = p_{L0mer} - p_{bar}$	1N	Tlaková diference na levém tlakovém odběru tříotvorové sondy	0,5 kPa
$\Delta p_{S0} = p_{S0mer} - p_{bar}$	2N	Tlaková diference na středním tlakovém odběru tříotvorové sondy	
$\Delta p_{P0} = p_{P0mer} - p_{bar}$	3N	Tlaková diference na pravém tlakovém odběru tříotvorové sondy	
$\Delta p_{s2eA} = p_{S2eAmer} - p_{bar}$	4N	Tlak na zadní stěně tělesa v bodě 2eA	
$\Delta p_{s2eB} = p_{S2eBmer} - p_{bar}$	5N	Tlak na zadní stěně tělesa v bodě 2eB	
$\Delta p_{s2eC} = p_{S2eCmer} - p_{bar}$	6N	Tlak na zadní stěně tělesa v bodě 2eC	
$\Delta p_{s2eD} = p_{S2eDmer} - p_{bar}$	7N	Tlak na zadní stěně tělesa v bodě 2eD	
$\Delta p_{s2iA} = p_{S2iAmer} - p_{bar}$	8N	Tlak na deflektoru v bodě 2iA	
$\Delta p_{s2iB} = p_{S2iBmer} - p_{bar}$	9N	Tlak na deflektoru v bodě 2iB	
$\Delta p_{s2iC} = p_{S2iCmer} - p_{bar}$	10N	Tlak na deflektoru v bodě 2iC	
$\Delta p_{s2iD} = p_{S2iDmer} - p_{bar}$	11N	Tlak na deflektoru v bodě 2iD	
$\Delta p_5 = p_{5mer} - p_{bar}$	12N	Tlaková diference na spodním tlakovém odběru pětiotvorové sondy	

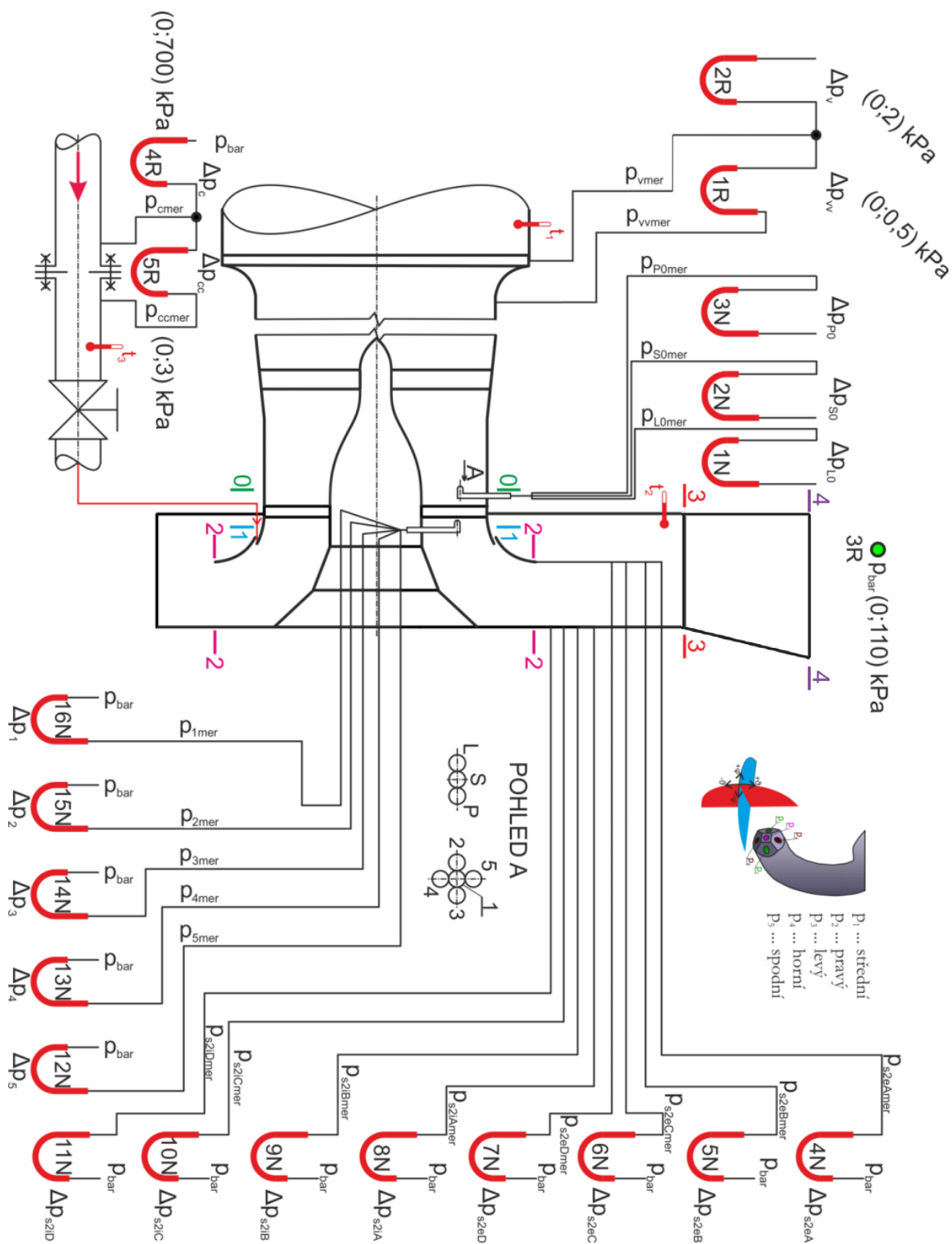
Měřená veličina	Označení kanálu	Popis měřené veličiny	Max. rozsah
$\Delta p_4 = p_{4mer} - p_{bar}$	13N	Tlaková diference na horním tlakovém odběru pětiotvorové sondy	0,5 kPa
$\Delta p_3 = p_{3mer} - p_{bar}$	14N	Tlaková diference na levém tlakovém odběru pětiotvorové sondy	
$\Delta p_2 = p_{2mer} - p_{bar}$	15N	Tlaková diference na pravém tlakovém odběru pětiotvorové sondy	
$\Delta p_1 = p_{1mer} - p_{bar}$	16N	Tlaková diference na středním tlakovém odběru pětiotvorové sondy	
$\Delta p_{T1} = p_{T1mer} - p_{bar}$	1N	Tlaková diference v bodě T1 - rovina 3	
$\Delta p_{T2} = p_{T2mer} - p_{bar}$	2N	Tlaková diference v bodě T2 - rovina 3	
$\Delta p_{T3} = p_{T3mer} - p_{bar}$	3N	Tlaková diference v bodě T3 - rovina 3	
$\Delta p_{T4} = p_{T4mer} - p_{bar}$	4N	Tlaková diference v bodě T4 - rovina 3	
$\Delta p_{T5} = p_{T5mer} - p_{bar}$	5N	Tlaková diference v bodě T5 - rovina 3	
$\Delta p_{T6} = p_{T6mer} - p_{bar}$	6N	Tlaková diference v bodě T6 - rovina 3	
$\Delta p_{T7} = p_{T7mer} - p_{bar}$	7N	Tlaková diference v bodě T7 - rovina 3	40 °C
$\Delta p_{T8} = p_{T8mer} - p_{bar}$	8N	Tlaková diference v bodě T8 - rovina 3	
$t_1$	Pt100	Teplota proudu před Venturiho dýzou	
$t_2$	Pt100	Teplota proudu na výstupu z tělesa	40 °C
$t_3$	TC	Teplota vefukování za clonou	

Tab. 1: Přehled měřených veličin

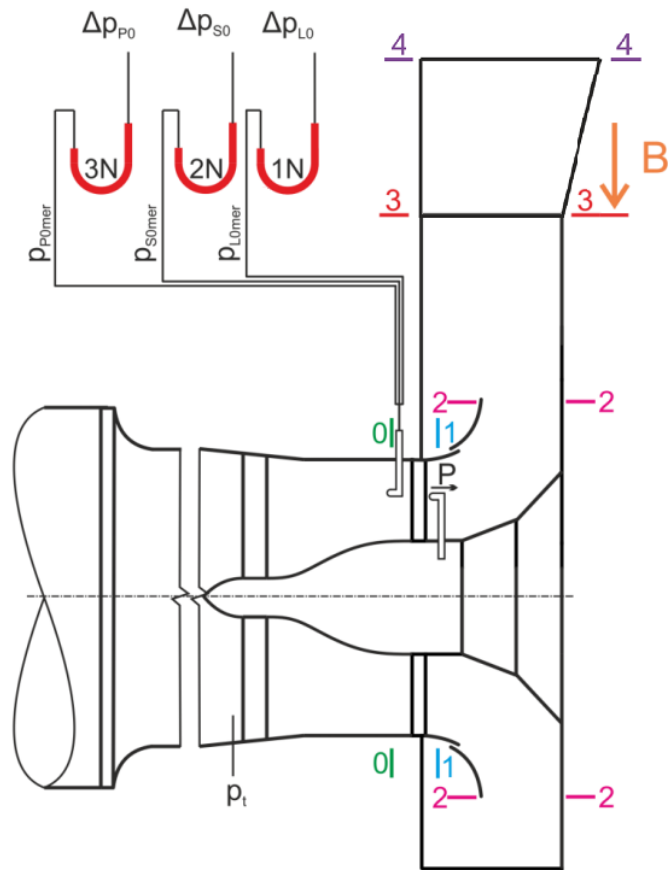
Následující dvojice obrázků, viz obr. 6-1 a obr. 6-2, zobrazuje schéma zapojení měřící aparatury, tak jak bylo popsáno v tab. 1. Na obrázcích je schematicky naznačen model výstupního tělesa s vyznačením měřících rovin respektive ploch 0 až 4, jak již bylo popisováno v kap. 3.1.

- Rovina 0 - určení tlaků a rychlostí před lopatkovou mříží pomocí tříotvorové sondy (tlaky 1N - 3N).
- Rovina 1 - určení tlaků a rychlostí za lopatkovou mříží pomocí pětiotvorové sondy (tlaky 12N - 16N).
- Rovina 2 - (Válcová plocha) určení tlaků na výstupu z axiálně-radiálního difuzoru pomocí osmi odběrů statického tlaku 4N - 11N.
- Rovina 3 - určení tlaků na výstupu z hrdla výstupního tělesa pomocí osmi odběrů statického tlaku T1 - T8.
- Rovina 4 - určení barometrického tlaku na výstupu z nastavby kondenzátoru (tlak 3R).

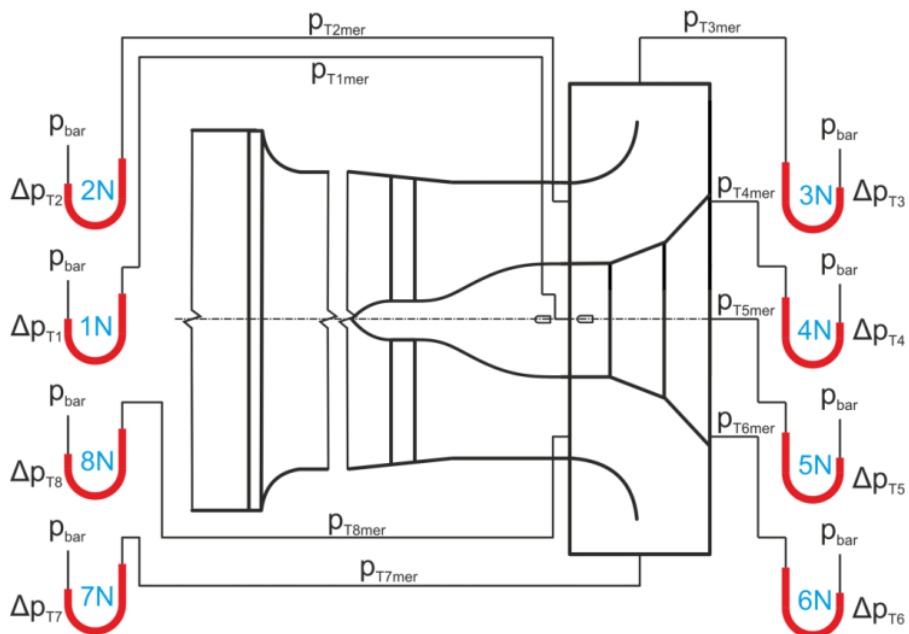
Při měření se všechny tlaky vztahují k barometrickému tlaku. Měření jednotlivých veličin příslušnou aparaturou je detailněji popsáno v kapitole 8, kde je kladen důraz i na určení nejistoty měření.



Obr. 6-1: Schéma zapojení měřicí aparatury [5]



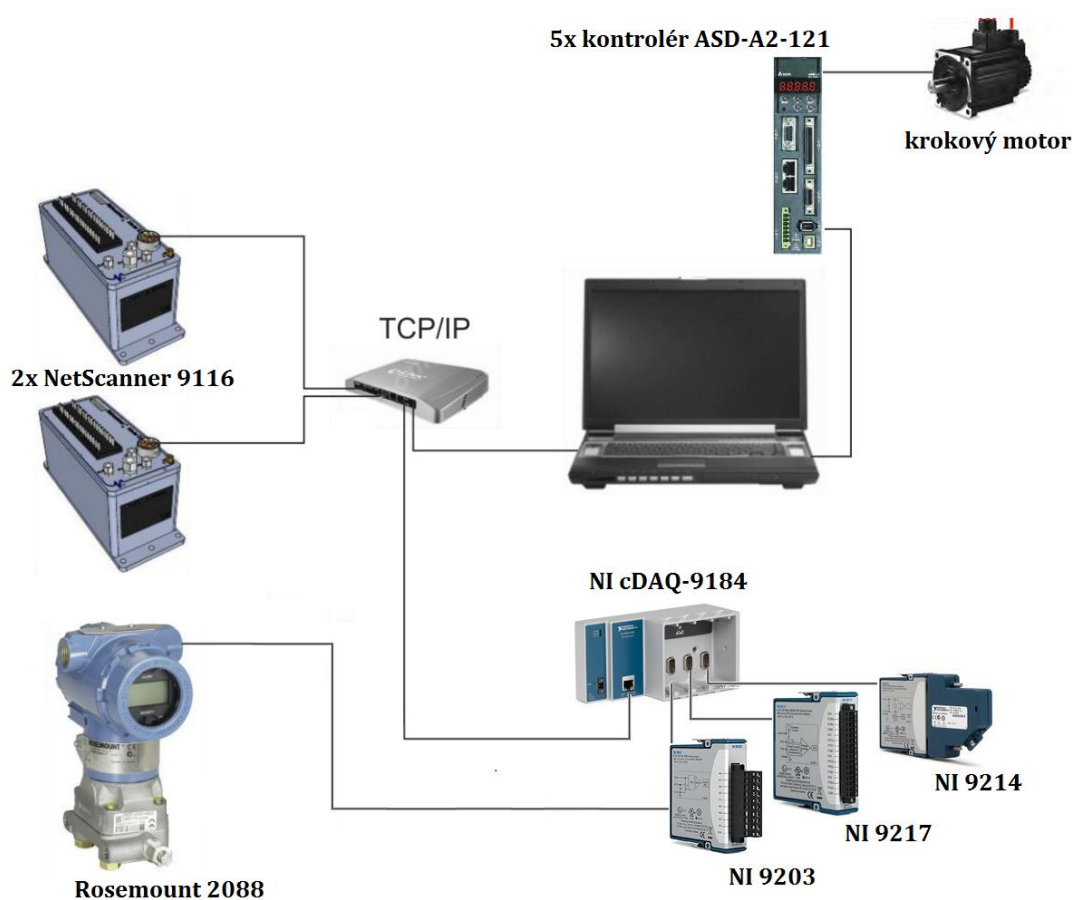
POHLED B



Obr. 6-2: Schéma zapojení měřicí aparatury, pohled do roviny 3 [5]

## 6.2 Zapojení a komunikace měřicích členů

Většina tlaků je měřena pomocí dvou inteligentních tlakových převodníků NetScanner 9116. Zbylé tlaky jsou měřeny tlakovými převodníky Rosemount 2088 s unifikovaným proudovým výstupem 4÷20 mA. Převod proudového signálu na digitální je realizován pomocí převodníku NI 9203. Ten je osazen v šasi NI cDAQ-9184 společně s dalšími A/D převodníky NI 9217 a NI 9214 pro měření teplot odporovými teploměry Pt100 respektive termočlánekem. Většina zařízení komunikuje s měřicím počítačem přímo přes ethernetovou síť s komunikačním protokolem TCP/IP. Prozatím jediným zařízením, se kterým není možné komunikovat po ethernetové síti je pětice kontrolérů krokových motorů zajišťující traverzování tří a pětiotvorové pneumatické sondy. Propojení s měřicím počítačem je provedeno pomocí USB rozhraní. Na následujícím obr. 6-3 je popisované propojení měřicí aparatury s měřicím počítačem schematicky naznačeno.



Obr. 6-3: Schéma propojení měřicí aparatury

## 6.3 Režimy měření

Pro měření tlaku před a za lopatkovou mříží, osazenou před vstupem do samotného difuzoru výstupního tělesa, se využívá tříotvorové respektive pětiotvorové sondy (rovina 0 respektive rovina 1, viz obr. 6-1). K vybavení aerodynamického tunelu patří také traverzovací zařízení, které zajišťuje pohyb těchto sond. Tříotvorová sonda před lopatkovou mříží má dva stupně volnosti a může tedy rotovat kolem osy aerodynamického tunelu a zároveň se vysouvat



ve směru její osy. Pětivotvorová sonda má tři stupně volnosti a oproti sondě tříotvorové může využít ještě možnosti rotace kolem vlastní osy. Pohyb sond, stejně jako celý sběr dat, je řízen softwarově pomocí aplikace naprogramované v prostředí LabVIEW 2013. Podle vzájemného pohybu obou pneumatických sond lze měření na TOT rozdělit do dvou základních režimů:

- **Traverzovací režim**

Při tomto režimu je traverzováno oběma sondami podle předem určeného "traverzovacího plánu" a v každém měřeném bodě jsou sbírána data pro vyhodnocení charakteristik lopatkové mříže. Po důkladném proměření lopatkové mříže je následně možné měřit pouze jednoduchým režimem.

- **Jednoduchý režim**

Při známých charakteristikách lopatkové mříže lze data sbírat pouze v rovině 0 pomocí tříotvorové sondy, která je umístěna v tzv. referenční poloze. Na základě charakteristik mříže lze tato data přepočítat do roviny 1. Data z této roviny poté vstupují do vyhodnocení charakteristik výstupního tělesa.

Z předcházejícího textu vyplývá, že při měření jednoduchým režimem odpadá časově náročné traverzování sondami a samotné měření tak trvá podstatně kratší dobu.

V obou režimech měření jsou parametry proudícího media dopočítávány z kalibračních rovnic pro tříotvorovou respektive pětivotvorovou sondu. Nutným předpokladem měření je tedy kalibrace tlakových sond, která je stručně popsána v dalším textu.

## 7 Nejistoty měření

Při měření jako takovém a následném využívání získaných výsledků hraje důležitou roli přesnost měření. V praxi lze očekávat, že žádné měření, měřicí přístroj ani měřicí metoda nejsou absolutně přesné a skutečná hodnota sledované veličiny tak bude ležet někde v jistém "tolerančním poli" kolem naměřené hodnoty. Aby výsledek měření měl tedy určitou vypovídající hodnotu, je důležité se zabývat tzv. nejistotami měření.

Protože samotná teorie určování nejistot měření je celkem rozsáhlá, je v tomto textu uveden stručný úvod do problematiky s nejdůležitějšími poznatky, které se nějakým způsobem přímo týkají určení nejistoty měření prováděného v rámci této práce. V dalších kapitolách bude postupně detailněji rozebráno měření a způsob určení nejistoty měření pro v této práci sledované veličiny

### 7.1 Zdroje nejistot měření

Jako zdroje nejistot měření lze označit všechny jevy, které negativním způsobem mohou ovlivnit přesnost výsledku měření a tím zvětšit odchylku naměřené hodnoty od hodnoty skutečné. Závisí přitom na výběru měřících přístrojů analogových nebo číslicových, na výběru měřicí metody, použití různých filtrů, A/D převodníků a jiných prostředků pro přenos a úpravu měřeného signálu. Značnou roli také sehrává to, zdali se jedná o měření přímé nebo nepřímé. **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..** V neposlední řadě se také nesmí zapomenout na rušivé vlivy prostředí, které mohou mít někdy na určení nejistoty měření výrazný vliv. Odhalit a sledovat všechny veličiny ovlivňující měření je prakticky nemožné a tak cílem je většinou určit ty nejdůležitější a zaměřit se na odhad jejich nejistot. Níže jsou uvedeny některé z nejčastěji se vyskytujících zdrojů nejistot dle [12].

- nedokonalá či neúplná definice měřené veličiny,
- nevhodný výběr přístroje (rozlišovací schopnost a jiné),
- nevhodný postup při měření,
- zjednodušení (zaokrouhlení) konstant a převzatých hodnot,
- linearizace a jiná zjednodušení při vyhodnocení,
- opakování měření za neshodných podmínek,
- vlivy prostředí,
- vliv lidského faktoru.

### 7.2 Typy nejistot

Jak již bylo naznačeno, tak pojmem nejistota měření se označuje parametr, který přímo souvisí s výsledkem měření a charakterizuje určitý rozsah hodnot, který lze přisuzovat k dané měřené veličině. Celková nejistota měření se skládá z několika dílčích a podle určení jejich velikosti se rozeznávají dva základní typy nejistot:

- nejistota typu A (označována  $u_A$ ) - statistické zpracování primárních dat,
- nejistota typu B (označována  $u_B$ ) - jiné než statistické zpracování primárních dat.

V případě, že je žádoucí obě nejistoty vyjádřit jediným číslem, uvádí se tzv. kombinovaná nejistota, označována  $u_C$ . Pro kombinovanou nejistotu veličiny ( $x$ ) pak platí vztah (13).

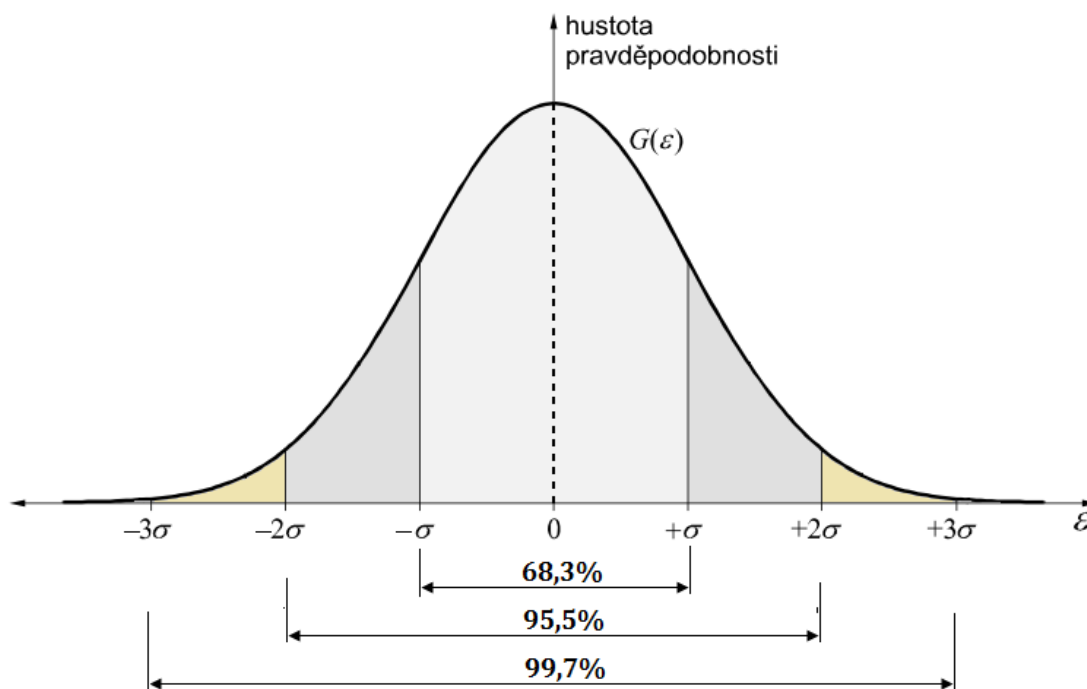
$$u_C(x) = \sqrt{u_A^2(x) + u_B^2(x)} \quad (13)$$

Po určení kombinované nejistoty  $u_c$ , lze výsledek měření veličiny ( $x$ ) zapsat ve tvaru  $x \pm u_c$ . Pravděpodobnost, že tímto způsobem definovaný výsledek měření odpovídá skutečné hodnotě sledované veličiny, se pohybuje kolem 68%. Tato pravděpodobnost je většinou nedostatečná a je tak snahou stanovit interval, ve kterém by se skutečná hodnota nacházela s pravděpodobností blížíící se 100%. Pro tento případ se zavádí tzv. koeficient rozšíření  $k_r$ , respektive rozšířená nejistota  $U$  definovaná vztahem (14).

$$U = k_r \cdot u_c \quad (14)$$

Hodnota koeficientu rozšíření  $k_r$  závisí na typu rozdělení hustoty pravděpodobnosti odchylek od výsledku měření a na požadované hodnotě pravděpodobnosti.

V praxi nejčastěji používané rozdělení je tzv. normální Gaussovo rozdělení, znázorněné na obr. 7-1. Obrázek znázorňuje rozložení funkce  $G(\varepsilon)$ , která zde má význam hustoty pravděpodobnosti. Integrací této funkce lze zjistit pravděpodobnost výskytu chyby ve zvoleném intervalu.



Obr. 7-1: Standardizované Gaussovo rozdělení [15]

Meze respektive "šířku" Gaussova rozdělení, a tím velikost očekávané chyby, charakterizuje směrodatná odchylka  $\sigma$ , kterou lze odhadnout pomocí výběrové směrodatné odchylky z naměřených hodnot, viz rovnice (15).

$$s_x = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{(n-1)}} \quad (15)$$

kde:

$n$  - počet změřených hodnot

$x_i$  -  $i$ -tá změřená hodnota

$\bar{x}$  - aritmetický průměr změřených hodnot, viz rovnice (16)

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (16)$$

Na obrázku jsou dále znázorněny tři základní kvantilové odhady chyb. Jedná se o 3 oblasti pod křivkou hustoty pravděpodobnosti, vymezené násobky směrodatné odchylky  $\sigma$ . Samotná směrodatná odchylka vymezuje interval kolem střední hodnoty měřené veličiny, ve kterém skutečná hodnota této veličiny leží s pravděpodobností 68,3%.

Dvojnásobek směrodatné odchylky vymezuje oblast, kde skutečná hodnota měřené veličiny leží s pravděpodobností 95,5%. Tato hodnota bývá označována jako tzv. pravděpodobná chyba.

Konečně trojnásobek směrodatné odchylky vymezuje oblast, kde skutečná hodnota leží s pravděpodobností 99,7% a tato chyba je označována jako krajní.

Pro tento případ normálního rozdělení je význam jednotlivých kvantilů v podstatě shodný s koeficientem rozšíření  $k_r$  pro výpočet rozšířené nejistoty měření. Pro rozšíření na 95,5% pravděpodobnost je  $k_r = 2$ , pro rozšíření na 99,7% pravděpodobnost je  $k_r = 3$  apod. Pro jiné případy rozdělení hustoty pravděpodobnosti pak součinitel rozšíření  $k_r$  samozřejmě nabývá odlišných hodnot, tak aby byl dodržen interval spolehlivosti [16].

### 7.3 Nejistota typu A

Nejistota typu A je způsobena kolísáním změřených hodnot sledované veličiny a její určení vychází z běžných statistických analýz těchto dat. Čím větší je počet změřených hodnot, tím nejistota tohoto typu klesá. Předpokladem je, že jednotlivá měření jsou navzájem nezávislá a uskutečněná za stejných podmínek. V dostupné literatuře se uvádí jako minimální počet 10 měření [12].

Je-li k dispozici  $n \geq 10$  naměřených údajů veličiny ( $x$ ), odhad střední hodnoty je představován aritmetickým průměrem vypočteného dle vztahu (16). Nejistota  $u_A(x)$  tohoto odhadu se určí jako výběrová směrodatná odchylka získané hodnoty, viz rovnice (15).

### 7.4 Nejistota typu B

Jak již bylo uvedeno, vyhodnocení nejistot typu B je založeno na jiných než statistických přístupech. V podstatě se standardní nejistota typu B odhaduje pomocí racionálního úsudku na základě všech dostupných informací o možné chybě měřené veličiny. Jako základní zdroje informací se podle [13] používají:

- výsledky a zkušenosti z předchozích měření,
- všeobecné znalosti o chování měřeného objektu, měřících metod apod.,

- údaje získané od výrobců měřicí techniky,
- údaje získané z kalibračních listů a z certifikátů,
- nejistoty referenčních údajů převzatých z příruček nebo jiných zdrojů.

Z výše uvedeného vyplývá, že zdrojů nejistoty typu B může být více a je nutné určit každou nejistotu  $u_{Bzj}$  dílčího j-tého zdroje zvlášť, viz vztah (17).

$$u_{Bzj} = \frac{z_{j\max}}{k_r} \quad (17)$$

V uvedeném vztahu,  $z_{j\max}$  značí maximální odchylku j-tého zdroje nejistoty od jmenovité hodnoty měřené veličiny. Hodnotu  $z_{j\max}$  lze odhadnout z příslušné dokumentace od výrobců měřicí techniky, případně z jiných zdrojů, tak jak bylo popsáno v úvodu této kapitoly. Koeficient rozšíření  $k_r$  opět vychází ze znalosti rozdělení pravděpodobnosti odchylek v daném intervalu. Pro případ již dříve zmiňovaného normálního rozdělení, tedy v případě kdy lze s největší pravděpodobností očekávat převážně malé odchylky od jmenovité hodnoty, je  $k_r = 2$ . Pro případ, kdy je odchylka v celém intervalu  $\pm z_{j\max}$  stejně pravděpodobná, je použito rovnoměrné rozdělení s  $k_r = \sqrt{3}$ . Pokud se nejistota daného zdroje řídí trojúhelníkovým rozdělením, je  $k_r = \sqrt{6}$  atd.

Po určení standardní nejistoty  $u_{Bzj}$ , je nutné stanovit tzv. koeficient citlivosti (převodu)  $A_j$  příslušného zdroje nejistoty. V případě nepřímého měření, kdy je známá rovnice popisující závislost výstupní veličiny na několika vstupních parametrech, viz (18), je možné součinitele citlivosti určit jako parciální derivaci dané funkce podle příslušné vstupní veličiny, viz rovnice (19).

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_j) \quad (18)$$

kde:

- $y$  - Odhad výstupní veličiny
- $x_j$  - Odhady vstupních veličin
- $f$  - Známý funkční vztah

$$A_j = \frac{\partial y}{\partial x_j} = \frac{\partial f(x_1, x_2, \dots, x_j)}{\partial x_j} \quad (19)$$

Pokud by tato závislost známá nebyla, jedná se v podstatě o problém experimentálního určení přenosové funkce systému, kdy je sledována odezva výstupní veličiny na malou změnu vybrané veličiny vstupní [16].

Po určení standardních nejistot a koeficientů citlivosti od jednotlivých zdrojů nejistot se výsledná nejistota typu B určí podle tzv. věty o přenosu chyb dle vztahu (20).

$$u_B(y) = \sqrt{\sum_{j=1}^N A_j^2 \cdot u_{Bzj}^2} \quad (20)$$

## 7.5 Standardní kombinovaná nejistota

Pro standardní kombinovanou nejistotu  $u_C$  byl již uveden vztah (13). V případě, že při sledování dané veličiny ( $y$ ) je více zdrojů nejistot, výsledná kombinovaná nejistota se vypočte dle vztahu (21).

$$u_C(y) = \sqrt{\sum u_{A_j}^2(y) + \sum u_{B_j}^2(y)} \quad (21)$$

## 7.6 Rozšířená nejistota

Již dříve byl zaveden pojem pravděpodobná chyba a koeficient rozšíření  $k_r$ , jehož hodnota se mění podle typu rozdělení hustoty pravděpodobnosti. Pro případ, kdy měřená veličina ( $y$ ) je ovlivněna více zdroji nejistot, lze pro výpočet rozšířené nejistoty použít vztah (22), který je kombinací již dříve uvedených vztahů (14) a (21).

$$U(y) = k_r \cdot u_C(y) = k_r \cdot \sqrt{\sum u_{A_j}^2(y) + \sum u_{B_j}^2(y)} \quad (22)$$

Zvláštní případ určení koeficientu rozšíření nastává v případě, kdy se v odhadu nejistoty vyskytují dvě významné složky, které svojí hodnotou výrazně převyšují ostatní. Výsledné rozdělení pravděpodobnosti pak nebude normální, ale lichoběžníkové a koeficient rozšíření se určí dle následující dvojice vztahů [14].

$$\beta = \frac{|\delta_1 - \delta_2|}{\delta_1 + \delta_2} \quad (23)$$

$$k_r = \frac{1 - \sqrt{(1-p) \cdot (1-\beta^2)}}{\sqrt{\frac{1+\beta^2}{6}}} \quad (24)$$

V uvedených vztazích jsou dvě převládající složky nejistot označeny jako  $\delta_1$  a  $\delta_2$ . Požadovaná hodnota pravděpodobnosti je označována symbolem  $p$ . Pro získání nejčastěji používané tzv. pravděpodobné chyby bude  $p = 0.95$ , což je v souladu s normálním rozdělením pravděpodobnosti, viz obr. 7-1.

## 8 Měření a vyhodnocení základních veličin

Mezi základní veličiny měřených v rámci této práce patří teplota a tlak. Přehled všech sledovaných veličin a způsobů jejich měření byl uveden již dříve v tab. 1. V následujícím textu je měření jednotlivých veličin podrobněji rozebráno. Uveden je jak obecný princip měření, tak stručný popis konkrétních komponent daného měřicího řetězce. V neposlední řadě je u každé měřené veličiny uveden postup pro odhad nejistoty měření. Uváděn je přitom pouze postup pro podstatně "složitější" odhad nejistoty typu B. Kombinovaná nejistota je následně, za předpokladu znalosti nejistoty typu A a koeficientu nerovnoměrnosti  $k_p$ , určena dle uvedeného postupu v kapitole 7. Nejistota typu A je u vybraných veličin určena později ze souboru naměřených dat a konkrétní hodnoty obou typů nejistot i výsledných rozšířených nejistot měření uvedeny v kapitole zabývající se výsledky měření.

Je nutné poznamenat, že při odhadu nejistot nepřímých měření došlo ke zjednodušení úlohy tím, že nebyly uvažovány kovariance při působení jednotlivých zdrojů nejistot.

Tyto základní veličiny (teploty, tlaky) následně vstupují do vztahů pro výpočet některých parametrů proudění jako je například Reynoldsovo nebo Machovo číslo. Jejich určení a výpočet nejistoty tohoto určení je rozebráno dále v kapitole zabývající se konkrétním měřicím režimem a jeho vyhodnocením.

### 8.1 Měření teploty

Teplota je v této práci měřena buďto odporovým teploměrem Pt100 nebo termočlánkem typu K. V obou případech jsou použity A/D převodníky od firmy National Instruments.

#### 8.1.1 Pt100

Odporový teploměr typu Pt100 je založen na principu změny odporu kovu v závislosti na teplotě. Konkrétně se u těchto odporových teploměrů používá slabá platinová vrstva nanosená na keramickém nosiči. Odpor těchto měřicích prvků je při teplotě 0°C roven 100 Ω. Měřicí rozsah je v intervalu -200 ÷ +850 °C. Funkce popisující závislost odporu na teplotě stejně jako ostatní zmiňované parametry jsou uvedeny v normě ČSN EN 60751, která se přímo zabývá platinovými odporovými teploměry a senzory. Příklad plášťového odporového teploměru, použitého v rámci této práce, je vidět na obr. 8-1.



Obr. 8-1: Plášťový odporový teploměr Pt100 [17]

Dle zmiňované normy se odporové teploměry rozdělují do čtyř tolerančních tříd, viz tab. 2. Jednotlivé třídy se liší teplotním rozsahem teploměru a především šířkou tolerančního pásma. V rámci této práce je uvažována toleranční třída AA a nejistota odporového teploměru je funkcí změřené hodnoty teploty a je dána vztahem (25).

$$\delta_{Pt100} = \pm(0,1 + 0,0017 \cdot |t|) \quad (25)$$

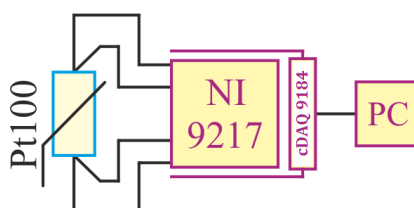
V případě uvažování rovnoměrného rozdělení je standardní nejistota odporového snímače určena vztahem (26).

$$u_{Pt100} = \frac{\delta_{Pt100}}{k_r} = \frac{\delta_{Pt100}}{\sqrt{3}} \quad (26)$$

Toleranční třída	Teplotní rozsah platnosti [°C]	Odhad nejistoty [°C]
AA	-50 ÷ +250	±(0,1 + 0,0017 ·  t )
A	-100 ÷ +450	±(0,15 + 0,002 ·  t )
B	-196 ÷ +600	±(0,3 + 0,005 ·  t )
C	-196 ÷ +600	±(0,6 + 0,01 ·  t )

Tab. 2: Toleranční třídy teploměrů Pt100, viz ČSN EN 60751

Na následujícím obr. 8-2 je schematicky naznačeno zapojení odporového teploměru do měřicího řetězce. Zapojení je čtyřvodičové, které zaručuje maximální možnou přesnost měření, když odpor teploměru je měřen pomocí můstku a kompenzuje se tak vliv odporu přívodního elektrického vedení.



Obr. 8-2: Schéma měření teploty pomocí Pt100

Odpor je měřen kartou NI 9217, která je umístěna v šasi cDAQ 9184. Tato karta je přímo určena pro měření odporovým teploměrem, je napájena proudem 1 mA a měřen je úbytek napětí. Vlastní chyba tohoto A/D převodníku je stanovena dle příslušné specifikace, viz tab. 3. Teplota okolí je uvažována 25°C a pro čtyřvodičové zapojení a měřicí rozsah -200 ÷ +150 je tak chyba  $\delta_{NI9217} = \pm 0,15$  [°C].

Čtyřvodičové zapojení		
Měřicí rozsah [°C]	Teplota okolí	Teplota okolí
	Typická 25 ± 5 [°C]	Maximum -40 ÷ +70 [°C]
Odhad nejistoty [°C]		
-200 ÷ +150	0,15	0,50
+150 ÷ +850	0,20	1,0

Tab. 3: Odhad nejistoty karty NI 9217, viz specifikace National Instruments [22]

Standardní nejistota měření je, opět při uvažování rovnoměrného rozdělení, dána vztahem (27).

$$u_{NI9217} = \frac{\delta_{NI9217}}{k_r} = \frac{\delta_{NI9217}}{\sqrt{3}} \quad (27)$$

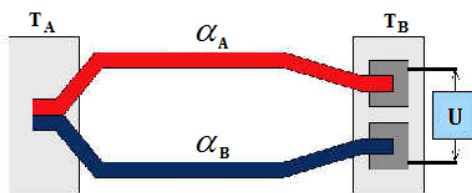
Výsledná nejistota typu B pro měřicí řetězec odporového teploměru je dána odmocninou součtu čtverců těchto dvou dílčích nejistot, viz (28).

$$u_B = \sqrt{u_{Pt100}^2 + u_{NI9217}^2} \quad (28)$$



### 8.1.2 Termočlánek

Termoelektrické články využívají principu termoelektrického jevu známého také jako Seebeckův jev, kdy dochází k převodu tepelné energie na elektrickou. Princip termočlánu lze vysvětlit na obr. 8-3.



Obr. 8-3: Schéma termočlánu [18]

Jedná se o uzavřený obvod, který je tvořen ze dvou materiálově různých vodičů nebo polovodičů. V případě, že oba spoje A, B mají rozdílnou teplotu  $T_A \neq T_B$ , uzavřeným obvodem protéká elektrický proud. Vzniká tak elektrické napětí, které je dáno Seebeckovými vztahy a závisí jak na teplotním rozdílu mezi oběma spoji, tak na tzv. Seebeckových koeficientech, které se liší podle materiálu použitých vodičů. Obecně se Seebeckovy koeficienty označují symboly  $\alpha$ . Jednotlivé páry termoelektrických materiálů pro výrobu termočlánu jsou normalizovány [27]. Vybrány byly materiály, zajišťující požadované vlastnosti jako je teplotní stálost, odolnost proti korozi a podobně. Označení jednotlivých termočlánu se provádí velkými písmeny. Obecně lze termočlánu rozdělit do pěti skupin označených písmeny T, E, J, K a N. Pro měření teploty v této práci je použit termočlánek typu K, který má složení NiCr-NiAl (označováno jako chromel-alumel).

Více o principu funkce termočlánu stejně jako rovnice pro závislost termoelektrického napětí na teplotě měřícího spoje lze dohledat v příslušných normách, viz například ČSN EN 60584-1, -2, nebo v literatuře, viz například [27].

Při odhadu nejistoty měření teploty termočlánekem se vychází buďto z kalibračního listu, pokud byla provedena kalibrace, nebo z tolerančních tříd, viz tab. 4 převzaté z normy ČSN IEC 584-2. Odhady nejistot se liší podle typu termočlánu, zde jsou ovšem uvedeny hodnoty týkající se pouze typu K. V použité toleranční třídě 1 je odhad nejistoty měření teploty termočlánekem  $\delta_{TC} = \pm 1,5 [^{\circ}C]$ . Standardní nejistota za předpokladu rovnoměrného rozdělení je dána vztahem (29).

$$u_{TC} = \frac{\delta_{TC}}{k_r} = \frac{\delta_{TC}}{\sqrt{3}} \quad (29)$$

Typ termočlánu	Toleranční třída 1	Toleranční třída 2	Toleranční třída 3
	Měřící rozsah Odhad nejistoty		
K	-40 ÷ +375 °C ±1,5 °C	40 ÷ +333 °C ±2,5 °C	-167 ÷ +40 °C ±2,5 °C
	375 ÷ 1000 °C ±0,004 ·  t	333 ÷ 1200 °C ±0,0075 ·  t	-200 ÷ -167 °C ±0,015 ·  t

Tab. 4: Toleranční třídy termočlánu typu K, viz ČSN IEC 584-2

Zapojení termočlánku do měřicího řetězce je schematicky naznačeno na obr. 8-4.



Obr. 8-4: Schéma měření teploty pomocí termočlánku

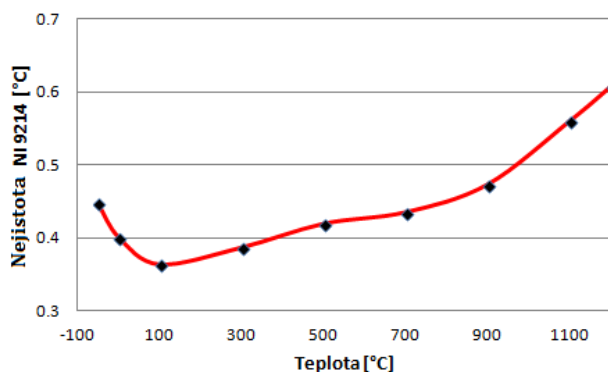
Jelikož vlastní A/D převodník NI 9214 je přímo určen pro měření teploty pomocí termočlánku, je situace odhadu nejistoty poměrně jednoduchá. Navíc karta NI 9214 obsahuje elektroniku, která nahrazuje studený konec termočlánku. V příslušné specifikaci převodníku lze vyhledat tabulky popisující nejistoty měření pro daný typ termočlánku v závislosti na měřené teplotě. Důležitá je přitom teplota prostředí, ve kterém je převodník umístěn. Pro teplotu běžných laboratorních podmínek  $23 \pm 5$  [°C] a termočlánek typu K, jsou hodnoty nejistot měření uvedeny v tab. 5.

	-100 °C	0 °C	100 °C	300 °C	500 °C	700 °C	900 °C	1100 °C
Teplota prostředí $23 \pm 5$ [°C]	0,53	0,40	0,37	0,39	0,44	0,45	0,50	0,59

Tab. 5: Chyby měření převodníkem NI 9214 v závislosti na teplotě, viz specifikace National Instruments [22]

Data ve výše uvedené tabulce byla proložena regresní rovnicí, konkrétně polynomem pátého stupně, podle kterého pak lze vypočítat nejistotu převodníku  $\delta_{NI9214}$ , viz vztah (30). Průběh nejistoty měření je zobrazen na obr. 8-5.

$$\delta_{NI9214} = 0,4012 - 0,0007 \cdot t + 4,0083 \cdot 10^{-6} \cdot t^2 - 7,9582 \cdot 10^{-9} \cdot t^3 + 6,7994 \cdot 10^{-12} \cdot t^4 - 2,0389 \cdot 10^{-15} \cdot t^5 \quad (30)$$



Obr. 8-5: Průběh nejistoty měření pomocí převodníku NI 9214

Standardní nejistota převodníku je dána vztahem (31).

$$u_{NI9214} = \frac{\delta_{NI9214}}{k_r} = \frac{\delta_{NI9214}}{\sqrt{3}} \quad (31)$$

Výsledná nejistota typu B pro měřicí řetězec termočlánku je dána vztahem (32).

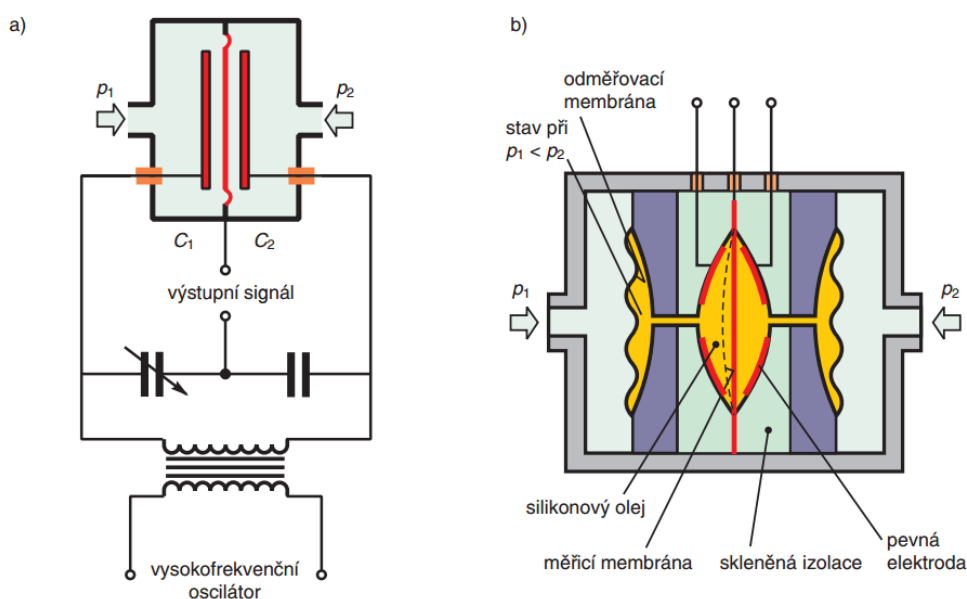
$$u_B = \sqrt{u_{TC}^2 + u_{NI9214}^2} \quad (32)$$

## 8.2 Měření tlaku

Měření tlaku je v této práci uskutečněno pomocí dvou různých typů tlakových převodníků. Prvním typem je robustní Rosemount 2088, jehož výstupem je unifikovaný proudový signál  $4\div 20$  mA. Použity jsou přitom jak diferenční tlakové převodníky, tak jeden absolutní pro měření atmosférického tlaku jako jedné z nejdůležitějších veličin. Druhým použitým typem je inteligentní šestnácti kanálový tlakový převodník NetScanner 9116 s digitálním výstupem. Pomocí tohoto převodníku jsou sbírány statické tlaky v příslušných rovinách výstupního tělesa a tlaky z tří a pěti-otvorové sondy umístěné před a za lopatkovou mříží, viz kapitola 6.1.

### 8.2.1 Rosemount - relativní tlak

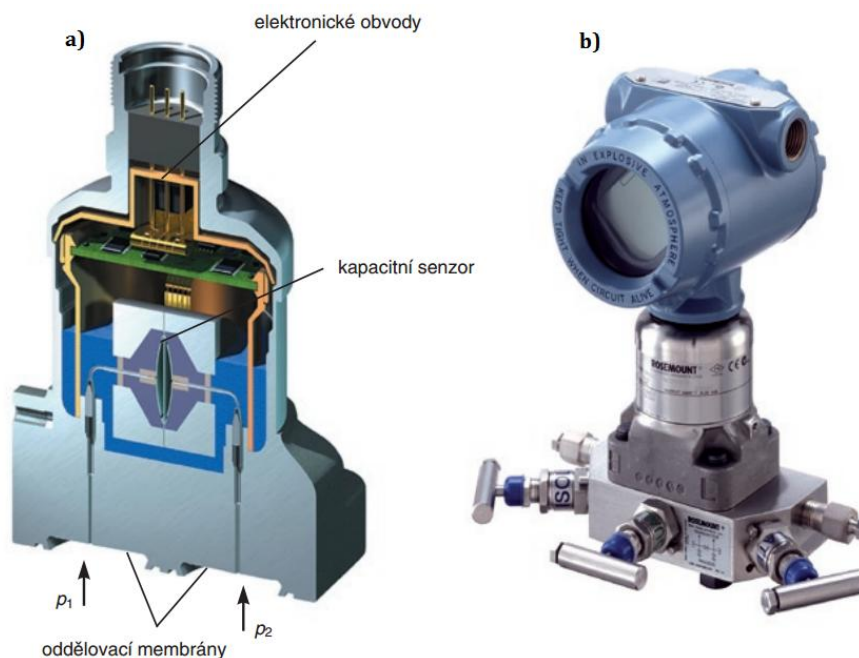
K měření relativního tlaku se využívá diferenčního tlakového převodníku Rosemount 2088, když měřené tlaky jsou v rámci této práce vztaženy k atmosférickému tlaku. Jedná se o tzv. kapacitní snímač tlaku, princip měření je schematicky naznačen na obr. 8-6. Hlavní součástí je kondenzátor, který je tvořen třemi elektrodami, dvě jsou pevné a tvoří stěny komůrky. Prostřední, třetí elektrodu tvoří měřicí membrána, jejíž poloha se mění vlivem měřeného tlaku. Změna vzdálenosti elektrod kondenzátoru se projeví změnou jeho kapacity. Vnitřní prostor čidla je zpravidla vyplněn silikonovým olejem nebo jinou vhodnou inertní kapalinou. Z obrázku je také patrné, že na měřicí membránu nepůsobí měřené médium přímo, ale prostřednictvím tzv. oddělovacích membrán.



Obr. 8-6: Kapacitní čidlo rozdílu tlaků [19]

a) princip b) příklad uspořádání

Na následujícím obr. 8-7 je zobrazeno typické provedení tlakového převodníku Rosemount, tak jak je možné jej vidět v technické praxi. Provedení je možné se zobrazovacím displejem nebo bez něj, v obou případech je však proudový výstupní signál zaveden do řídicího systému.



**Obr. 8-7: Kapacitní snímač tlaku Rosemount [19]**  
a) řez snímačem b) snímač s ventilovou soupravou

Odhad nejistoty měření tlaku pomocí tlakového převodníku Rosemount 2088 bude proveden na základě technické specifikace zařízení uvedené na webových stránkách výrobce, viz [21].

Výsledná nejistota typu B se skládá z několika dílčích nejistot. Tyto jednotlivé zdroje nejistot jsou níže vysvětleny a jsou uvedeny rovnice pro jejich výpočet. Ve všech případech se opět uvažuje rovnoměrné rozdělení pravděpodobnosti, takže koeficient rozšíření  $k_r = \sqrt{3}$ . Ve vztazích se často vyskytuje tlakové rozpětí snímače, které se mění podle jeho druhu stejně tak jako horní nebo dolní mez rozpětí označených jako URL (upper range limit) a LRL (lower range limit).

- **Referenční přesnost**

Zahrnuje chybu linearit, hystereze a opakovatelnosti a její hodnota je  $\pm 0,1\%$  z rozpětí.

$$u_R = \frac{\delta_R}{k_r} = \frac{\delta_R}{\sqrt{3}}; \delta_R = \pm \frac{0,1 \cdot (URL - LRL)}{100} \quad (33)$$

- **Vliv změny okolní teploty**

Platí pro teplotu okolí od  $-40\text{ }^\circ\text{C}$  do  $+85\text{ }^\circ\text{C}$ .

$$u_T = \frac{\delta_T}{k_r} = \frac{\delta_T}{\sqrt{3}}; \delta_T = \pm \left( \frac{0,15 \cdot URL}{100} + \frac{0,15 \cdot (URL - LRL)}{100} \right) \quad (34)$$

- **Vliv stability**

Po dobu 1 roku se udává nejistota snímače  $\pm 0,1\%$  z URL.

$$u_S = \frac{\delta_S}{k_r} = \frac{\delta_S}{\sqrt{3}}; \delta_S = \pm \frac{0,1 \cdot URL}{100} \quad (35)$$

- **Vliv vibrací**

Pokud je tlakový snímač vystaven vibracím je nejistota měření menší  $\pm 0,1 \%$  z URL. V rámci této práce jsou tlakové převodníky Rosemount umístěny mimo případné zdroje vibrací a nejistotu měření, jimi způsobenou, tak lze považovat za nulovou.

$$u_v = 0 \quad (36)$$

- **Vliv změny napájecího napětí**

Udávaná nejistota je menší než  $\pm 0,005 \%$  z rozpětí na volt. Chyba zdroje napájecího napětí je uvažována  $\pm 2 V$ .

$$u_N = \frac{\delta_N}{k_r} = \frac{\delta_N}{\sqrt{3}}; \delta_N = \pm 2 \cdot \frac{0,05 \cdot (URL - LRL)}{100} \quad (37)$$

- **Vliv montážní polohy**

Tlakový převodník byl kalibrován v poloze, která je shodná s jeho montážní polohou na aerodynamickém tunelu. Vliv montážní polohy tak není uvažován.

$$u_p = 0 \quad (38)$$

Z výše uvedených dílčích nejistot se vypočte výsledná nejistota typu B pro uvažovaný tlakový převodník, viz vztah (39).

$$u_{ROS2088} = \sqrt{u_R^2 + u_T^2 + u_S^2 + u_V^2 + u_N^2 + u_P^2} \quad (39)$$

Analogový signál z tlakového převodníku musí být dále upraven, což s sebou nese další zdroje nejistot až do doby, než je signál převeden do digitální podoby. Schéma zapojení celého měřicího řetězce je schematicky znázorněno na obr. 8-8. Jako A/D převodník je zde použit NI 9203, který je osazen v šasi NI CompactDAQ 9184. Tento převodník má 8 analogových proudových vstupů s nastavitelným rozsahem lišící se podle zapojení. Pro použité unipolární zapojení je rozsah  $0-20 \text{ mA}$ . Diskretizace analogového signálu probíhá s 16-ti bitovou hloubkou s maximální vzorkovací frekvencí  $200 \text{ kS/s}$ . Postup výpočtu nejistot stejně jako ostatní parametry A/D převodníku jsou převzaty z příslušné specifikace uvedené na webových stránkách výrobce, viz [22].



Obr. 8-8: Schéma měření relativního tlaku pomocí snímače Rosemount 2088

Dle příslušné specifikace jsou pro unipolární zapojení a nekalibrovaný typ A/D převodníku rozeznávány dva zdroje nejistot označené jako "Gain error" a "Offset error", viz vztahy (40) a (41). Horní a dolní mez měřicího rozsahu zde je dosazována v jednotkách proudu a je označena indexem ( $I$ ).

$$u_G = \frac{\delta_G}{k_r} = \frac{\delta_G}{\sqrt{3}}; \delta_G = \pm \frac{0,49 \cdot I}{100} \quad (40)$$

$$u_o = \frac{\delta_o}{k_r} = \frac{\delta_o}{\sqrt{3}}; \delta_o = \pm \frac{0,46 \cdot (URL_{(I)} - LRL_{(I)})}{100} \quad (41)$$

Třetím zdrojem nejistoty je rozlišitelnost, tzv. kvantizační chyba. Při jejím odhadu se vychází z modelu rovnoměrného rozdělení pravděpodobnosti v intervalu, který je vymezen rozlišovací schopností  $\delta(z_j)$  daného přístroje. Obecně je pak daná nejistota určena vztahem (42).

$$u_B(z_j) = \frac{\delta(z_j)}{2 \cdot k_r} = \frac{\delta(z_j)}{2 \cdot \sqrt{3}} \quad (42)$$

Pro konkrétní případ karty NI 9203 s danými parametry je nejistota rozlišovací schopností dána vztahem (43).

$$u_{ROZ} = \frac{\delta_{ROZ}}{2 \cdot k_r} = \frac{\delta_{ROZ}}{2 \cdot \sqrt{3}}; \delta_{ROZ} = \frac{20}{2^{16}} \quad (43)$$

Výsledná nejistota typu B pro A/D převodník NI 9203 je určena vztahem (44) a celková standardní nejistota celého měřicího řetězce pak vztahem (45).

$$u_{NI9203} = \sqrt{u_G^2 + u_O^2 + u_{ROZ}^2} \quad (44)$$

$$u_B = \sqrt{u_{ROS2088}^2 + u_{NI9203}^2} = \sqrt{u_R^2 + u_T^2 + u_S^2 + u_V^2 + u_N^2 + u_P^2 + u_G^2 + u_O^2 + u_{ROZ}^2} \quad (45)$$

U posledního vztahu pro výpočet  $u_B$  je nutné, aby u všech vstupujících veličin byly shodné jednotky. Zatímco nejistoty týkající se tlakového snímače Rosemount jsou udávány v jednotkách tlaku, A/D převodník NI 9203 pracuje s parametry proudu. Vzájemný přepočítání mezi oběma veličinami vychází ze znalosti URL a LRL tlakového převodníku (v jednotkách tlaku) a jim příslušejícího proudového výstupu 4÷20 mA. Při použití lineární interpolace lze získat dva níže uvedené vztahy.

$$I(p) = \frac{20 - 4}{URL - LRL} \cdot p \quad (46)$$

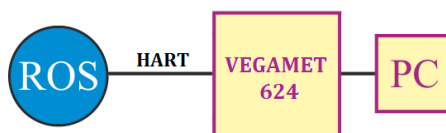
$$p(I) = \frac{(URL - LRL)}{20 - 4} \cdot I \quad (47)$$

### 8.2.2 Rosemount – absolutní tlak

Pro měření absolutního tlaku je opět použit absolutní typ snímače Rosemount 2088. Zatímco u diferenciálního snímače je tlak přiváděn z obou stran měřicí membrány, v případě absolutního tlakového převodníku je jedna z komůrek vakuována a měřený tlak je přiváděn na druhou stranu membrány. Zapojení celého měřicího řetězce je obdobné jako u měření relativního tlaku a není tedy ani rozdíl ve výpočtu nejistoty měření absolutního tlaku a platí tedy vztahy z předchozí kapitoly.

U tohoto případu bude dále ukázáno, jakým způsobem lze snížit celkovou nejistotu měření barometrického tlaku. Možným způsobem jak snížení nejistoty měření lze docílit, je zjednodušení měřicího řetězce a tím snížení počtu prvků, jenž se podílí na "úpravě" signálu. Myšlena je tím především úprava (převod) analogového signálu na signál digitální.

Kýženého efektu lze dosáhnout výměnou tlakového převodníku typu Rosemount 2088 za typ Rosemount 3051S provedení ultra, který disponuje možností přímé digitální komunikace, tedy v tzv. HART protokolu. Tímto způsobem Rosemount 3051S komunikuje se síťovým vyhodnocovacím zařízením VEGAMET 624. Ze zařízení VEGAMET 624 je digitální signál dále veden do ethernetové sítě. Oproti původnímu řešení tak není nutný převod výstupního proudového signálu 4÷20 mA v A/D převodníku a mělo by tedy dojít k výraznému zmenšení přístrojové nejistoty typu B. Schéma popisovaného zapojení je naznačeno na obr. 8-9. Pro měření absolutního tlaku je Rosemount 3051S vyráběn s měřicím rozsahem 0÷207 kPa.



Obr. 8-9: Schéma měření absolutního tlaku pomocí snímače Rosemount 3051S

Vzájemné porovnání nejistot obou měřicích řetězců je uvedeno později v kapitole zabývající se výsledky měření.

Pro určení nejistoty typu B jsou využity informace ze specifikace tlakového převodníku, která je dostupná na internetových stránkách výrobce, viz [21].

- **Referenční přesnost**

Hodnota referenční přesnosti je  $\pm 0,025\%$  z rozpětí.

$$u_R = \frac{\delta_R}{k_r} = \frac{\delta_R}{\sqrt{3}}; \delta_R = \pm \frac{0,025 \cdot (URL - LRL)}{100} \quad (48)$$

- **Vliv změny okolní teploty**

Platí pro změnu teploty  $\pm 28$  °C.

$$u_T = \frac{\delta_T}{k_r} = \frac{\delta_T}{\sqrt{3}}; \delta_T = \pm \left( \frac{0,0125 \cdot URL}{100} + \frac{0,0625 \cdot (URL - LRL)}{100} \right) \quad (49)$$

- **Vliv stability**

Po dobu 15 let se udává nejistota snímače  $\pm 0,2$  % z URL.

$$u_S = \frac{\delta_S}{k_r} = \frac{\delta_S}{\sqrt{3}}; \delta_S = \pm \frac{0,2 \cdot URL}{100} \quad (50)$$

- **Vliv změny napájecího napětí**

Udávaná nejistota je menší než  $\pm 0,005$  % z rozpětí na volt. Chyba zdroje napájecího napětí je uvažována  $\pm 2$  V.

$$u_N = \frac{\delta_N}{k_r} = \frac{\delta_N}{\sqrt{3}}; \delta_N = \pm 2 \cdot \frac{0,005 \cdot (URL - LRL)}{100} \quad (51)$$

Stejně jako u měření Rosemountem 2088 je nejistota vlivem vibrací a montážní polohy nulová, tedy  $u_v$  a  $u_p = 0$ .

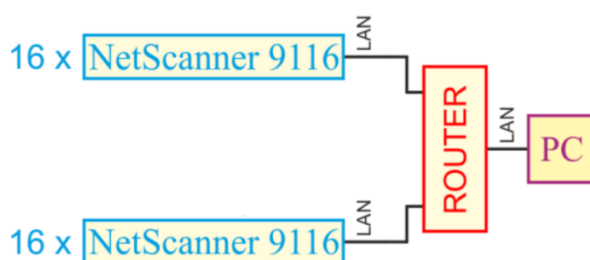
Z výše uvedených dílčích nejistot se vypočte výsledná nejistota typu B pro uvažovaný tlakový převodník, viz vztah (52).

$$u_B = u_{ROS3051S} = \sqrt{u_R^2 + u_T^2 + u_S^2 + u_V^2 + u_N^2 + u_P^2} \quad (52)$$

Jelikož dále probíhá komunikace mezi ostatními prvky měřicího řetězce prostřednictvím digitálního HART protokolu, lze nejistotu určenou posledním vztahem považovat za nejistotu (typu B) celého měřicího řetězce pro měření absolutního tlaku pomocí tlakového převodníku Rosemount 3051S.

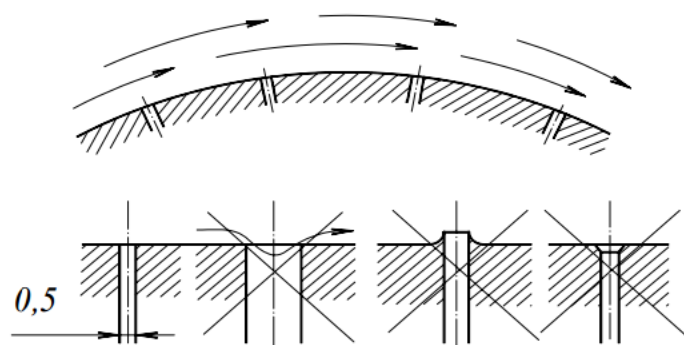
### 8.2.3 Netscanner 9116

Pro sběr dat v příslušných rovinách 0 až 4 je využito pneumatického inteligentního tlakového převodníku typu 9116, který je určen pro měření tlaku v suchých plynech. Ve vestavné skříně scanneru tohoto typu je 16 integrovaných piezoelektrických tlakových snímačů, ze kterých je možné současně snímat data. V rámci této práce bylo měřeno dvěma Netscannery a jejich zapojení je uvedeno na následujícím obrázku.



Obr. 8-10: Schéma měření tlaku pomocí tlakového převodníku NetScanner 9116

Tlaky v rovinách 2 až 4 jsou k tlakovému převodníku vyvedeny pomocí otvorů vyvrtaných ve stěně, která je přímo ve styku s prostředím, jehož tlak je měřen. Správné provedení vyvrtaného otvoru je schematicky znázorněno na obr. 8-11. Otvory by měly být vyvrtané kolmo ke stěně, kdy statický tlak by měl z měřeného prostředí přecházet spojitě do otvorů. Nežádoucí tak jsou ořepky hran otvorů nebo sražené hrany. Průměr otvorů by se měl pohybovat mezi 0,3÷0,5 mm. Při větších průměrech se společně se statickým tlakem snímá i část tlaku dynamického.



Obr. 8-11: Odběr statického tlaku pomocí otvorů vyvrtaných ve stěně [8]

Tlak v rovině 0 je sbírán tří-otvorovou válcovou sondou a už podle názvu je možné měřit tři tlaky ze tří odběrů rozmístěných v rovině kolmé k ose dříku sondy. Před samotným měřením je nutná kalibrace celého měřicího řetězce a následně využitím kalibračních koeficientů lze pak z naměřených dat získat informaci o statickém a celkovém tlaku a o úhlu náběhu proudu na měřicí sondu v rovině odběrů tlaku.



Podobně jako v rovině 0 jsou sbírány tlaky v rovině 1. Použita je ovšem pěti-otvorová sonda a oproti tří-otvorové sondě lze vyhodnocením získaných dat získat informaci o směru náběhu proudu na sondu v trojrozměrném prostoru. Vyhodnocení získaných dat z obou pneumatických sond bude popsáno později v samostatné kapitole.

Nejistota měření všech zmiňovaných tlaků je dána nejistotou tlakového převodníku NetScanner 9116, která je určena dle specifikace zařízení dostupné například z [23].

První uváděnou nejistotou tlakového převodníku je chyba rozlišením, která závisí na měřicím rozsahu označeného F.S. (Full Scale), viz (53).

$$u_{ROZ} = \frac{\delta_{ROZ}}{2 \cdot k_r} = \frac{\delta_{ROZ}}{2 \cdot \sqrt{3}}; \delta_{ROZ} = \pm \frac{0,003 \cdot F.S.}{100} \quad (53)$$

Další nejistoty se liší podle daného převodníku, přesněji podle jeho měřicího rozsahu. Pro daný rozsah 1 psi (6895 Pa) je uveden následující vztah určující tzv. základní nejistotu.

$$u_Z = \frac{\delta_Z}{k_r} = \frac{\delta_Z}{\sqrt{3}}; \delta_Z = \pm \frac{0,15 \cdot F.S.}{100} \quad (54)$$

Další nejistotou uváděnou ve specifikaci je tzv. "line pressure effect" tedy vliv měření tlakové difference na různých tlakových hladinách a nejistota spojená s teplotní závislostí tlakového převodníku. Při měření v rámci této práce nejsou tyto nejistoty opodstatněné a nejsou tak do dalšího odhadu nejistoty měření zahrnuty.

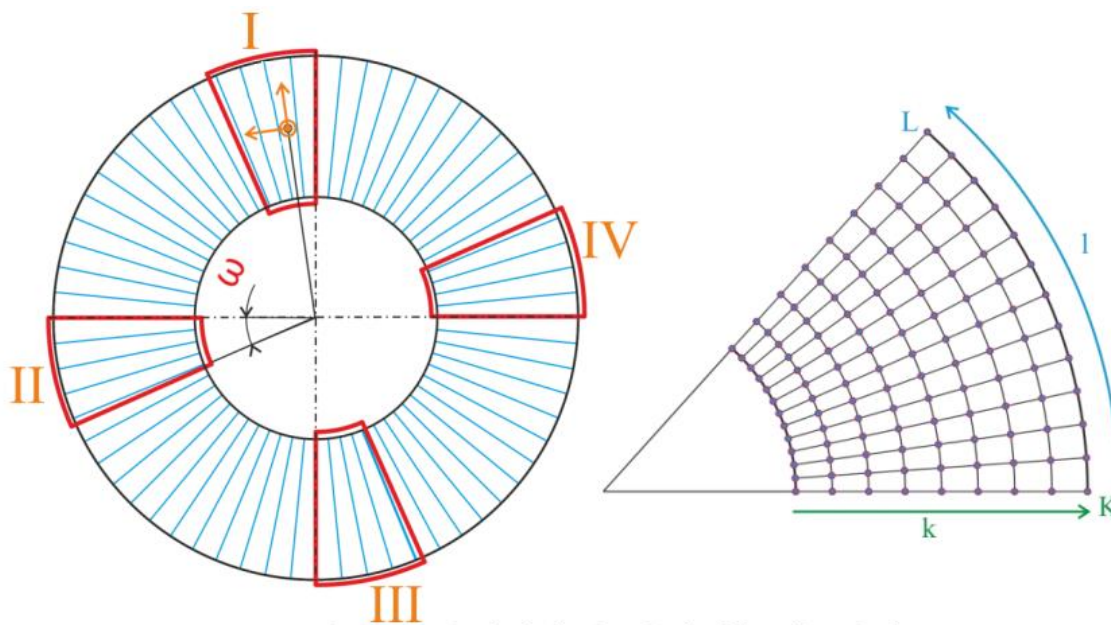
Výsledná nejistota typu B pro NetScanner 9116 je dána vztahem (55).

$$u_B = u_{Net9116} = \sqrt{u_{ROZ}^2 + u_Z^2} \quad (55)$$

## 9 Měření a vyhodnocení dat v traverzovacím režimu

Měření v traverzovacím režimu slouží především k proměření a určení charakteristických parametrů lopatkové mříže. Ty poté vstupují jako konstanty do rovnic pro vyhodnocení dat získané měřením v jednoduchém režimu.

Samotná lopatková mříž je umístěna na vstupu do difuzoru a v rovině před a za lopatkovou mříží je umístěna pneumatická tři respektive pěti-otvorová sonda. Vlastní měření těmito sondami je schematicky naznačeno na obr. 9-1. Protože traverzování přes celou lopatkovou mříž by bylo časově velmi náročné, je proměřeno pouze několik vybraných lopatkových výsečí nebo-li segmentů. Proměření těchto segmentů probíhá podle předem určeného "traverzovacího plánu", kdy každý segment je rozdělen rovnoměrnou sítí na dílčí oblasti a v jejich uzlových bodech jsou sbírána data, viz pravá část obrázku. Pro označení jednotlivých uzlových bodů byly zvoleny dva prostorové indexy  $k$  a  $l$ . První z nich popisuje polohu sondy v radiálním směru, druhý index ve směru obvodovém. V rámci této práce byly proměřovány čtyři segmenty, tak jak je naznačeno na obrázku. Pro rozlišení daného segmentu bude ještě využíván index  $m = 1, 2, 3$  nebo  $4$ . V každém měřeném bodě  $k, l, m$  je sbíráno 50 hodnot sledované veličiny. Z těchto hodnot jsou odfiltrovány tzv. odlehle hodnoty, tzn. hodnoty, které leží mimo interval  $\langle \bar{x} \pm 2\sigma \rangle$ . Ze zbylých hodnot je následně vypočten aritmetický průměr. Tato hodnota již dále vstupuje do dalších, níže popsaných rovnic, jako odhad střední hodnoty sledované veličiny v daném uzlovém bodě  $k, l, m$  měřicí mřížky.

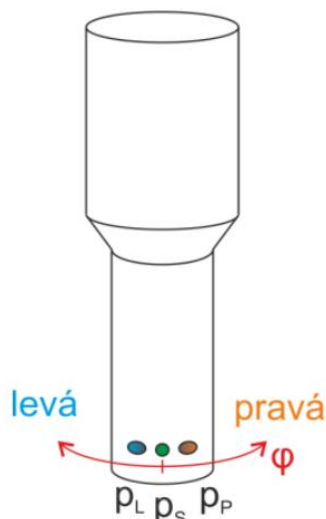


Obr. 9-1: Volba proměřovaných segmentů lopatkové mříže [5]

### 9.1 Vyhodnocení naměřených dat v rovině před lopatkovou mříží

V sondovací rovině před lopatkovou mříží, tedy v rovině 0, je používána tříotvorová sonda. Všechny parametry je nutné vypočítat z kalibračních rovnic získaných při kalibraci sondy. Využitím vhodných kalibračních koeficientů pak lze získat informaci o statickém a celkovém tlaku, ale i o úhlu náběhu proudu na sondu v rovině odběrů tlaků. Z těchto údajů lze pak dopočítat modul rychlosti popřípadě jeho dvě složky rychlosti.

Schéma tří-otvorové sondy, označení jednotlivých odběrů a rovnice pro kalibrační koeficienty jsou na obr. 9-2. Index 0 u příslušných veličin značí, že se jedná o parametry získané sondováním v rovině 0. Pro jistotu je také třeba upozornit na odlišnost ve značení dvou tlaků, u kterých by mohlo dojít k nechtěné záměně. Jedná se o tlak  $\Delta p_{s0_{k,l,m}}$  snímaný ze středního odběru tříotvorové sondy a tlak  $\Delta p_{s0_{k,l,m}}$ , což je statický tlak v příslušném měřeném bodě.



$$p_{k,l,m} = \frac{\Delta p_{L0_{k,l,m}} + \Delta p_{P0_{k,l,m}}}{2} \quad (56)$$

$$C_{P_{k,l,m}}^{STAT} = \frac{\Delta p_{s0_{k,l,m}} - \Delta p_{s0_{k,l,m}}}{\Delta p_{s0_{k,l,m}} - p_{k,l,m}} \quad (57)$$

$$C_{P_{k,l,m}}^{TOTAL} = \frac{\Delta p_{s0_{k,l,m}} - \Delta p_{c0_{k,l,m}}}{\Delta p_{s0_{k,l,m}} - p_{k,l,m}} \quad (58)$$

$$C_{P_{k,l,m}}^{PHI} = \frac{\Delta p_{L0_{k,l,m}} - \Delta p_{P0_{k,l,m}}}{\Delta p_{s0_{k,l,m}} - p_{k,l,m}} \quad (59)$$

Obr. 9-2: Tříotvorová sonda a kalibrační koeficienty [5]

V uvedených rovnicích vystupují relativní hodnoty tlaků i když obecně by měly být dosazovány hodnoty absolutní. Všechny tlaky jsou měřeny relativně vůči barometrickému tlaku a z charakteru rovnic je patrné, že ve výsledku by došlo k jeho vzájemnému odečtení. Barometrický tlak tak není nutné ve výpočtu uvažovat, což je výhodné především v případě určení nejistoty měření. Tam kde je to možné, budou dosazovány měřené relativní hodnoty i v dalších vztazích včetně rovnic pro výpočet ztrátových součinitelů, viz další kapitoly.

Z uvedených kalibračních koeficientů je vypočten relativní statický a celkový tlak:

$$\Delta p_{s0_{k,l,m}} = \Delta p_{s0_{k,l,m}} - C_{P_{k,l,m}}^{STAT} \cdot (\Delta p_{s0_{k,l,m}} - p_{k,l,m}) \quad (60)$$

$$\Delta p_{c0_{k,l,m}} = \Delta p_{s0_{k,l,m}} - C_{P_{k,l,m}}^{TOTAL} \cdot (\Delta p_{s0_{k,l,m}} - p_{k,l,m}) \quad (61)$$

Je možné dopočítat absolutní tlaky:

$$\Delta p_{s0_{k,l,m}} = p_{s0_{mer_{k,l,m}}} - p_{bar} \quad (62)$$

$$p_{s0_{k,l,m}} = \Delta p_{s0_{k,l,m}} + p_{bar} \quad (63)$$

$$\Delta p_{c0_{k,l,m}} = p_{c0_{mer_{k,l,m}}} - p_{bar} \quad (64)$$

$$p_{c0_{k,l,m}} = \Delta p_{c0_{k,l,m}} + p_{bar} \quad (65)$$

$$p_{d0_{k,l,m}} = \Delta p_{c0_{k,l,m}} - \Delta p_{s0_{k,l,m}} \quad (66)$$

Závislost kalibračních koeficientů na úhlu náběhu je vyjádřena pomocí kalibračních rovnic, viz tab. 6.

$y=a+b\cdot x+c\cdot x^2+d\cdot x^3+e\cdot x^4$			
	$\varphi$	$C_p^{STAT}$	$C_p^{TOTAL}$
a	0.14595	1.04390	0.00718
b	9.25912	0.00064	-0.00052
c	-0.09581	-0.00012	-0.00047
d	-0.19511	0.348E-06	-0.5E-05
e	0.00531	0.141E-06	-0.2E-05

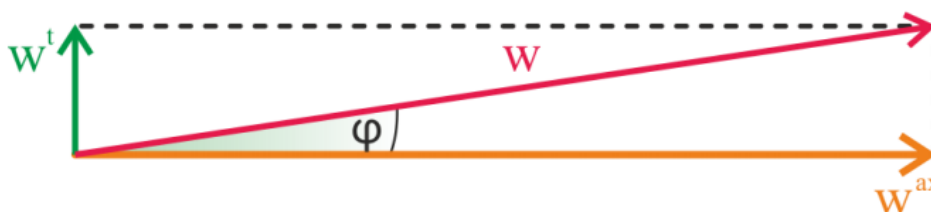
Tab. 6: Kalibrační rovnice tří-otvorové sondy

Z uvedených rovnic je postupně určen úhel  $\varphi$ , statický a celkový tlak. Poté je možné přistoupit k určení vektoru rychlosti a jeho složek, viz následující vztahy a obr. 9-3.

$$w_{0k,l,m} = \sqrt{\frac{2 \cdot (\Delta p_{c0k,l,m} - \Delta p_{s0k,l,m})}{\rho_{k,l,m}}} \quad (67)$$

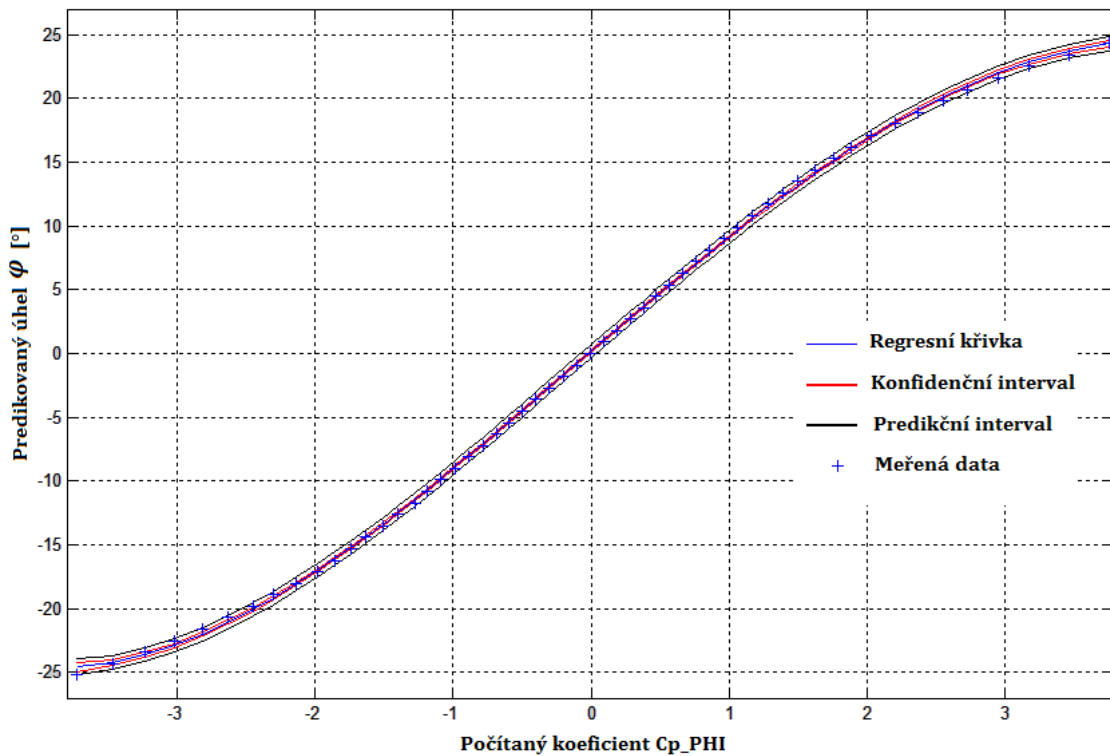
$$w_{0k,l,m}^{ax} = w_{0k,l,m} \cdot \cos\varphi_{k,l,m} \quad (68)$$

$$w_{0k,l,m}^t = w_{0k,l,m} \cdot \sin\varphi_{k,l,m} \quad (69)$$

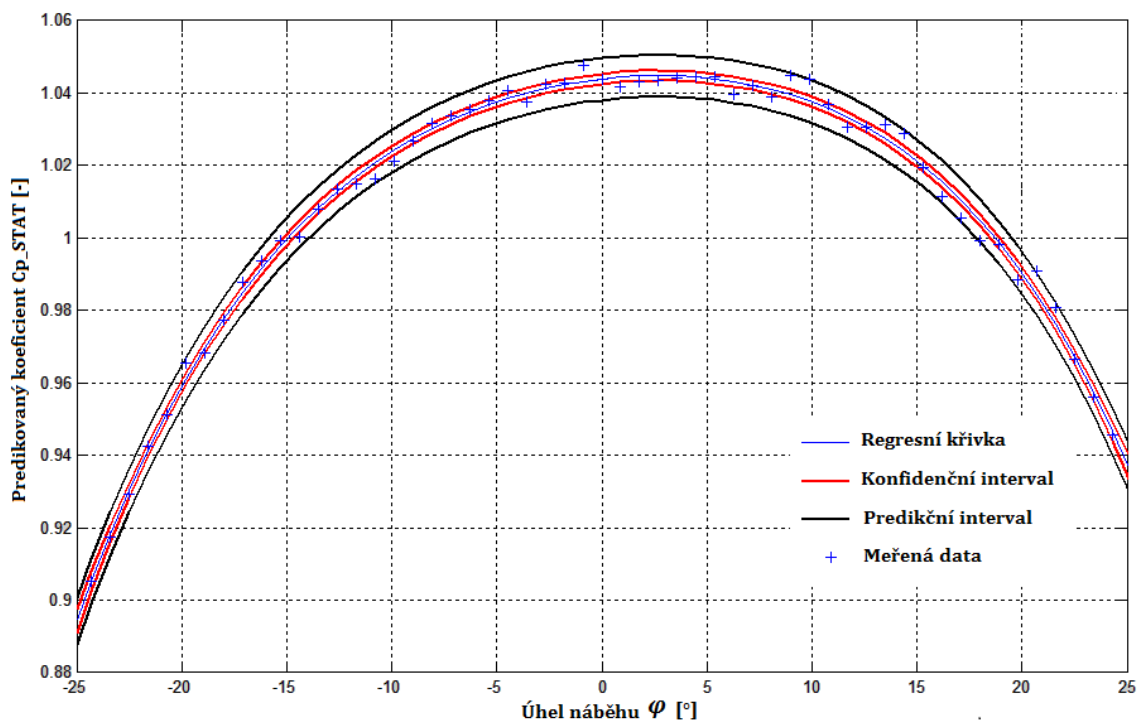


Obr. 9-3: Rozklad vektoru rychlosti do 2 složek [5]

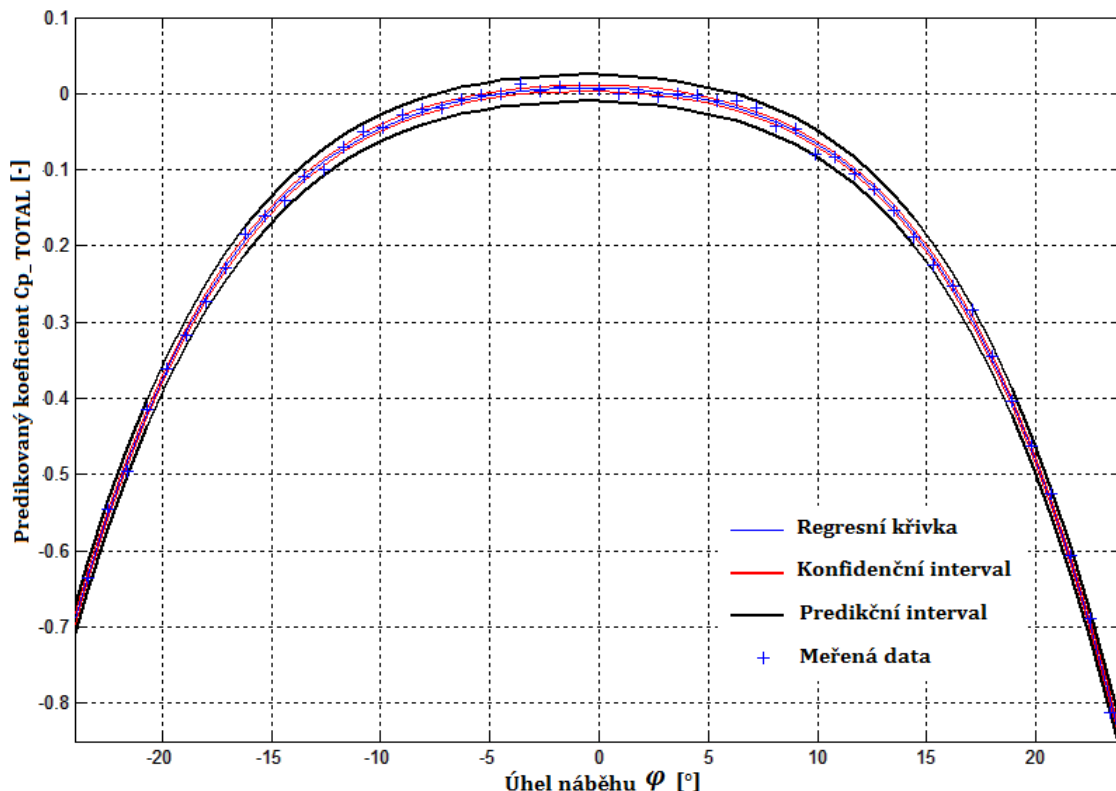
Na následující trojici obrázků jsou zobrazeny průběhy kalibračních koeficientů v celém kalibrovaném rozsahu. Mimo samotné kalibrační křivky jsou v grafech vyneseny také konfidenční intervaly pravděpodobné chyby a predikční intervaly. Ty budou následně použity pro odhad nejistoty měření tří-otvorovou sondou. Oba intervalové odhady byly sestrojeny na základě dostupných informací o lineárních regresních modelech, viz například [25] a [26]. Podrobný rozbor této problematiky ovšem není cílem této práce.



Obr. 9-4: Závislost úhlu náběhu  $\varphi$  na kalibračním koeficientu  $Cp\_PHI$



Obr. 9-5: Závislost kalibračního koeficientu  $Cp\_STAT$  na úhlu náběhu  $\varphi$



Obr. 9-6: Závislost kalibračního koeficientu  $C_{p\_TOTAL}$  na úhlu náběhu  $\varphi$

Další text se dále věnuje určení nejistoty měření typu B pro tří-otvorovou sondou. Uvedeny jsou vztahy pro odhad nejistoty dané veličiny. Standardní nejistota je pak při uvažování rovnoměrného rozdělení určena obdobně jako v předcházejících případech.

Nejistota kalibračních křivek byla určena sestavením intervalových odhadů z dat získaných během kalibrace. Dosazením rovnice (70) do (71) a použitím věty o přenosu chyb lze určit chybu koeficientu  $C_{p,k,l,m}^{PHI}$ .

$$\delta C_{p,k,l,m}^{PHI} = \sqrt{A_{\Delta p_{L0,k,l,m}}^2 \cdot \delta \Delta p_{L0,k,l,m}^2 + A_{\Delta p_{P0,k,l,m}}^2 \cdot \delta \Delta p_{P0,k,l,m}^2 + A_{\Delta p_{S0,k,l,m}}^2 \cdot \delta \Delta p_{S0,k,l,m}^2} \quad (72)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

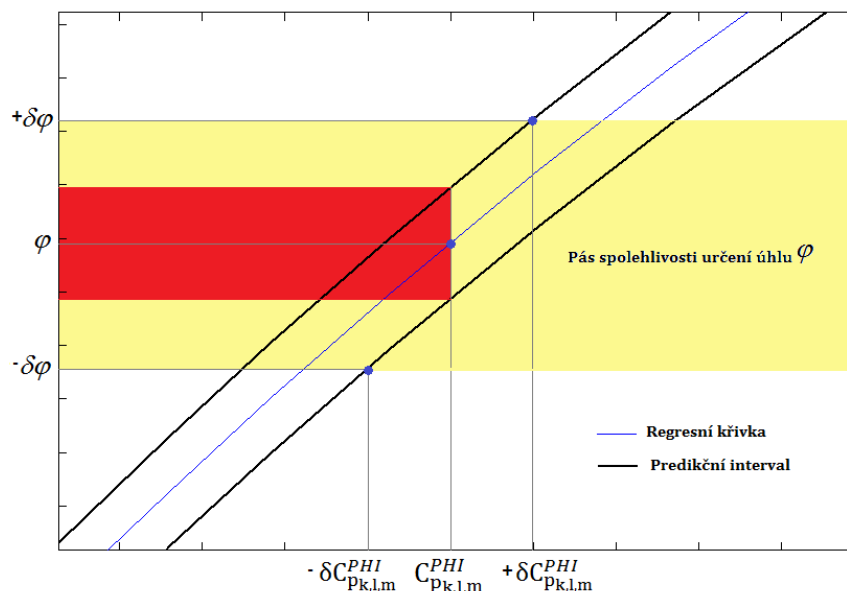
$$A_{\Delta p_{L0,k,l,m}} = \frac{\partial C_{p,k,l,m}^{PHI}}{\partial \Delta p_{L0,k,l,m}} = \frac{4 \cdot (\Delta p_{S0,k,l,m} - \Delta p_{P0,k,l,m})}{(\Delta p_{L0,k,l,m} + \Delta p_{P0,k,l,m} - 2 \cdot \Delta p_{S0,k,l,m})^2} \quad (73)$$

$$A_{\Delta p_{P0,k,l,m}} = \frac{\partial C_{p,k,l,m}^{PHI}}{\partial \Delta p_{P0,k,l,m}} = \frac{4 \cdot (\Delta p_{L0,k,l,m} - \Delta p_{S0,k,l,m})}{(\Delta p_{L0,k,l,m} + \Delta p_{P0,k,l,m} - 2 \cdot \Delta p_{S0,k,l,m})^2} \quad (74)$$

$$A_{\Delta p_{S0,k,l,m}} = \frac{\partial C_{p,k,l,m}^{PHI}}{\partial \Delta p_{S0,k,l,m}} = \frac{4 \cdot (\Delta p_{P0,k,l,m} - \Delta p_{L0,k,l,m})}{(\Delta p_{L0,k,l,m} + \Delta p_{P0,k,l,m} - 2 \cdot \Delta p_{S0,k,l,m})^2} \quad (75)$$

Z vypočteného koeficientu  $C_{pk,l,m}^{PHI}$  se pomocí kalibračních rovnic určí úhel náběhu proudu  $\varphi$ . Nejistota určení tohoto úhlu vychází z nejistoty kalibrační rovnice respektive kalibrační křivky a z nejistoty samotného  $C_{pk,l,m}^{PHI}$ . Postup určení  $\delta\varphi$  bude pro názornost ukázán graficky, nicméně v praxi se využije spíše analytický výpočet.

Na následujícím obr. 9-7 je vynesena detail kalibrační křivky z obr. 9-4. Pro přehlednost je vykreslena pouze regresní křivka s predikčním pásem spolehlivosti, který je využit pro určení nejistoty úhlu  $\varphi$ . Jak je vidět z obrázku, pokud by koeficient  $C_{pk,l,m}^{PHI}$  byl určen bez chyby, predikovaný úhel  $\varphi$  by ležel v červené oblasti. V případě, že je uvažována chyba  $\delta C_{pk,l,m}^{PHI}$ , pás spolehlivosti určení úhlu  $\varphi$  se rozšíří a na obrázku je označen žlutě. Protože vykreslené intervalové odhady jsou s 95% pravděpodobností, získaná chyba úhlu  $\varphi$  má stejnou pravděpodobnost. Před odhadem nejistoty ostatních kalibračních koeficientů je tak nutné  $\delta\varphi$  vydělit koeficientem rozšíření  $k_r = \sqrt{3}$ . Postup jejich určení by byl obdobný jako při určení úhlu  $\varphi$ .



Obr. 9-7: Určení nejistoty měření úhlu náběhu proudu  $\varphi$

V případě že jsou určeny nejistoty kalibračních koeficientů, lze vypočítat nejistoty tlaků v rovině 0. Zde budou uvedeny rovnice pouze pro příklad určení chyby statického tlaku, pro zbylé tlaky by byl postup obdobný. Stejně tak by se mohla určit nejistota měření rychlosti proudu.

$$\delta\Delta p_{s0,k,l,m} = \sqrt{A_{\Delta pL0,k,l,m}^2 \cdot \delta\Delta p_{L0,k,l,m}^2 + A_{\Delta pP0,k,l,m}^2 \cdot \delta\Delta p_{p0,k,l,m}^2 + A_{\Delta pS0,k,l,m}^2 \cdot \delta\Delta p_{s0,k,l,m}^2 + A_{C_{pk,l,m}^{STAT}}^2 \cdot \delta C_{pk,l,m}^{STAT}^2} \quad (76)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_{\Delta pL0,k,l,m} = \frac{\partial p_{s0,k,l,m}}{\partial \Delta p_{L0,k,l,m}} = -\frac{C_{pk,l,m}^{STAT}}{2} \quad (77)$$

$$A_{\Delta p_{P0_{k,l,m}}} = \frac{\partial p_{s0_{k,l,m}}}{\partial \Delta p_{P0_{k,l,m}}} = -\frac{C_{P_{k,l,m}}^{STAT}}{2} \quad (78)$$

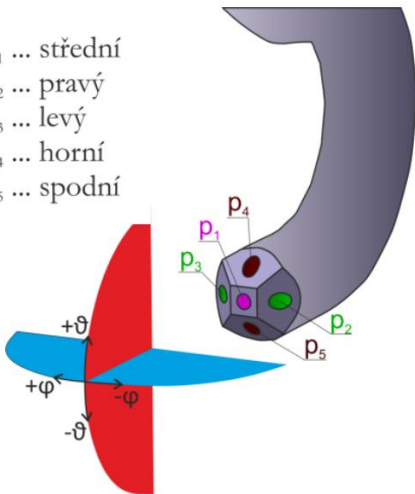
$$A_{\Delta p_{S0_{k,l,m}}} = \frac{\partial p_{s0_{k,l,m}}}{\partial \Delta p_{S0_{k,l,m}}} = 1 - C_{P_{k,l,m}}^{STAT} \quad (79)$$

$$A_{C_{P_{k,l,m}}^{STAT}} = \frac{\partial p_{s0_{k,l,m}}}{\partial C_{P_{k,l,m}}^{STAT}} = \Delta p_{S0_{k,l,m}} - \frac{(\Delta p_{L0_{k,l,m}} + \Delta p_{P0_{k,l,m}})}{2} \quad (80)$$

## 9.2 Vyhodnocení naměřených dat v rovině za lopatkovou mříží

V rovině za lopatkovou mříží, tedy v rovině 1, je sondováno pěti-otvorovou sondou. Ta oproti tří-otvorové sondě dává plnou informaci o poloze vektoru rychlosti v prostoru. Schéma pěti-otvorové sondy, označení jednotlivých odběrů a rovnice pro kalibrační koeficienty jsou na obr. 9-8.

$p_1$  ... střední  
 $p_2$  ... pravý  
 $p_3$  ... levý  
 $p_4$  ... horní  
 $p_5$  ... spodní



$$p_{k,l,m} = \frac{\Delta p_{2_{k,l,m}} + \Delta p_{3_{k,l,m}} + \Delta p_{4_{k,l,m}} + \Delta p_{5_{k,l,m}}}{4} \quad (81)$$

$$C_{P_{k,l,m}}^{STAT} = \frac{\Delta p_{1_{k,l,m}} - \Delta p_{s1_{k,l,m}}}{\Delta p_{1_{k,l,m}} - p_{k,l,m}} \quad (82)$$

$$C_{P_{k,l,m}}^{TOTAL} = \frac{\Delta p_{1_{k,l,m}} - \Delta p_{c1_{k,l,m}}}{\Delta p_{1_{k,l,m}} - p_{k,l,m}} \quad (83)$$

$$C_{P_{k,l,m}}^{PHI} = \frac{\Delta p_{2_{k,l,m}} - \Delta p_{3_{k,l,m}}}{\Delta p_{1_{k,l,m}} - p_{k,l,m}} \quad (84)$$

$$C_{P_{k,l,m}}^{THETA} = \frac{\Delta p_{4_{k,l,m}} - \Delta p_{5_{k,l,m}}}{\Delta p_{1_{k,l,m}} - p_{k,l,m}} \quad (85)$$

Obr. 9-8: Pěti-otvorová sonda a kalibrační koeficienty [5]

Z uvedených kalibračních koeficientů je vypočten relativní statický a celkový tlak:

$$\Delta p_{s1_{k,l,m}} = \Delta p_{1_{k,l,m}} - C_{P_{k,l,m}}^{STAT} \cdot (\Delta p_{1_{k,l,m}} - p_{k,l,m}) \quad (86)$$

$$\Delta p_{c1_{k,l,m}} = \Delta p_{1_{k,l,m}} - C_{P_{k,l,m}}^{TOTAL} \cdot (\Delta p_{1_{k,l,m}} - p_{k,l,m}) \quad (87)$$

Výpočet absolutních tlaků:

$$\Delta p_{s1_{k,l,m}} = p_{s1_{mer_{k,l,m}}} - p_{bar} \quad (88)$$

$$p_{s1_{k,l,m}} = \Delta p_{s1_{k,l,m}} + p_{bar} \quad (89)$$



$$\Delta p_{c1_{k,l,m}} = p_{c1_{mer_{k,l,m}}} - p_{bar} \quad (90)$$

$$p_{c1_{k,l,m}} = \Delta p_{c1_{k,l,m}} + p_{bar} \quad (91)$$

$$p_{d1_{k,l,m}} = \Delta p_{c1_{k,l,m}} - \Delta p_{s1_{k,l,m}} \quad (92)$$

Kalibrační rovnice pro pěti-otvorovou sondou jsou uvedeny v tab. 7.

	$z = \frac{a + c \cdot x + e \cdot y + g \cdot x^2 + i \cdot y^2 + k \cdot x \cdot y}{1 + b \cdot x + d \cdot y + f \cdot x^2 + h \cdot y^2 + j \cdot x \cdot y}$			
	$\varphi$	$\vartheta$	$C_p^{STAT}$	$C_p^{TOTAL}$
a	0.3573296195075546	3.842266483106147	2.022120969687795	0.09217866115352252
b	0.07872079309098731	0.038869046676423	-0.005876532676709126	-0.002596020579343307
c	10.03469050905629	1.440776586575644	-0.005879568512323342	-0.001700230477969616
d	0.03646216656206147	-0.1323585402776041	-0.003328527499916273	-0.001446937324345518
e	-0.672513175139039	-11.33999795371007	0.004753085204470603	0.003319020484770784
f	0.01968461885643344	0.02110028675927841	-4.845625680248375E-05	-0.0004562499745966313
g	0.3051025251538885	-0.0019830689905348	-0.0006320029485017587	-0.0007333474610293133
h	0.01438509318888994	0.03194225599809174	-4.33013248613005E-05	-0.000442625898924424
i	-0.0217142496817	0.7548516564234459	-0.0003255203004508881	-0.0006413559851661453
j	-0.010946644511930	-0.015876101252448	-0.0001894990663893272	-1.114555730351275E-05
k	0.3066635980656895	-0.2471777576611932	-0.0001158145425604378	5.958477302526642E-07

Tab. 7: Kalibrační rovnice pěti-otvorové sondy

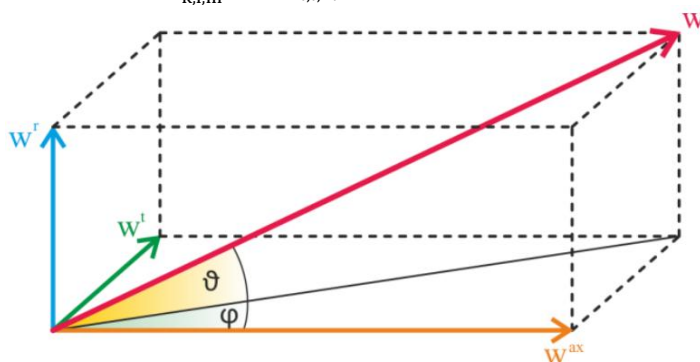
Z uvedených rovnic je postupně určen úhel  $\varphi$ ,  $\vartheta$ , statický a celkový tlak. Poté je možné přistoupit k určení modulu rychlosti a jeho složek, viz následující vztahy a obr. 9-9.

$$w_{1_{k,l,m}} = \sqrt{\frac{2 \cdot (\Delta p_{c1_{k,l,m}} - \Delta p_{s1_{k,l,m}})}{\rho_{k,l,m}}} \quad (93)$$

$$w_{1_{k,l,m}^{ax}} = w_{1_{k,l,m}} \cdot \cos\varphi_{k,l,m} \cdot \cos\vartheta_{k,l,m} \quad (94)$$

$$w_{1_{k,l,m}^t} = w_{1_{k,l,m}} \cdot \sin\varphi_{k,l,m} \cdot \cos\vartheta_{k,l,m} \quad (95)$$

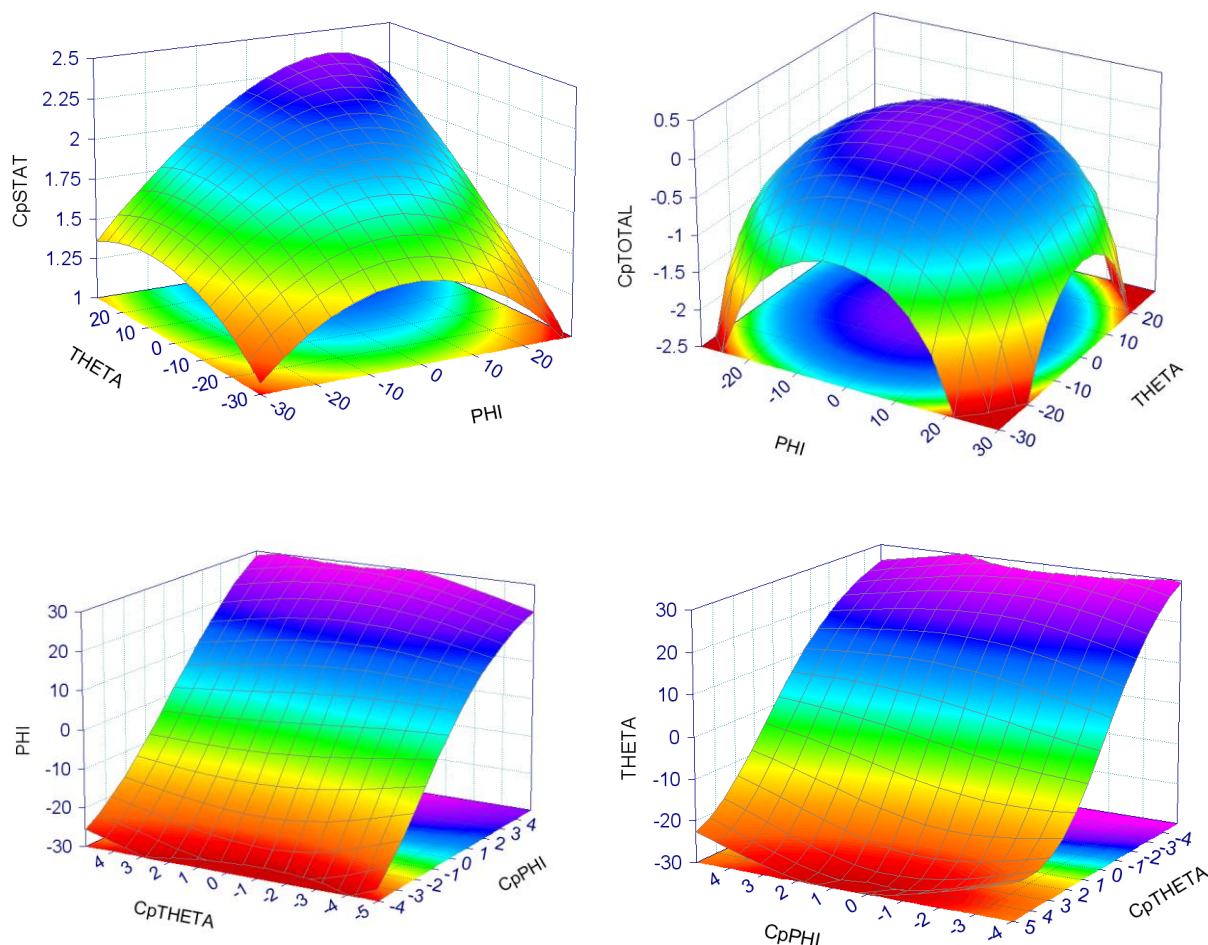
$$w_{1_{k,l,m}^r} = w_{1_{k,l,m}} \cdot \sin\vartheta_{k,l,m} \quad (96)$$



Obr. 9-9: Rozklad modulu rychlosti do 3 složek [5]

Na následující čtveřici grafů, jsou vykresleny průběhy kalibračních koeficientů. Oproti 3-otvorové sondě se zde jedná o trojrozměrný prostor a z důvodu přehlednosti nejsou v grafech vykresleny konfidenční a predikční intervaly. Stejně tak nebude graficky rozebráno určení nejistoty měření jednotlivých úhlu náběhu, popřípadě kalibračních koeficientů. Postup

by ovšem byl obdobný jako při určování nejistoty měření 3-otvorovou sondou, viz předcházející kapitola.



Obr. 9-10: Kalibračních charakteristiky pěti-otvorové sondy

### 9.3 Výpočet charakteristických parametrů lopatkové mříže

Mezi dva nejdůležitější parametry, které charakterizují danou lopatkovou mříž, patří poměr dynamických tlaků před a za lopatkovou mříží  $p_p$  a ztrátový součinitel mříže  $\zeta_m$ . Tyto parametry jsou určovány z naměřených dat pro každý uzlový bod daného segmentu, tak jak bylo popsáno výše a platí pro ně následující rovnice (97) a (98).

$$\zeta_{m_{k,l,m}} = \frac{\Delta p_{c0_{k,l,m}} - \Delta p_{c1_{k,l,m}}}{p_{d0_{k,l,m}}} \quad (97)$$

$$p_{p_{k,l,m}} = \frac{p_{d0_{k,l,m}}}{p_{d1_{k,l,m}}} \quad (98)$$

Má-li být určena nejistota měření ztrátového součinitele typu B, vychází se opět z věty o přenosu chyb.

$$\delta\zeta_{m,k,l,m} = \sqrt{A_{\Delta p_{c0,k,l,m}}^2 \cdot \delta\Delta p_{c0,k,l,m}^2 + A_{\Delta p_{c1,k,l,m}}^2 \cdot \delta\Delta p_{c1,k,l,m}^2 + A_{\Delta p_{d0,k,l,m}}^2 \cdot \delta p_{d0,k,l,m}^2} \quad (99)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_{\Delta p_{c0,k,l,m}} = \frac{\partial\zeta_{m,k,l,m}}{\partial\Delta p_{c0,k,l,m}} = \frac{1}{p_{d0,k,l,m}} \quad (100)$$

$$A_{\Delta p_{c1,k,l,m}} = \frac{\partial\zeta_{m,k,l,m}}{\partial\Delta p_{c1,k,l,m}} = -\frac{1}{p_{d0,k,l,m}} \quad (101)$$

$$A_{\Delta p_{d0,k,l,m}} = \frac{\partial\zeta_{m,k,l,m}}{\partial\Delta p_{d0,k,l,m}} = -\frac{\Delta p_{c0,k,l,m} - \Delta p_{c1,k,l,m}}{p_{d0,k,l,m}^2} \quad (102)$$

Podobně se určí nejistota měření tlakového poměru.

$$\delta p_{p,k,l,m} = \sqrt{A_{\Delta p_{d0,k,l,m}}^2 \cdot \delta\Delta p_{d0,k,l,m}^2 + A_{\Delta p_{d1,k,l,m}}^2 \cdot \delta\Delta p_{d1,k,l,m}^2} \quad (103)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_{\Delta p_{d0,k,l,m}} = \frac{\partial p_{mp,k,l,m}}{\partial\Delta p_{d0,k,l,m}} = \frac{1}{p_{d1,k,l,m}} \quad (104)$$

$$A_{\Delta p_{d1,k,l,m}} = \frac{\partial\zeta_{p,k,l,m}}{\partial\Delta p_{d1,k,l,m}} = -\frac{p_{d0,k,l,m}}{p_{d1,k,l,m}^2} \quad (105)$$

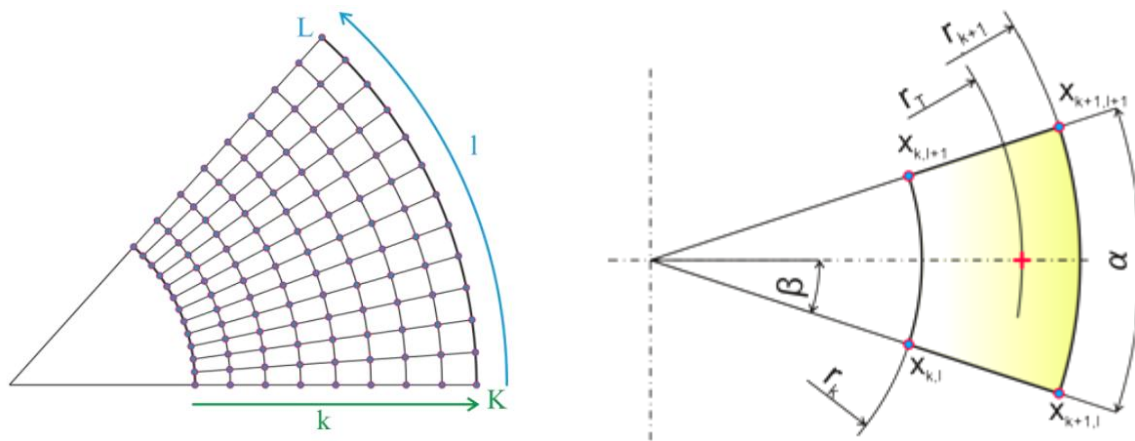
## 9.4 Výpočet středních hodnot parametrů lopatkové mříže

Podle výše uvedeného, lze určit parametry  $\zeta_m$  a  $p_p$  pro každý měřený uzlový bod daného segmentu zvlášť. Celkový počet získaných hodnot se tak bude rovnat počtu měřených bodů v jednom segmentu násobený celkovým počtem segmentů. Cílem této kapitoly je všechny hodnoty vhodným způsobem nahradit reprezentativní integrální hodnotou  $\zeta_m$  a  $p_p$  pro celou lopatkovou mříž. Postup výpočtu bude u každého ze segmentů stejný, zde bude tedy vždy rozebrán postup pouze pro jeden z nich. Stejným způsobem lze samozřejmě průměrovat i všechny ostatní měřené veličiny jako je rychlost proudu a podobně.

Před samotným výpočtem parametrů charakterizujících lopatkovou mříž je nutná úprava naměřených diskretních dat. Typické provedení měřicí mřížky bylo ukázáno v dříve uvedeném obr. 9-1. Data jsou měřena v uzlových bodech, nikoliv uvnitř každého elementu měřicí mřížky, jak by bylo pro další zpracování vhodné. Úprava naměřených dat, tedy spočívá v redukci vektorového pole měřených veličin na počet buněk měřicí sítě. Každé buňce pak odpovídá jedna hodnota sledované veličiny, která leží v jejím těžišti a vychází z dat

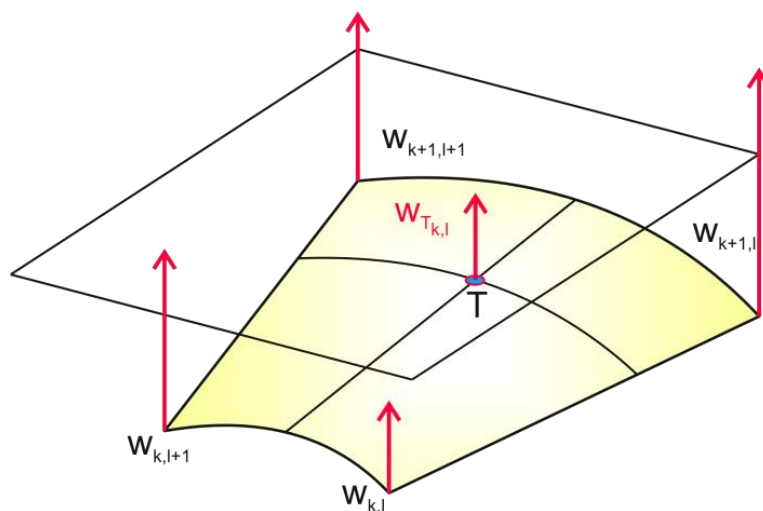
měřených ve čtveřici uzlových bodů tohoto elementu. Měřicí mřížka jednoho segmentu s detailem jedné buňky je zobrazená na obr. 9-11. Buňka je typického tvaru mezikruhové výseče a jsou zde zakótovány souřadnice jednotlivých uzlových bodů a poloměr hledaného těžiště, který lze při využití Guldinových vět vypočítat dle vztahu (106).

$$r_T = \frac{\frac{2}{3} \cdot (r_{k+1}^3 - r_k^3) \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{\frac{1}{2} \cdot (r_{k+1}^2 - r_k^2) \cdot \hat{\alpha}} = \frac{4 \cdot (r_{k+1}^3 - r_k^3) \cdot \sqrt{\frac{1 - \cos(\alpha)}{2}}}{3 \cdot (r_{k+1}^2 - r_k^2) \cdot \alpha \cdot \frac{\pi}{180}} \quad (106)$$



Obr. 9-11: Měřicí mřížka s detailem jednoho elementu mřížky [5]

Postup výpočtu hodnoty sledované veličiny (rychlosti) ve vypočtené poloze těžiště buňky je naznačen na obr. 9-12. Z naměřených dat v uzlových bodech jsou vypočteny koeficienty rovnice regresní roviny a z této rovnice je přepočítána hodnota dané veličiny do těžiště buňky.



Obr. 9-12: Regresní rovina jedné buňky [5]

V následující tab. 8 jsou uvedeny vztahy pro výpočet koeficientů regresní roviny dané buňky, která má  $n$  uzlových bodů. Uveden je i přepočítání souřadnic z polárního do kartézského souřadnicového systému. Tyto rovnice jsou aplikovány pro každý z elementů odděleně.

<b>Obecná rovnice regresní roviny</b>	$z = a \cdot x + b \cdot y + c$
<b>Přepočítání souřadnic</b>	$x = r \cdot \sin(\beta)$ $y = r \cdot \cos(\beta)$
<b>Matrice řešení koeficientů regresní roviny</b>	$\begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n x_i^2 & \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i & \sum_{i=1}^n x_i \\ \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i & \sum_{i=1}^n y_i^2 & \sum_{i=1}^n y_i \\ \sum_{i=1}^n x_i & \sum_{i=1}^n y_i & n \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} a \\ b \\ c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n x_i \cdot z_i \\ \sum_{i=1}^n y_i \cdot z_i \\ \sum_{i=1}^n z_i \end{bmatrix}$
<b>Rovnice pro výpočet koeficientů regresní roviny</b>	$a \cdot \sum_{i=1}^n x_i^2 + b \cdot \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i + c \cdot \sum_{i=1}^n x_i = \sum_{i=1}^n x_i \cdot z_i$ $a \cdot \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i + b \cdot \sum_{i=1}^n y_i^2 + c \cdot \sum_{i=1}^n y_i = \sum_{i=1}^n y_i \cdot z_i$ $a \cdot \sum_{i=1}^n x_i + b \cdot \sum_{i=1}^n y_i + n = \sum_{i=1}^n z_i$

Tab. 8: Výpočet koeficientů regresní roviny

Dosažením polohy těžiště do příslušných regresních rovnic je získána hodnota sledované veličiny v těžišti dané buňky. Dále se pracuje už jen s těmito hodnotami a je možné určit parametry lopatkové mříže. Uvedeny budou opět postupy pouze pro jeden z předpokládaných čtyř segmentů, tedy index  $m$  bude nabývat hodnoty mezi 1 až 4. Indexování veličin v následujících rovnicích bude obdobné jako bylo zavedeno na obr. 9-1. Rozdíl je ovšem v tom, že indexy  $k$  a  $l$  již nepopisují polohu uzlových bodů, ale polohu těžiště každé buňky. Celkový počet buněk v daném segmentu bude označován písmenem  $N$ . Označení geometrických rozměrů buňky bude dodržováno stejně, jako je naznačeno na obr. 9-11.

#### 9.4.1 Parametry mříže $\bar{\zeta}_m$ a $\bar{p}_p$ - prostý průměr

Pro získání jedné reprezentativní hodnoty je prostý průměr dat sice nejjednodušší způsob, ale nijak nezohledňuje podíl jednotlivých oblastí proudového pole na celkovém hmotnostním toku. Nicméně díky své jednoduchosti je prostý průměr často využíván pro získání první představy o velikosti sledovaných parametrů. Výpočet parametrů pro jeden segment mříže je uveden v následujících vztazích.

$$\bar{\zeta}_{k,l,m} = \frac{\Delta p_{c_{0k,l,m}} - \Delta p_{c_{1k,l,m}}}{p_{d_{0k,l,m}}}, \quad p_{p_{k,l,m}} = \frac{p_{d_{0k,l,m}}}{p_{d_{1k,l,m}}}$$

$$\bar{\zeta}_m = \frac{\sum_{l=1}^L \sum_{k=1}^K \bar{\zeta}_{k,l,m}}{N} \quad (107)$$

$$p_p = \frac{\sum_{l=1}^L \sum_{k=1}^K p_{p_{k,l,m}}}{N} \quad (108)$$

Takto se postupuje pro všechny segmenty mříže, tedy  $m = 1, 2, 3$  a  $4$ . Výsledné parametry celé lopatkové mříže jsou pak vypočteny aritmetickým průměrem přes všechny (uvažované čtyři) proměřované výseče.

$$\bar{\zeta}_m = \frac{\sum_{m=1}^M \zeta_m}{M} \quad (109)$$

$$\bar{p}_p = \frac{\sum_{m=1}^M p_p}{M} \quad (110)$$

#### 9.4.2 Parametry mříže $\bar{\zeta}_{m_m}$ a $\bar{p}_{p_m}$ - vážení hmotnostním tokem

Z dat získaných měření v rovině za mříží lze z kalibračních rovnic pěti-otvorové sondy získat pro každou buňku sledovaného segmentu modul rychlosti a výstupní úhly  $\vartheta$  a  $\varphi$ , viz kapitola 9.2. Na hmotnostním toku se z toho podílí jen axiální složka rychlosti  $w_{ax_{k,l,m}}$ . Výpočet parametrů vážených hmotnostním tokem pro jeden segment je bez dalšího komentáře uveden níže.

$$q_{k,l,m} = \frac{p_{s_{1,k,l,m}}}{r \cdot T_p}$$

$$\dot{m}_{k,l,m} = q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}}$$

$$\dot{m}_m = \sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{m}_{k,l,m} = \sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}}$$

$$\zeta_{k,l,m} = \frac{\Delta p_{c_{0,k,l,m}} - \Delta p_{c_{1,k,l,m}}}{p_{d_{0,k,l,m}}}, \quad p_{p_{k,l,m}} = \frac{p_{d_{0,k,l,m}}}{p_{d_{1,k,l,m}}}$$

$$\zeta_m = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{m}_{k,l,m} \cdot \zeta_{k,l,m}}{\dot{m}_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{m}_{k,l,m} \cdot \zeta_{k,l,m}}{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}}}$$

$$p_{p_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{m}_{k,l,m} \cdot p_{p_{k,l,m}}}{\dot{m}_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{m}_{k,l,m} \cdot p_{p_{k,l,m}}}{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}}}$$

Takto se postupuje pro všechny segmenty mříže, tedy  $m = 1, 2, 3$  a  $4$ . Výsledné parametry celé lopatkové mříže se vypočtou jako vážený průměr hmotnostním tokem přes všechny proměřované výseče.

$$\bar{\zeta}_{m_m} = \frac{\sum_{m=1}^M \dot{m}_m \cdot \zeta_m}{\sum_{m=1}^M \dot{m}_m} \quad (111)$$

$$\bar{p}_{p_m} = \frac{\sum_{m=1}^M \dot{m}_m \cdot p_{p_m}}{\sum_{m=1}^M \dot{m}_m} \quad (112)$$

### 9.4.3 Parametry mříže $\bar{\zeta}_{m_H}$ a $\bar{p}_{p_H}$ - vážení tokem hybnosti

Stejně jako v předcházejícím případě je pro výpočet hmotnostního průtoku používána pouze axiální složka rychlosti  $w_{ax_{k,l,m}}$ , získaná z naměřených dat v rovině 1. Pro výpočet hybnosti je ovšem již používán modul rychlosti  $w_{k,l,m}$ . Níže jsou opět uvedeny vztahy pro výpočet charakteristických parametrů pro jeden segment lopatkové mříž.

$$Q_{k,l,m} = \frac{p_{s_{1k,l,m}}}{r \cdot T_p}$$

$$\dot{m}_{k,l,m} = Q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}}$$

$$\dot{H}_{k,l,m} = \dot{m}_{k,l,m} \cdot w_{k,l,m}$$

$$\dot{H}_m = \sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{H}_{k,l,m} = \sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} Q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}} \cdot w_{k,l,m}$$

$$\zeta_{k,l,m} = \frac{\Delta p_{c_{0k,l,m}} - \Delta p_{c_{1k,l,m}}}{p_{d_{0k,l,m}}}, \quad p_{p_{k,l,m}} = \frac{p_{d_{0k,l,m}}}{p_{d_{1k,l,m}}}$$

$$\zeta_m = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{H}_{k,l,m} \cdot \zeta_{k,l,m}}{\dot{H}_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{H}_{k,l,m} \cdot \zeta_{k,l,m}}{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} Q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}} \cdot w_{k,l,m}}$$

$$p_{p_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{H}_{k,l,m} \cdot p_{p_{k,l,m}}}{\dot{H}_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \dot{H}_{k,l,m} \cdot p_{p_{k,l,m}}}{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} Q_{k,l,m} \cdot \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2) \cdot w_{ax_{k,l,m}} \cdot w_{k,l,m}}$$

Takto se postupuje pro všechny segmenty mříže, tedy  $m = 1, 2, 3$  a  $4$ . Výsledné parametry celé lopatkové mříže se vypočtou jako vážený průměr tokem hybnosti přes všechny proměřované výseče.

$$\bar{\zeta}_{m_H} = \frac{\sum_{m=1}^M \dot{H}_m \cdot \zeta_m}{\sum_{m=1}^M \dot{H}_m} \quad (113)$$

$$\bar{p}_{p_H} = \frac{\sum_{m=1}^M \dot{H}_m \cdot p_{p_m}}{\sum_{m=1}^M \dot{H}_m} \quad (114)$$

### 9.4.4 Parametry mříže $\bar{\zeta}_{m_S}$ a $\bar{p}_{p_S}$ - vážení průtočnou plochou

Dalším způsobem získání charakteristických parametrů lopatkové mříže je využití váženého průměru, kde váhovým faktorem je průtočná plocha dané buňky, viz následující vztahy.

$$S_{k,l,m} = \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2)$$

$$S_m = \sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} S_{k,l,m} = \sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2)$$

$$\zeta_{k,l,m} = \frac{\Delta p_{c_{0,k,l,m}} - \Delta p_{c_{1,k,l,m}}}{p_{d_{0,k,l,m}}} \quad , \quad p_{p_{k,l,m}} = \frac{p_{d_{0,k,l,m}}}{p_{d_{1,k,l,m}}}$$

$$\zeta_m = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} S_{k,l,m} \cdot \zeta_{k,l,m}}{S_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} S_{k,l,m} \cdot \zeta_{k,l,m}}{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2)}$$

$$p_{p_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} S_{k,l,m} \cdot p_{p_{k,l,m}}}{S_m} = \frac{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} S_{k,l,m} \cdot p_{p_{k,l,m}}}{\sum_{l=1}^{L-1} \sum_{k=1}^{K-1} \frac{\hat{\alpha}_{k,l,m}}{2} \cdot (r_{k+1,l,m}^2 - r_{k,l,m}^2)}$$

Opět je stejný postup aplikován pro všechny segmenty mříže, tedy  $m = 1, 2, 3$  a  $4$ . Výsledné celkové parametry celé lopatkové mříže se vypočtou jako vážený průměr průtočnou plochou přes všechny proměřované výseče.

$$\bar{\zeta}_{m_s} = \frac{\sum_{m=1}^M S_m \cdot \zeta_m}{\sum_{m=1}^M S_m} \quad (115)$$

$$\bar{p}_{p_s} = \frac{\sum_{m=1}^M S_m \cdot p_{p_m}}{\sum_{m=1}^M S_m} \quad (116)$$

Vážení průtočnou plochou je posledním uvedeným způsobem, jak získat charakteristické parametry lopatkové mříže. Důvodem těchto několika odlišných způsobů průměrování je možnost případného porovnání získaných výsledků s výsledky CFD simulací, kde bývá často využíváno vážení hmotnostním průtokem, popřípadě průtočnou plochou. V rámci této práce byl zvolen způsob vážení průtočnou plochou a tímto způsobem získané výsledky budou také dále prezentovány.



## 10 Měření a vyhodnocení dat v jednoduchém režimu

Jak už bylo výše uvedeno, tak pro jednoduchý režim je charakteristické, že není nutné traverzovat sondami před ani za lopatkovou mříží. Místo toho jsou data sbírána pouze v jednom tzv. referenčním bodě před lopatkovou mříží pomocí tří-otvorové pneumatické sondy. Tyto data jsou pak pomocí známých charakteristik mříže přepočteny do roviny za mříží. Pět-otvorová sonda tedy v jednoduchém režimu není využívána vůbec. Tím, že již není traverzováno pneumatickými sondami, odpadá dříve zavedené indexování polohy. Namísto toho je indexem  $i$  zavedeno rozlišování dat podle jejich sběru v čase.

V této kapitole je popsáno vyhodnocení primárních dat a určení výsledných ztrátových součinitelů v jednotlivých sledovaných rovinách výstupního tělesa. Opět je také naznačen způsob výpočtu nejistot měření typu B.

### 10.1 Vyhodnocení naměřených dat v rovině před lopatkovou mříží

V rovině 0 je sbíráno  $n$  hodnot (tlaků) pomocí tří-otvorové sondy, která je umístěna v referenční poloze. Pro vyhodnocení dat jsou použity stejné kalibrační rovnice jako při měření v traverzovacím režimu. Pro každý měřený časový okamžik  $i$  tak lze získat hodnotu statického, celkového tlaku a úhel náběhu proudu. Dopočítat pak lze vektor rychlosti proudu, popřípadě jeho dvě složky. Rovnice pro výpočet daných veličin se prakticky shodují s těmi, které byly uvedeny v kapitole 9.1. Jediný rozdíl je v jejich indexování, kdy byl zaveden už zmíněný časový index  $i$ . Na následujících řádcích jsou uvedeny nejdůležitější rovnice pro výpočet relativních hodnot statického a celkového tlaku pomocí kalibračních koeficientů. Z nich lze poté vypočítat absolutní hodnoty.

$$\Delta p_{s0_i} = \Delta p_{s0_i} - C_{p_i}^{STAT} \cdot (\Delta p_{s0_i} - p_i) \quad (117)$$

$$\Delta p_{c0_i} = \Delta p_{s0_i} - C_{p_i}^{TOTAL} \cdot (\Delta p_{s0_i} - p_i) \quad (118)$$

Výpočet absolutních tlaků:

$$\Delta p_{s0_i} = p_{s0_{mer_i}} - p_{bar} \quad (119)$$

$$p_{s0_i} = \Delta p_{s0_i} + p_{bar} \quad (120)$$

$$\Delta p_{c0_i} = p_{c0_{mer_i}} - p_{bar} \quad (121)$$

$$p_{c0_i} = \Delta p_{c0_i} + p_{bar} \quad (122)$$

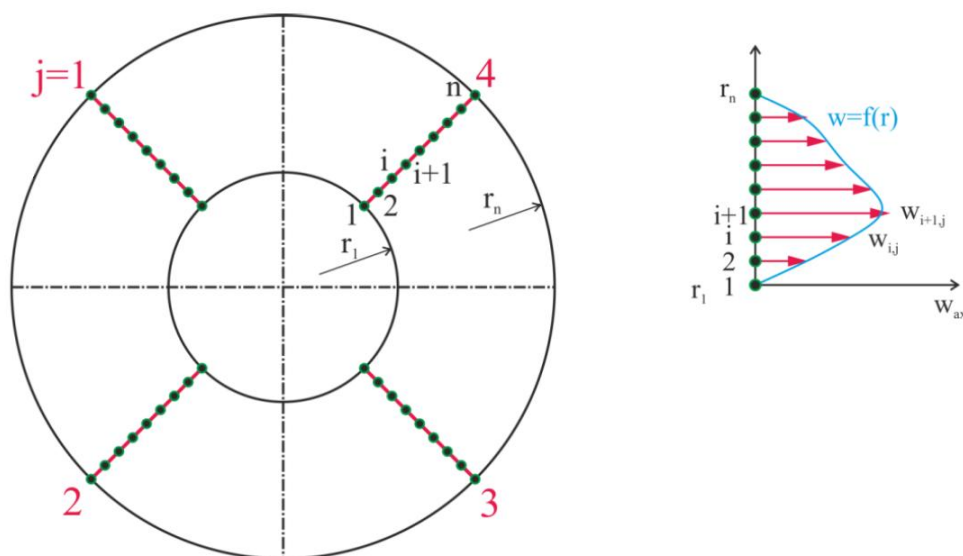
$$p_{d0_i} = \Delta p_{c0_i} - \Delta p_{s0_i} \quad (123)$$

Pro sledované parametry se vypočte střední hodnota:

$$\Delta p_{c0} = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta p_{c0_i}}{n} ; \Delta p_{s0} = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta p_{s0_i}}{n} ; \Delta p_{d0} = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta p_{d0_i}}{n} \quad (124)$$

### 10.2 Nalezení referenční pozice

Před samotným měřením v jednoduchém režimu je třeba nalézt v rovině před mříží (rovina 0) jednu referenční polohu sondy tak, aby v této rovině byla získána dostatečně reprezentativní hodnota proudového pole. Postup určení této polohy je schematicky naznačen na obr. 10-1.



Obr. 10-1: Určení referenční polohy v rovině před mříží [5]

Nalezení referenční polohy spočívá v proměření zpravidla 4 rychlostních profilů v radiálním směru, kdy každý rychlostní profil přísluší jednomu kvadrantu lopatkové mříže, tak jak je naznačeno výše na obrázku. Z kalibračních rovnic tří-otvorové sondy jsou vypočteny rychlosti v každém měřeném bodě a sestaveny rychlostní profily pro každou měřenou radiálu, viz pravá část obrázku. Aby byl dodržen hmotnostní průtok na dané radiále, je uvažována pouze axiální složka rychlosti. Protože z konstrukčních důvodů není možné měřit se sondou přímo u stěny, jsou dva body na patním a špičkovém průměru doplněny uměle, kdy za předpokladu existence bezkluzové podmínky mezní vrstvy po obtékané stěně je možné očekávat tuto rychlost nulovou. Numerickou integrací jednoduchým obdélníkovým pravidlem pak lze vypočítat integrální průtočné množství na dané radiále. Využito je přitom základní obecné rovnice aerodynamiky popř. mechaniky tekutin pro hmotnostní respektive objemový průtok upravené pro daný konkrétní případ, viz následující vztah.

$$\dot{V}_j = \sum_{i=1}^{n-1} \dot{V}_{i,j} = \sum_{i=1}^{n-1} w_{i,j} \cdot S_{i,j} = \sum_{i=1}^{n-1} \frac{w_{i+1,j} + w_{i,j}}{2} \cdot (r_{i+1} - r_i) ; j = 1,2,3,4 \quad (125)$$

Z podstaty měření jsou k dispozici data pouze na dané radiále a není možné tak počítat objemový průtok plochou, ale pouze skrze úsečku dané délky a rozměr výsledného objemového průtočného množství tak je  $\frac{m^2}{s}$ .

Dalším krokem je stanovení střední rychlosti  $\bar{w}_j$ , tak aby byl dodržen objemový průtok danou radiálou a platil tedy vztah (126). Střední rychlost  $\bar{w}_j$  se následně vypočte pomocí vztahu (127).

$$\dot{V}_j = \bar{w}_j \cdot \sum_{i=1}^{n-1} S_{i,j} \quad (126)$$

$$\bar{w}_j = \frac{\dot{V}_j}{\sum_{i=1}^{n-1} S_{i,j}} = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \dot{V}_{i,j}}{\sum_{i=1}^{n-1} S_{i,j}} = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \dot{V}_{i,j}}{(r_n - r_1)} = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \frac{w_{i+1,j} + w_{i,j}}{2} \cdot (r_{i+1} - r_i)}{(r_n - r_1)} \quad (127)$$

Tímto způsobem získaná střední rychlost pak odpovídá rychlosti v hledaném referenčním bodě (poloměru) na dané radiále. V praxi to znamená, že změřený (diskrétní) rychlostní profil je proložen vhodnou regresní funkcí  $w_j = w_j(r)$ , ze které je vypočtena referenční poloha  $r_{ref,j}$  pro případ  $w_j = \overline{w_j}$ . Tento způsob se opakuje pro všechny vybrané řezy a výsledkem jsou tedy 4 referenční polohy pro 4 proměřené řezy v radiálním směru. Výsledná jedna referenční poloha je určena pomocí váženého průměru, kdy je váženo objemovým průtočným množstvím, viz vztah (128).

$$r_{ref} = \frac{\sum_{j=1}^N \dot{V}_j \cdot r_{ref,j}}{\sum_{j=1}^N \dot{V}_j} \quad (128)$$

Tímto způsobem vypočtená referenční poloha je následně použita pro sběr dat v jednoduchém režimu, kdy tří-otvorová sonda je umístěna na jedné z radiál na poloměru  $r_{ref}$ .

### 10.3 Hmotnostní průtok vzduchu aerodynamickým tunelem

Před samotným měřicím prostorem je v trati aerodynamického tunelu umístěna Venturiho dýza sloužící pro měření průtoku. Po dobu celého měření jsou na Venturiho dýze sbírány tlaky a teploty a je tedy možné hmotnostní průtok vzduchu aerodynamickým tunelem vyhodnocovat prakticky on-line. Rovnice pro výpočet hmotnostního průtoku se mohou lišit podle dané konstrukce dýzy. V rámci této práce jsou potřebné vztahy (viz níže) převzaty z technické zprávy TZTP 0840, viz [24].

Do výpočtu vstupují následující parametry:

$T_{pi}$	- Teplota proudu	[K]
$\Delta p_{vi}$	- Relativní tlak před Venturiho dýzou	[Pa]
$p_{bari}$	- Barometrický tlak	[Pa]
$\Delta p_{vvi}$	- Rozdíl tlaků na Venturiho dýze	[Pa]
$D_d$	- Průměr Venturiho dýzy	[mm]
$D_{pd}$	- Průměr potrubí před Venturiho dýzou	[mm]
$r$	- Měrná plynová konstanta vzduchu	[J / Kg · K]

Poměr ploch Venturiho dýzy:

$$D = \left( \frac{D_d}{D_{pd}} \right)^2 \quad (129)$$

Výpočet absolutního tlaku před dýzou:

$$\begin{aligned} \Delta p_{vi} &= p_{vmeri} - p_{bari} \\ p_{vi} &= \Delta p_{vi} + p_{bari} \end{aligned} \quad (130)$$

Výpočet tlakového spádu na Venturiho dýze:

$$\Delta p_{vvi} = p_{vmeri} - p_{vvmeri} \quad (131)$$

Výpočet součinitele průtoku  $C$ :

$$C = ((0,720491 \cdot D - 0,112147) \cdot D + 0,098028) \cdot D + 0,980601 \quad (132)$$

Poměr tlaků:

$$p_i = \frac{P_{vi} - \Delta p_{vvi}}{P_{vi}} \quad (133)$$

Výpočet součinitele expanze  $\varepsilon$ :

$$\varepsilon_i = \sqrt{\frac{(1 - D^2) \cdot 3,5 \cdot \frac{e^{1,42857 \ln p_i} - e^{1,7142857 \ln p_i}}{1 - p_i}}{1 - D^2 \cdot e^{1,42857 \ln p_i}}} \quad (134)$$

Ze stavové rovnice se určí hustota proudu  $\rho_{pi}$ :

$$\rho_{pi} = \frac{P_{vi}}{r \cdot T_{pi}} \quad (135)$$

Výpočet dynamické a kinematické viskozity:

$$\mu_i = 9,80665 \cdot 1,775 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{1 + \frac{122}{273,15}}{1 + \frac{122}{T_{pi}}} \cdot \sqrt{\frac{T_{pi}}{273,15}} \quad (136)$$

$$v_i = \frac{\mu_i}{\rho_{pi}} \quad (137)$$

Hmotnostní průtok vzduchu aerodynamickým tunelem se následně vypočte dle vztahu (138).

$$\dot{m}_i = \frac{\pi}{4} \cdot C \cdot \varepsilon_i \cdot D_d^2 \cdot \sqrt{2 \cdot \Delta p_{vvi} \cdot \rho_{pi}} \quad (138)$$

Dalším charakteristickým parametrem je Reynoldsovo číslo Venturiho dýzy:

$$Re_{Di} = \frac{w_i \cdot D_d}{v_i} = \frac{\frac{\dot{m}_i}{\rho_{pi} \cdot S_i} \cdot D_d}{\frac{\mu_i}{\rho_{pi}}} = \frac{\rho_{pi} \cdot \dot{m}_i \cdot D_d}{\rho_{pi} \cdot \frac{\pi \cdot D_d^2}{4} \cdot \mu_i}$$

$$Re_{Di} = \frac{4 \cdot \dot{m}_i}{\pi \cdot \mu_{1i} \cdot D_d} \quad (139)$$

Ze získaných výsledků se vypočtou střední hodnoty:

$$m = \frac{\sum_{i=1}^n \dot{m}_i}{n} ; Re_D = \frac{\sum_{i=1}^n Re_{Di}}{n} ; \mu = \frac{\sum_{i=1}^n \mu_i}{n} \quad (140)$$

Odhad nejistoty typu B pro měření hmotnostního toku je založen na vztazích uvedených v normách, viz ČSN EN ISO 5167-1 a ČSN EN ISO 5167-3.

Praktický vzorec pro odhad nejistoty hmotnostního průtoku:

$$\delta \dot{m} = \dot{m} \cdot \sqrt{\left(\frac{\delta C}{C}\right)^2 + \left(\frac{\delta \varepsilon}{\varepsilon}\right)^2 + \left(\frac{2 \cdot D^4}{1 - D^4}\right)^2 \cdot \left(\frac{\delta D_{pd}}{D_{pd}}\right)^2 + \left(\frac{2}{1 - D^4}\right)^2 \cdot \left(\frac{\delta D_d}{D_d}\right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\delta \Delta p_{vv}}{\Delta p_{vv}}\right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\delta \rho_p}{\rho_p}\right)^2} \quad (141)$$

Nejistota měření charakteristických rozměrů Venturiho dýzy  $\delta D_{pd}$  a  $\delta D_d$  je shodně rovna  $\pm 0,5$  mm. Odhad nejistoty součinitele průtoku  $C$  a součinitele expanze  $\varepsilon$  vychází z výše zmiňované normy.

$$\delta C = C \cdot (1,2 + 1,5 \cdot D^4) \quad (142)$$

$$\delta \varepsilon = \varepsilon \cdot (4 + 100 \cdot D^8) \cdot \frac{\Delta p_{vv}}{p_v} \quad (143)$$

Poslední nejistotou vstupující do vztahu (141) je nejistota určení hustoty proudu, která je vypočtena dle věty o přenosu chyb, viz (144).

$$\delta \rho_p = \sqrt{A_{p_v}^2 \cdot \delta p_v^2 + A_{T_p}^2 \cdot \delta T_p^2} \quad (144)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_{p_v} = \frac{\partial \rho_p}{\partial p_v} = \frac{1}{r \cdot T_p} \quad (145)$$

$$A_{T_p} = \frac{\partial \rho_p}{\partial T_p} = \frac{p_v}{r} \quad (146)$$

Odhad nejistoty určení Reynoldsova čísla Venturiho dýzy je dán vztahem (147).

$$\delta Re_D = \sqrt{A_m^2 \cdot \delta \dot{m}^2 + A_\mu^2 \cdot \delta \mu^2 + A_{D_d}^2 \cdot \delta D_d^2} \quad (147)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_m = \frac{\partial Re_D}{\partial \dot{m}} = \frac{4}{\pi \cdot \mu \cdot D_d} \quad (148)$$

$$A_\mu = \frac{\partial Re_D}{\partial \mu} = \frac{4 \cdot \dot{m}}{\pi \cdot \mu^2 \cdot D_d} \quad (149)$$

$$A_{D_d} = \frac{\partial Re_D}{\partial D_d} = \frac{4}{\pi \cdot \mu \cdot D_d^2} \quad (150)$$

Konečně chyba určení dynamické viskozity je:

$$\delta \mu_i = \sqrt{A_{T_{pi}}^2 \cdot \delta T_{pi}^2} \quad (151)$$

Koeficient citlivosti je po úpravě roven :

$$A_{T_{pi}} = \frac{\partial \mu_i}{\partial T_{pi}} = \frac{0,461 \cdot 10^{-7}}{\sqrt{273,15} \cdot \left(\frac{122}{T_{pi}} + 1\right)} + \frac{0,307 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{\frac{T_{pi}}{273,15}}}{T_{pi}^2 \cdot \left(\frac{122}{T_{pi}} + 1\right)^2} \quad (152)$$

## 10.4 Reynoldsovo číslo výstupního tělesa

Jedním z významných bezrozměrných parametrů výstupního tělesa, respektive difuzoru je Reynoldsovo číslo založené na délce oběžné lopatky posledního stupně  $Y$ .

Dynamický tlak za lopatkovou mříží:

$$p_{d1} = \frac{p_{d0}}{p_p} \quad (153)$$

Statický tlak za lopatkovou mříží:

$$p_{s1} = p_{c0} - p_{d0} \cdot \left( \zeta_m + \frac{1}{p_p} \right) \quad (154)$$

Výpočet Reynoldsova čísla difuzoru:

$$Re_{Y1} = \frac{Y \cdot w_1}{\nu} = \frac{Y}{\mu} \cdot \sqrt{\frac{2}{r} \cdot \frac{p_{d1} \cdot p_{s1}}{T_p}} \quad (155)$$

Odhad nejistoty měření Reynoldsova čísla:

$$\delta Re_{Y1} = \sqrt{A_Y^2 \cdot \delta Y^2 + A_\mu^2 \cdot \delta \mu^2 + A_{p_{d1}}^2 \cdot \delta p_{d1}^2 + A_{p_{s1}}^2 \cdot \delta p_{s1}^2 + A_{T_p}^2 \cdot \delta T_p^2} \quad (156)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_Y = \frac{\partial Re_{Y1}}{\partial Y} = \sqrt{\frac{2}{r \cdot \mu^2} \cdot \frac{p_{d1} \cdot p_{s1}}{T_p}} \quad (157)$$

$$A_\mu = \frac{\partial Re_{Y1}}{\partial \mu} = -\frac{Y}{\mu^2} \cdot \sqrt{\frac{2}{r} \cdot \frac{p_{d1} \cdot p_{s1}}{T_p}} \quad (158)$$

$$A_{p_{d1}} = \frac{\partial Re_{Y1}}{\partial p_{d1}} = \frac{Y}{\mu} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot r} \cdot \frac{p_{s1}}{T_p \cdot p_{d1}}} \quad (159)$$

$$A_{p_{s1}} = \frac{\partial Re_{Y1}}{\partial p_{s1}} = \frac{Y}{\mu} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot r} \cdot \frac{p_{d1}}{T_p \cdot p_{s1}}} \quad (160)$$

$$A_{T_p} = \frac{\partial Re_{Y1}}{\partial T_p} = -\frac{Y}{\mu} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot r} \cdot \frac{p_{d1} \cdot p_{s1}}{T_p^3}} \quad (161)$$

## 10.5 Machovo číslo na vstupu do difuzoru

Kromě Reynoldsova čísla je dalším důležitým bezrozměrným parametrem Machovo číslo.

$$Ma_1 = \sqrt{\frac{2}{\kappa} \cdot \frac{p_{d1}}{p_{s1}}} \quad (162)$$

Odhad nejistoty měření Machova čísla:

$$\delta Ma_1 = \sqrt{A_{p_{d1}}^2 \cdot \delta p_{d1}^2 + A_{p_{s1}}^2 \cdot \delta p_{s1}^2} \quad (163)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_{p_{d1}} = \frac{\partial Ma_1}{\partial p_{d1}} = \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \kappa \cdot p_{d1} \cdot p_{s1}}} \quad (164)$$

$$A_{p_{s1}} = \frac{\partial Ma_1}{\partial p_{s1}} = -\sqrt{\frac{p_{d1}}{2 \cdot \kappa \cdot p_{s1}^3}} \quad (165)$$

## 10.6 Zpracování primárních dat v ploše 2

Jedná se o kruhovou plochu na výstupu z difuzoru, kde jsou měřeny čtyři tlaky na deflektoru a čtyři tlaky na zadní stěně výstupního tělesa. Jde se o tlaky relativní a jejich absolutní hodnota se vypočte stejným způsobem jako je uvedeno pro příklad tlaku  $p_{s2eA}$  v rovnici (166). Nicméně protože ve vztazích pro ztrátové součinitele v jednotlivých rovinách výstupního tělesa by opět došlo k vzájemnému odečtení barometrického tlaku, lze rovnou dosazovat měřené hodnoty relativní. Do následného určení nejistot měření ztrátových součinitelů tak barometrický tlak, jako výrazný zdroj nejistoty, nevstupuje.

$$\begin{aligned} \Delta p_{s2eAi} &= p_{s2eAi} - p_{bar} \\ p_{s2eAi} &= \Delta p_{s2eAi} + p_{bar} \end{aligned} \quad (166)$$

Z každé čtveřice měřených tlaků se vypočtou prostorové střední hodnoty:

$$\Delta p_{s2ei} = \frac{\Delta p_{s2eAi} + \Delta p_{s2eBi} + \Delta p_{s2eCi} + \Delta p_{s2eDi}}{4} \quad (167)$$

$$\Delta p_{s2ii} = \frac{\Delta p_{s2iAi} + \Delta p_{s2iBi} + \Delta p_{s2iCi} + \Delta p_{s2iDi}}{4} \quad (168)$$

Celkový střední tlak v ploše 2:

$$\Delta p_{s2i} = \frac{\Delta p_{s2ei} + \Delta p_{s2ii}}{2} \quad (169)$$

Středování tlaků v čase:

$$\Delta p_{s2} = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta p_{s2i}}{n} \quad (170)$$

## 10.7 Zpracování primárních dat v rovině 3

V rovině 3 na vstupu do nástavby kondenzátoru je měřeno osm tlaků. Postupným středováním dat nejdříve v prostoru a poté v čase se vypočte jedna hodnota tlaku, která přísluší dané rovině.

$$\Delta p_{Ti} = \frac{\Delta p_{T1i} + \Delta p_{T2i} + \Delta p_{T3i} + \Delta p_{T4i} + \Delta p_{T5i} + \Delta p_{T6i} + \Delta p_{T7i} + \Delta p_{T8i}}{8} \quad (171)$$

$$\Delta p_T = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta p_{Ti}}{n} \quad (172)$$

## 10.8 Výpočet ztrátových součinitelů výstupního tělesa

Podle uspořádání modelu výstupního tělesa je třeba rozlišovat dva případy. První, v tomto případě většinou používané uspořádání, je výstupní těleso s nástavbou kondenzátoru. Jak už ale bylo dříve uvedeno, jednou z měřených variant bylo také výstupní těleso bez nástavby kondenzátoru, což je druhý případ možného uspořádání. Pro výpočet ztrátových součinitelů v jednotlivých sledovaných rovinách výstupního tělesa je třeba pro tyto dva případy používat dvě různé skupiny vztahů. V rovnicích vystupují střední hodnoty parametrů lopatkové mříže  $\zeta_m$  a  $p_p$ . Je na uživateli, který způsob středování použije, viz kapitola 9.4.

### 1) Bez nástavby kondenzátoru

- Ztrátový součinitel difuzoru

$$\zeta_{D_i} = \left( \frac{\Delta p_{c0_i} - \Delta p_{s2_i}}{p_{d0_i}} - \bar{\zeta}_m \right) \cdot \frac{p_{d0_i}}{p_{d1_i}} = (\zeta_{mD_i} - \bar{\zeta}_m) \cdot \bar{p}_p \quad (173)$$

- Ztrátový součinitel difuzoru a hrdla

$$\zeta_{H_i} = \left( \frac{\Delta p_{c0_i}}{p_{d0_i}} - \bar{\zeta}_m \right) \cdot \frac{p_{d0_i}}{p_{d1_i}} = (\zeta_{mH_i} - \bar{\zeta}_m) \cdot \bar{p}_p \quad (174)$$

### 1) S nástavbou kondenzátoru

- Ztrátový součinitel difuzoru

$$\zeta_{D_i} = \left( \frac{\Delta p_{c0_i} - \Delta p_{s2_i}}{p_{d0_i}} - \bar{\zeta}_m \right) \cdot \frac{p_{d0_i}}{p_{d1_i}} = (\zeta_{mD_i} - \bar{\zeta}_m) \cdot \bar{p}_p \quad (175)$$

- Ztrátový součinitel difuzoru a hrdla

$$\zeta_{H_i} = \left( \frac{\Delta p_{c0_i} - \Delta p_{s3_i}}{p_{d0_i}} - \bar{\zeta}_m \right) \cdot \frac{p_{d0_i}}{p_{d1_i}} = (\zeta_{mH_i} - \bar{\zeta}_m) \cdot \bar{p}_p \quad (176)$$

- Ztrátový součinitel difuzoru, hrdla a nástavby kondenzátoru

$$\zeta_{N_i} = \left( \frac{\Delta p_{c0_i}}{p_{d0_i}} - \bar{\zeta}_m \right) \cdot \frac{p_{d0_i}}{p_{d1_i}} = (\zeta_{mN_i} - \bar{\zeta}_m) \cdot \bar{p}_p \quad (177)$$

### 10.8.1 Statistické zpracování získaných hodnot ztrátových součinitelů

Ze získaných hodnot jednotlivých ztrátových součinitelů je třeba vyloučit odlehle hodnoty, tedy hodnoty, které by mohly být zatíženy hrubou chybou. Předpokladem je, že data jsou normálního rozdělení pravděpodobnosti. Vyřazení odlehlejších dat bude popsáno pro případ ztrátového součinitele difuzoru. Obdobně by se samozřejmě postupovalo u všech zbývajících.

Výpočet střední hodnoty ztrátového součinitele:

$$\bar{\zeta}_D = \frac{\sum_{i=1}^n \zeta_{D_i}}{n} \quad (178)$$



Stanoví se výběrová směrodatná odchylka ztrátového součinitele:

$$s_D = \frac{\sum_{i=1}^n (\zeta_{D_i} - \bar{\zeta}_D)^2}{n - 1} \quad (179)$$

Z dalšího zpracování se vyřadí hodnoty ztrátového součinitele, pro které platí:

$$|\zeta_{D_i} - \bar{\zeta}_D| \geq 2 \cdot s_D \quad (180)$$

Za předpokladu, že bylo vyřazeno  $p$  hodnot ztrátového součinitele difuzoru, vznikl 95-tí% interval těchto hodnot, viz obr. 7-1. Ze zbylých hodnot se opět vypočte střední hodnota a nová směrodatná odchylka, viz následující dva vztahy.

$$\zeta_D = \frac{\sum_{i=1}^{n-p} \zeta_{D_i}}{n - p} \quad (181)$$

$$s_D = \frac{\sum_{i=1}^{n-p} (\zeta_{D_i} - \bar{\zeta}_D)^2}{n - 1 - p} \quad (182)$$

### 10.8.2 Nejistota měření ztrátových součinitelů typu B

Vztahy pro určení nejistoty typu B pro jednotlivé nepřímě měřené veličiny, které vstupují do výsledných vztahů ztrátových součinitelů, byly uvedeny v předcházejících kapitolách. Cílem této kapitoly je se zabývat přenosem těchto nejistot k výsledné veličině, tedy určit citlivostní koeficienty. Následující vztahy se týkají určení nejistoty měření ztrátového součinitele difuzoru. Nejistoty měření zbývajících ztrátových součinitelů by se určily obdobně.

Odhad nejistoty měření ztrátového součinitele difuzoru:

$$\delta \zeta_{D_i} = \sqrt{A_{\Delta p_{c0_i}}^2 \cdot \delta \Delta p_{c0_i}^2 + A_{\Delta p_{s2_i}}^2 \cdot \delta \Delta p_{s2_i}^2 + A_{p_{d0_i}}^2 \cdot \delta p_{d0_i}^2 + A_{\bar{\zeta}_m}^2 \cdot \delta \bar{\zeta}_m^2 + A_{p_{d1_i}}^2 \cdot \delta p_{d1_i}^2} \quad (183)$$

Kde citlivostní koeficienty jsou určeny takto:

$$A_{\Delta p_{c0_i}} = \frac{\partial \zeta_{D_i}}{\partial \Delta p_{c0_i}} = \frac{1}{p_{d1_i}} \quad (184)$$

$$A_{\Delta p_{s2_i}} = \frac{\partial \zeta_{D_i}}{\partial \Delta p_{s2_i}} = -\frac{1}{p_{d1_i}} \quad (185)$$

$$A_{p_{d0_i}} = \frac{\partial \zeta_{D_i}}{\partial p_{d0_i}} = -\frac{\bar{\zeta}_m}{p_{d1_i}} \quad (186)$$

$$A_{\bar{\zeta}_m} = \frac{\partial \zeta_{D_i}}{\partial \bar{\zeta}_m} = -\frac{p_{d0_i}}{p_{d1_i}} \quad (187)$$

$$A_{p_{d1_i}} = \frac{\partial \zeta_{D_i}}{\partial p_{d1_i}} = -\left( \frac{\Delta p_{c0_i} - \Delta p_{s2_i}}{p_{d0_i}} - \bar{\zeta}_m \right) \cdot \frac{p_{d0_i}}{p_{d1_i}^2} \quad (188)$$

## 11 Postup vlastního měření

V předešlých kapitolách byly teoreticky rozebrány jednotlivé možnosti měření a způsoby vyhodnocení získaných dat. V rámci této kapitoly bude uveden konkrétní stručný přehled jednotlivých kroků, které je nutné provést během celého experimentálního měření. Budou popsány jednotlivé měřené varianty a v rámci možností bude text doplněn o fotografie skutečných zařízení.

### 11.1 Příprava před měřením

Dříve než bylo možné sbírat první data ať už v traverzovacím nebo jednoduchém režimu, bylo nutné provést kalibraci pneumatických sond a z příslušných míst modelu výstupního tělesa "vyvést" odběry statického tlaku, viz schéma měření v kapitole 6.1.

#### 1) Kalibrace pneumatických sond

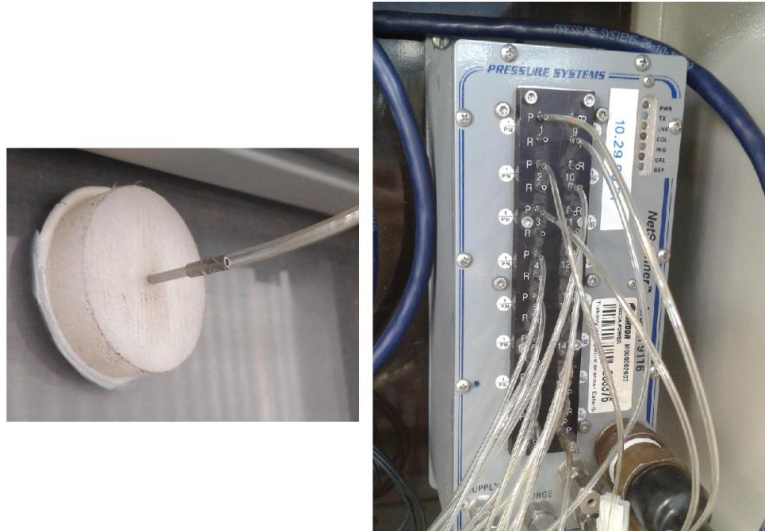
Protože během měření tří respektive pěti-otvorovou pneumatickou sondou nedochází k jejich natáčení do směru proudu, je nutná jejich směrová kalibrace. Cílem směrové kalibrace je určit kalibrační koeficienty, ze kterých se při samotném měření určuje směr a velikost vektoru rychlosti proudového pole v místě špičky sondy.

Kalibrace byla provedena na kalibračním tunelu umístěném v experimentální laboratoři společnosti DSPW. Kalibrační trať se skládá z motoru, ventilátoru a natáčecího zařízení. Pohyb natáčecího zařízení zajišťují dva krokové motory, které mohou sondou pohybovat ve dvou navzájem kolmých osách. Kalibrační rychlost lze měnit pomocí škrtkové klapky a k její nastavení slouží referenční prandtlůva sonda. Pro kalibraci byla zvolena rychlost 30 m/s, což je rychlost zhruba očekávaná na výstupu z aerodynamického tunelu při samotném měření. Měřený tlak je zaveden do 16-ti kanálového tlakového převodníku Netscanner 9116. Samotné natáčení sondy a sbírání tlaků z jednotlivých odběrů sondy probíhá automaticky podle kalibrační aplikace, která je součástí daného kalibračního tunelu. Výpočet a použití kalibračních koeficientů bylo již dříve rozebráno v kapitole 9. Průběh samotné kalibrace lze v bodech popsat následovně:

- Připevnění sondy k natáčecímu zařízení,
- nastavení sondy do středu výstupního průřezu kalibračního tunelu,
- natočení sondy do směru proudu (rozdíl tlaků na protilehlých bočních odběrech je nulový),
- spuštění kalibrační aplikace - natáčení sondy a sběr dat.

#### 2) Odběry statických tlaků

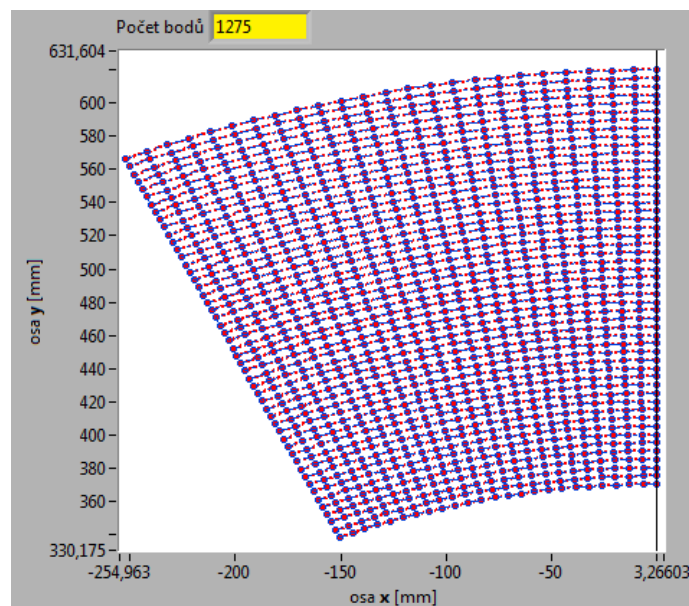
Provedení odběrů statických tlaků z příslušných míst výstupního tělesa je patrné z levé části obr. 11-1. Statický tlak je z příslušného místa vyveden otvorem ve stěně o průměru 0.5 mm, na který navazuje ocelová trubička a polyuretanová hadička. Pro uchycení trubičky je použit plastový kotouček, který je přilepen ke stěně výstupního tělesa, viz obrázek. Zapojení odběrů tlaků ve stacionárním tlakovém převodníku Netscanner 9116 je vidět v pravé části obrázku.



Obr. 11-1: Provedení odběru statického tlaku

## 11.2 Měření v traverzovacím režimu

Cílem měření v traverzovacím režimu bylo důkladné proměření čtyř segmentů lopatkové mříže tak, aby se z naměřených dat mohly dále vypočítat charakteristické parametry mříže. Poloha jednotlivých segmentů byla již dříve znázorněna na obr. 9-1, kdy úhel každého z měřených segmentů byl shodně zvolen  $24^\circ$ . Velikost úhlu byla volena tak, aby bylo proměřeno několik lopatek mříže a byl tak v měřených datech dostatečně zachycen úplav proudu za lopatkami. Měřicí síť, podle které bylo traverzováno měřicími sondami, byla vygenerována v příslušném programu, který je součástí aplikace pro sběr dat na aerodynamickém tunelu. Náhled na část obrazovky zmiňované aplikace s viditelnou sítí pro jeden segment lopatkové mříže je zobrazen na obr. 11-2. Ke sběru dat dochází v uzlových bodech měřicí mříže a jejich celkový počet pro 1 segment je 1275 bodů. V každém měřeném bodě bylo sbíráno 50 hodnot sledovaných veličin.



Obr. 11-2: Měřicí síť segmentu lopatkové mříže

I když je měření v traverzovacím režimu zaměřeno spíše na proměření lopatkové mříže, je nutné zachovat charakter proudění jako při měření ztrátových součinitelů ve výstupním tělese. Měření proto probíhalo s připojeným prázdným výstupním tělesem s nástavbou kondenzátoru. Pohled na výstupní těleso ustavené v měřicí poloze je na obr. 11-3.



Obr. 11-3: Prázdné výstupní těleso s nástavbou

### 11.3 Měření v jednoduchém režimu

Po sběru dat v traverzovacím režimu a výpočtu charakteristických rozměrů lopatkové mříže je dále možné měřit pouze v jednoduchém režimu. V tomto režimu není traverzováno s žádnou z pneumatických sond a data jsou přitom sbírána pouze pomocí tří-otvorové sondy, která je umístěna v tzv. referenční poloze. Samotnému měření v jednoduchém režimu tak nejprve předchází měření pro určení referenční polohy. Pak už mohou následovat jednotlivá měření pro určení ztrátových součinitelů ve výstupním tělese v závislosti na různých typech vnitřních vestaveb tělesa nebo na vefukování do mezní vrstvy. Pro každou variantu je sbíráno 600 vzorků frekvencí 5 Hz.

#### 11.3.1 Nalezení referenční polohy

Teoretický princip nalezení referenční polohy byl již zmíněn v kapitole 10.2. Pro samotné měření je opět využíváno připravené aplikace, kde vstupními parametry je počet proměřovaných radiál a počet bodů na dané radiále. Výstupní soubor pak obsahuje měřená data v příslušných měřených bodech a je možné podle dříve uvedených vztahů určit referenční polohu tří-otvorové pneumatické sondy. V rámci této práce byly proměřovány čtyři radiály a na každé z nich byla sbírána data v 50 bodech.

#### 11.3.2 Jednotlivé měřené varianty

Následující text se zabývá popisem jednotlivých měřených variant. Sledován byl především vliv různých vestaveb, které byly střídavě nebo ve vhodné kombinaci vkládány do výstupního tělesa. Jednotlivé vestavby byly vyrobeny z různých materiálů jako je např. plexisklo, PVC

nebo dřevotřísk. Pro jejich uchycení v tělese byl převážně použit transparentní silikon, kterým byly dané vestavby přilepeny do požadované polohy.

### 1) Referenční varianta

Více než samotné vyčíslení absolutních hodnot ztrátových součinitelů ve výstupním tělese je cílem práce sledovat kladný nebo negativní vliv jednotlivých vestaveb. Aby bylo možné tento vliv vestaveb posoudit, byla zvolena referenční varianta se kterou budou všechny následující porovnávány. Touto základní referenční variantou je v tomto případě prázdné těleso s nástavbou kondenzátoru, tak jak již bylo zobrazené na obr. 11-3. Prázdným tělesem je zde míněno těleso bez jakýchkoliv výztuh a podpěr. Teoreticky by takto nijak nezastavěné těleso mělo vykazovat nejmenší aerodynamický odpor proudícímu mediu a ztrátový součinitel by měl být nejmenší. Nicméně od proměřovaných vnitřních vestaveb je převážně očekáváno, že vhodně usměrní a "uklidní" proudění natolik, že ztrátový součinitel v jednotlivých měřicích rovinách výstupního tělesa klesne.

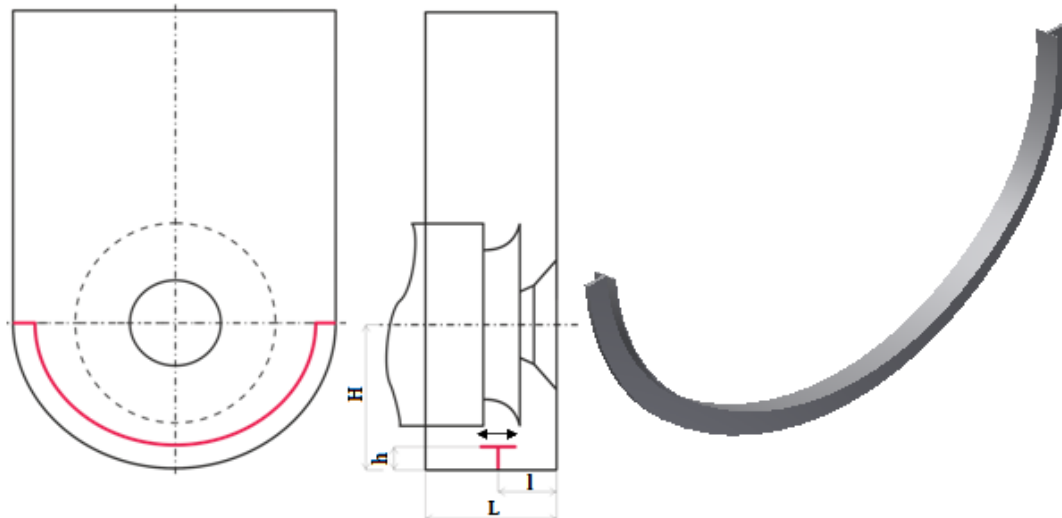
### 2) Vliv nástavby kondenzátoru

Jak je patrné například z obr. 5-3, tak nástavba kondenzátoru má tvar difuzoru, tedy postupně se rozšiřujícího kanálu. Z podstaty funkce difuzoru by se tedy nástavba kondenzátoru měla podílet na přeměně kinetické energie proudu na energii tlakovou a tím kladně ovlivňovat ztráty samotného výstupního tělesa.

Protože z modelu zkoumaného výstupního tělesa lze nástavba kondenzátoru volně sundat, lze tento její vliv na ztráty ověřit měřením.

### 3) T-žebro

Jednou ze základních testovaných variant je vliv žebra z T profilu, dále T-žebro. Jak je schematicky znázorněno na obr. 11-4, T-žebro je umístěno na spodku výstupního tělesa a postupně se mění jeho poloha respektive vzdálenost od zadní závěrné desky. Proměřeno bylo celkem 9 poloh T-žebra. Poloha T-žebra je udávána jako poměr  $l/L$ , viz. obrázek. Jednotlivé varianty jsou značeny písmenem T a příslušnou hodnotou  $l/L$ . Postupně tak byly změřeny polohy T0.2 až T0.8. Varianta T0 a T1 označuje krajní polohy T-žebra, kdy těsně přiléhalo ke stěně výstupního tělesa. Rozměr T-žebra je udáván bezrozměrně jako poměr výšky T-žebra ku vzdálenosti k dělicí rovině výstupního tělesa. Tento poměr je označen  $h/H$  a v tomto případě  $h/H = 0.096$ .



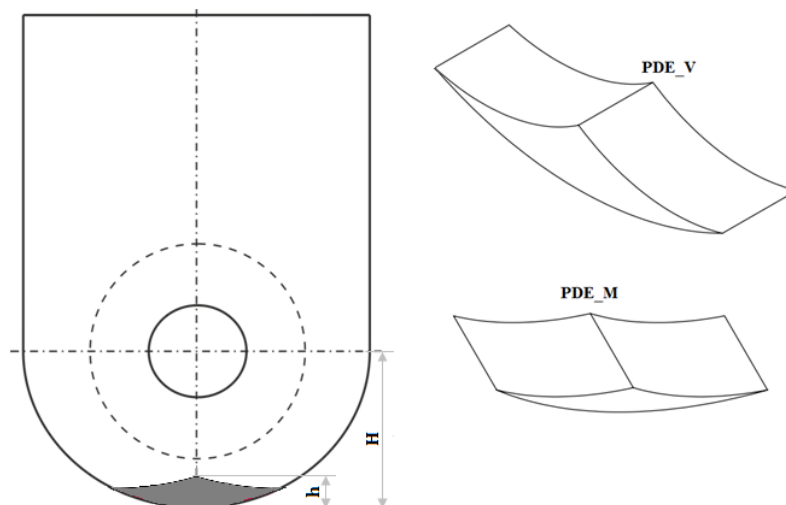
Obr. 11-4: Poloha T-žebra

#### 4) Prosté žebro

Na základě výsledků získaných pro variantu výstupního tělesa s T-žebrem byla vytvořena určitá modifikace této varianty, když z žebra byla odstraněna horní vodorovná plocha. Tím v podstatě vzniklo žebro obdélníkového profilu. Vyrobeno pak bylo žebro ze 3 částí a jejich skládáním na sebe bylo možné měnit jeho výšku. Odměřeny tak mohly být 3 výšky žebra  $h/H = 0.048$ ;  $0.096$  a  $0.144$ . Pro tento případ už byly měřeny pouze ty polohy žebra, které se v předchozím měření s T-žebrem ukázali jako výhodné.

#### 5) Proudnicově definovaný element

Dalším vloženým prvkem do výstupního tělesa je tzv. proudnicově definovaný element, dále označován jako PDE. Tvar PDE je vidět na následujícím obrázku, sledován byl vliv dvou různých výšek tohoto prvku. Tento rozměr bude opět vyjádřen bezrozměrně jako poměr  $h/H$ . Dále tak bude rozlišováno označení PDE\_V pro poměr  $h/H = 0.26$  a označení PDE\_M pro poměr  $h/H = 0.11$ . Jak je vidět z obrázku, tak PDE je umístěn na spodek výstupního tělesa tak, aby jeho špička byla v ose tělesa.

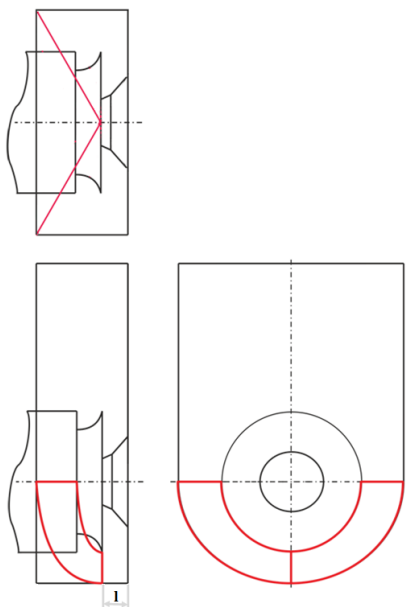


Obr. 11-5: Umístění Proudnicově Definovaného Elementu

## 6) Klínová stěna

Cílem většiny popisovaných vnitřních vestaveb je napomoci k minimalizaci ztrát vznikajících z důvodu jednoduchého tvaru vlastního výstupního tělesa. Je tedy snahou proud vzduchu nasměrovat především mimo oblasti, jako jsou například spodní rohy tělesa, kde dochází ke vzniku sekundárního proudění a tím také ke značným ztrátám energie.

Jednou možností jak požadovaného efektu dosáhnout je použití klínové stěny, tak jak je naznačeno na obr. 11-6. Aby se usnadnilo přeproudění media ze spodní části do výstupního traktu, musí být špička klínové stěny umístěna přímo pod deflektorem, tak jak je naznačeno na obrázku. Pro porovnání byla odměřena ještě varianta s mírně posunutou špičkou klínové stěny blíž k závěrné desce výstupního tělesa. Popíše-li se poloha špičky klínové stěny přímo pod deflektorem rozměrem  $l = 1$ , tak druhá měřená varianta odpovídala poloze  $l = 0,8$ .



Obr. 11-6: Klínová stěna

## 7) Trubková mříž

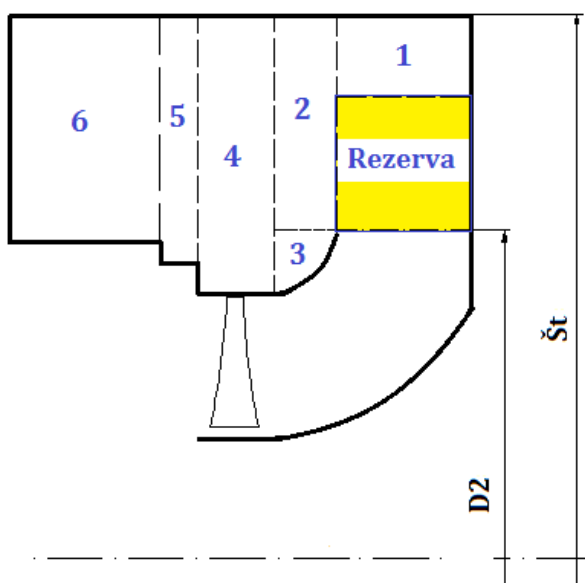
Jak už bylo mnohokrát zmíněno, tak na výstupní těleso jsou kladeny i značené pevnostní nároky. Při zkoumání optimálních tvarů a vnitřních vestaveb hrdel je tedy třeba vycházet z reálných možností a uvažovat i čistě výztužné prvky. Jako výztuhy se nejčastěji používají trubkové mříže a další měřená varianta, tak měla za cíl ověřit jejich vliv na ztrátový součinitel tělesa. Trubková mříž byla umístěna do nástavby kondenzátoru a její provedení je patrné z obr. 11-7.



Obr. 11-7: Trubková mříž

### 8) "Ucpání" dělicí roviny

Inspirace pro změření vlivu "ucpání" dělicí roviny výstupního tělesa vychází především z trendu stále častějších požadavků na retrofity parních turbín. Retrofity jsou charakteristické tím, že vnější NT těleso zůstává původní, zatímco průtočná část s vnitřním tělesem je obvykle zcela nová, což většinou vede ke zmenšování průtočné plochy dělicí rovinou. V tomto případě byla zmenšována šířka tělesa pomocí sololitových desek, které byly připevňovány do dělicí roviny tělesa. Aby byl znám výchozí stav, bylo nutné vypočítat průtočnou plochu v dělicí rovině. Výpočet je schematicky naznačen na obr. 11-8 a byl proveden podle metodiky uvedené v interní technické směrnici společnosti DSPW. Plocha jedné poloviny dělicí roviny  $S_{dr}$  uvedené na obrázku je rovna součtu dílčích ploch 1 až 6. Žlutě označená plocha se nezapočítává a je ponechána jako rezerva pro výtok páry z difuzoru v dělicí rovině



Obr. 11-8: Výpočet ploch v dělicí rovině

Výstupní těleso lze charakterizovat bezrozměrným číslem  $\mu_{dr}$ , viz vztah (189). Jedná se o poměr průřezu dělicí roviny výstupního tělesa ku výstupnímu průřezu difuzoru  $S_2$ .

$$\mu_{dr} = \frac{2 \cdot S_{dr}}{S_2} \quad (189)$$

Získaná hodnota  $\mu_{dr}$  pro zkoumaný model výstupního tělesa je 0,93. Pomocí desek vkládaných do dělicí roviny se postupně hodnota  $\mu_{dr}$  snižovala o čtyři úrovně až na hodnotu 0,43. Sledován byl přitom průběh ztrátového součinitele v jednotlivých rovinách výstupního tělesa. Všechny hodnoty  $\mu_{dr}$ , které byly v průběhu měření nastaveny jsou uvedeny v následující tabulce.

	Nastavené hodnoty				
<b>Poměr průřezů</b> $\mu_{dr}$	0,93	0,83	0,73	0,63	0,43

Tab. 9: Ucpání dělicí roviny - nastavené poměry průřezů



## 9) Vliv vefukování do mezní vrstvy

Výrazný vliv na snížení ztrát především v difuzoru by mělo mít vefukování do mezní vrstvy. Samotná vefukovací trať již byla popsána v kapitole 5.1.1. Díky dělenému deflektoru je možné odtlačovacími šrouby nastavit šířku štěrbin v mezích od 0 do 5 mm. Nicméně samotné nastavení zvolené šířky je časově náročné a měření všech variant s vefukováním pro různé šířky štěrbin by tak bylo v rámci této práce těžko realizovatelné. Proto byla pro všechny měřené varianty nastavená jednotná šířka štěrbin  $s = 4$  mm.

Hmotnostní tok vefukovaného vzduchu je možné měnit pomocí elektricky poháněného šoupátka umístěného ve vefukovací trati. Protože vefukování do mezní vrstvy je v podstatě přivedení kladné energie, je nasnadě, že s rostoucím množstvím tohoto vefukování je i jeho vliv výraznější. V praxi se pro vefukování do mezní vrstvy používá pára odsávaná štěrbinami ve statorových lopatkách posledních stupňů. Nicméně tato odsátá pára pak dále nemůže vykonat práci v průtočné části a je pak otázkou, do jakého množství páry je vefukování ještě výhodné. Obecně se udává, že optimální vefukované množství je 2,5 % z hmotnostního toku průtočnou částí. Bohužel konstrukční provedení vefukování na experimentálním modelu umožňuje dosáhnout průtočného množství maximálně 1,8 % z hmotnostního toku aerodynamickým tunelem. S tímto vefukovaným množstvím tak byly postupně odměřeny všechny zmiňované varianty. Pro porovnání bylo ještě pro variantu prázdného tělesa s nástavbou nastaveno vefukování 1%.

## 12 Výsledky měření a jejich vyhodnocení

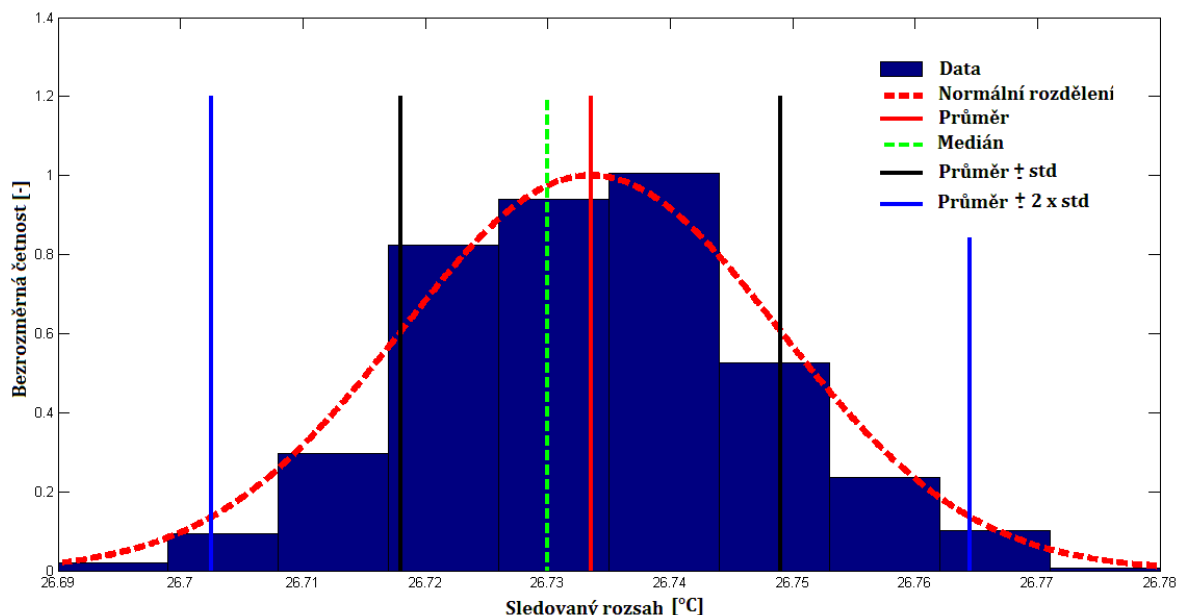
Cílem této práce bylo především experimentální stanovení ztrátových součinitelů výstupního tělesa pro různé varianty vnitřních vestaveb, případně s vefukováním do mezní vrstvy. V této kapitole jsou uvedeny vybrané výsledky, získané z jednotlivých měření. Ještě předtím jsou ukázány některé statistické charakteristiky naměřených dat společně s výsledky odhadu nejistot měření základních veličin.

### 12.1 Statistické zpracování dat

#### 12.1.1 Kontrola normality dat

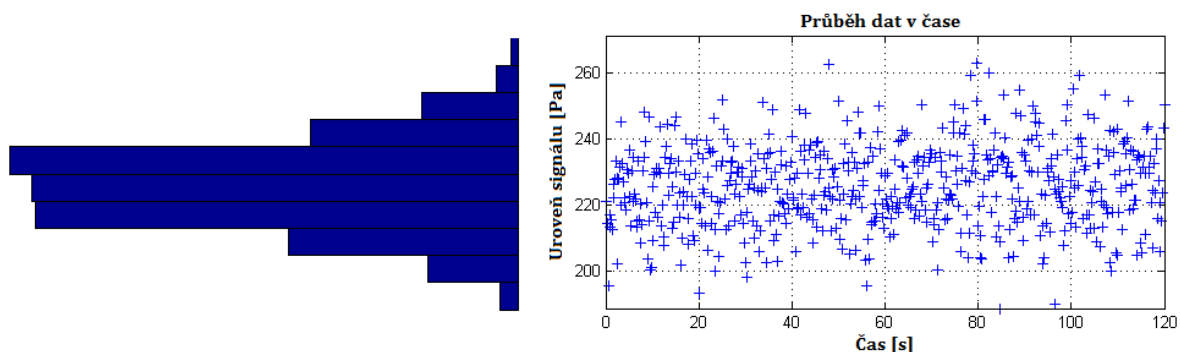
Veškeré vztahy a teorie pro vyhodnocení naměřených dat, které byly uvedeny v předchozím textu, jsou založeny na předpokladu normálního rozdělení primárních dat. Pokud by naměřená data nebyla normálního rozdělení, musel by se pro jejich vyhodnocení zvolit jiný a v mnoha způsobech složitější způsob. Proto kontrola normality dat je prvním krokem před jejich samotným zpracováním. Zde bude ukázáno několik způsobů posouzení normality dat na příkladu naměřených údajů teploty proudu vzduchu  $t_1$  a tlaku z levého odběru tří-otvorové pneumatické sondy  $\Delta p_{L0}$ .

Asi nejrychlejším a pro svou jednoduchost i často používaným způsobem je grafické ověřování normality. Jednou z možností grafického znázornění rozložení dat je vykreslení jejich histogramu. Tímto způsobem lze rychle určit umístění a rozložení dat, jejich symetrii a velikost odchylek. Histogram teploty proudu vzduchu, měřené pomocí odporového snímače Pt100, je vykreslen na obr. 12-1. Na obrázku je také znázorněn ideální průběh normálního rozdělení pro sledovaný rozsah teplot. Na první pohled je patrné, že naměřená data lze považovat za normální. Pro ucelený pohled na charakter změřených dat jsou na obrázku vyznačeny i hodnoty základních statistických parametrů jako je aritmetický průměr, medián a meze charakteristických oblastí daných násobky směrodatné odchylky.



Obr. 12-1: Histogram měřené teploty - vyznačení základních statistických parametrů

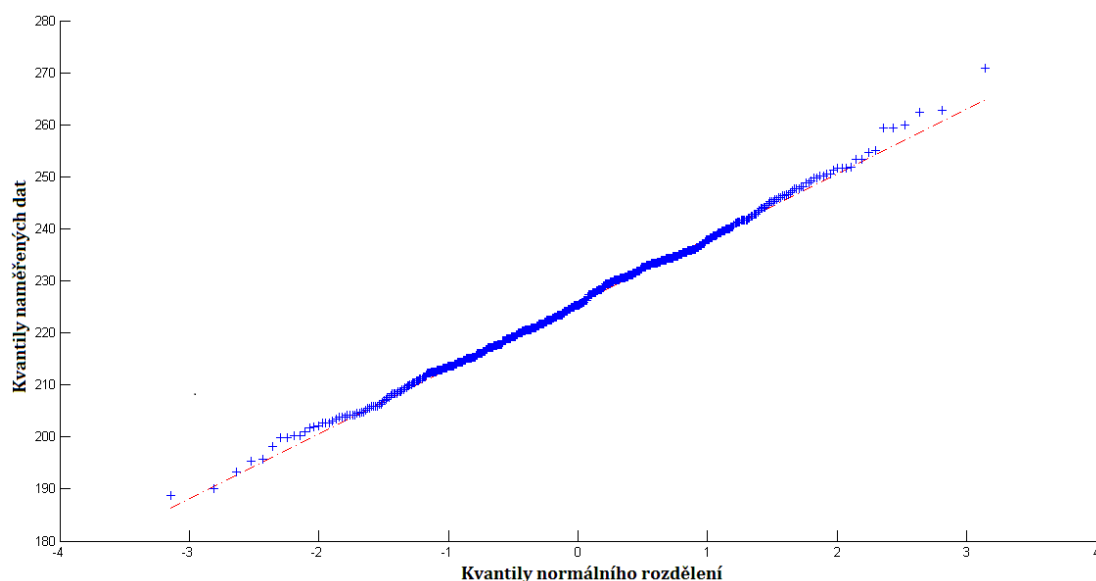
Rozložení dat pro příklad měřeného tlaku je vidět na obr. 12-2, kde mimo histogramu je vykreslen i průběh dat v čase. Jelikož vzorkovací frekvence sběru dat byla konstantní, jsou data na časové ose rozložena rovnoměrně. Je parné, že většina dat je rozložena v těsné blízkosti kolem střední hodnoty 226 Pa.



Obr. 12-2: Průběh měřených dat v čase

Jako druhý způsob grafického ověření normality dat je pro příklad měřeného tlaku ukázán tzv. Q-Q plot (kvantil-kvantil plot), viz obr. 12-3. U tohoto způsobu jsou porovnávány kvantily naměřených dat s kvantily zvoleného, v tomto případě normálního, rozdělení. Vynesenými body pro normální rozdělení se proloží přímka. Čím méně se body z naměřených dat odchyľují od přímky, tím více se rozložení dat blíží porovnávanému normálnímu rozdělení.

Z průběhu zobrazeného na obrázku je patrné, že body naměřená (primární) data z velké části leží na přímce normálního rozdělení. Na základě uvedených skutečností je možné považovat primární data za výběr pocházející z normálního rozdělení.



Obr. 12-3: Q-Q plot měřeného tlaku  $\Delta p_{l0}$

Mimo uvedených způsobů posouzení normality existuje celá řada hypotéz pro testování normality dat, například Shapiro-Wilkův test. Nicméně tyto testy bývají často nespolehlivé a vizuální kontrola je v tomto případě vhodnější a dostačující.

### 12.1.2 Nejistoty měření

V této podkapitole budou na základě změřených primárních dat číselně vyhodnoceny odhady nejistot měření u základních měřených veličin. Postup stanovení všech typů nejistot byl uveden výše, viz kapitola 7. V předešlém textu byl také podrobněji rozebrán výpočet nejistoty typu B u sledovaných veličin. Uvedené nejistoty jsou stanoveny na základě měření provedeného u varianty prázdného výstupního tělesa s nástavbou kondenzátoru. Při tomto měření byla zapojena veškerá měřicí aparatura a byla sbírána všechna potřebná data pro výpočet příslušných veličin.

Cílem tohoto textu není podrobně vyčíslit a uvést všechny dílčí odhady nejistot, ale spíše ukázat názorný příklad vypočtených hodnot a udělat si představu o nejistotách měření jednotlivých měřicích řetězců. Zde budou uvedeny odhady nejistot týkajících se přímo měřených teplot a tlaků. Ty poté vstupují do vyhodnocení nepřímo měřených veličin a jejich vliv je dán citlivostními koeficienty. Rovnice pro výpočet citlivostních koeficientů byly uvedeny v předešlých kapitolách. Číselně ovšem určovány nebyly, jelikož vzájemná provázanost a obsáhlost výpočtu nepřímo měřených veličin přesahovala možnosti této práce.

Na základě analýzy nejistot měření byla navržena některá zjednodušení měřicího řetězce a ty jsou zde podrobněji rozebrány.

#### 1) Odhad nejistoty měření teploty

K měření teploty bylo využíváno odporového teploměru Pt100 nebo termočlásku typu K. Výsledky odhadu nejistot pro každý z těchto způsobů měření teploty jsou uvedeny v tab. 10 respektive v tab. 11.

Každým z teploměrů byla měřena jiná teplota, takže vzájemné porovnání získaných nejistot měření není plně adekvátní. Nicméně je patrné, že nejistota měření teploty odporovým teploměrem Pt100 je o řád nižší než při měření teploty pomocí termočlásku. Výraznou roli zde představuje především přístrojová nejistota typu B. Chyba šumové složky měřeného signálu je zde pro svojí velikost, prakticky zanedbatelná.

Měřená veličina X :			Teplota $t_1$		
Odhad střední hodnoty $\bar{x}$			26.7 [°C]		
$U_A$ - Nejistota typu A			0.0155 [°C]		
Zdroj přístrojové nejistoty $z_j$	Standardní nejistota dílčího zdroje $u_{Bzj}$	Typ rozdělení	Výsledná nejistota $U_B$	Kombinovaná nejistota $U_C$	Rozšířená nejistota $U$ Typ rozdělení
Pt100	0,0315 [°C]	rovnoměrné	0,0922 [°C]	0,0931 [°C]	0,1869 [°C]
NI9217	0,0866 [°C]	rovnoměrné			normální
Výsledek měření:			$t_1 = 26,7 \pm 0,2$ [°C]		

Tab. 10: Odhad nejistoty měření teploty pomocí teploměru Pt100

Měřená veličina X :			Teplota $t_3$		
Odhad střední hodnoty $\bar{x}$			22.8 [°C]		
$U_A$ - Nejistota typu A			0.0765 [°C]		
Zdroj přístrojové nejistoty $z_j$	Standardní nejistota dílčího zdroje $u_{Bzj}$	Typ rozdělení	Výsledná nejistota $U_B$	Kombinovaná nejistota $U_C$	Rozšířená nejistota $U$ Typ rozdělení
TC	0,866 [°C]	rovnoměrné	0,8944 [°C]	0,8977 [°C]	1,5521 [°C]
NI9214	0,2236 [°C]	rovnoměrné			lichoběžníkové
Výsledek měření:			$t_1 = 22,8 \pm 1,6$ [°C]		

Tab. 11: Odhad nejistoty měření teploty pomocí termočlánu typu K

Obecně lze říci, že pro dosažení vyšší přesnosti měření teploty je vhodné upřednostňovat odporové teploměry před termočlánu.

## 2) Odhad nejistoty měření relativního tlaku - Rosemount

Během experimentálního měření je využíváno k měření relativního tlaku celkem čtyř tlakových převodníků typu Rosemount 2088. V následující tabulce je uveden odhad nejistoty na příkladu měření tlakové diference na vstupu do Venturiho dýzy. Přístrojová nejistota, ale i nejistota šumové složky signálu se na výsledné nejistotě měření podílejí zhruba stejným dílem. Z tabulky lze vyčíst, že z dílčích zdrojů nejistot má největší podíl na výsledné nejistotě chyba Rosemountu dána vlivem změny okolní teploty  $u_T$  a chyba NI9203 označená jako "Offset error". Obě tyto dílčí nejistoty přímo závisí na měřicím rozsahu zařízení, který je pro tento případ 2000 Pa. Při výběru tlakového převodníku je tedy vhodné věnovat pozornost výběru správného měřicího rozsahu. Obecně je doporučováno volit rozsah převodníku tak, aby se měřilo v horní třetině až horní čtvrtině rozsahu daného převodníku. Ne vždy je to však možné, například z důvodu jen určité vyráběné rozsahové řady.

Měřená veličina X :			Tlak $p_v$		
Odhad střední hodnoty $\bar{x}$			905.38 [Pa]		
$U_A$ - Nejistota typu A			14.23 [Pa]		
Zdroj přístrojové nejistoty $z_j$	Standardní nejistota dílčího zdroje $u_{Bzj}$	Typ rozdělení	Výsledná nejistota $U_B$	Kombinovaná nejistota $U_C$	Rozšířená nejistota $U$ Typ rozdělení
ROS	$u_R$	1,1547 [Pa]	7,1251 [Pa]	15,9168 [Pa]	31,8337 [Pa]
	$u_T$	3,4641 [Pa]			
	$u_S$	1,1547 [Pa]			
	$u_N$	1,1547 [Pa]			
NI9203	$u_G$	2,5599 [Pa]	7,1251 [Pa]	15,9168 [Pa]	normální
	$u_O$	5,3116 [Pa]			
	$u_{ROZ}$	0.0064 [Pa]			
Výsledek měření:			$p_v = 905,38 \pm 31,83$ [Pa]		

Tab. 12: Odhad nejistoty měření relativního tlaku pomocí tlakového převodníku Rosemount 2088

### 3) Odhad nejistoty měření absolutního tlaku

Oproti předešlému měření relativního tlaku na vstupu do Venturiho dýzy, vyžaduje měření atmosférického tlaku mít absolutní tlakový převodník s výrazně vyšším měřicím rozsahem. Velikost měřených tlaků se projeví i na výsledné nejistotě měření, která je zde téměř jeden kPa, viz tab. 13. Jedná se tak o významný zdroj nejistoty měření.

Z tohoto důvodu byla v kapitole 8.2.2 naznačena úprava měřicího řetězce, která má za cíl výslednou nejistotu měření atmosférického tlaku snížit. Jedná se o nahrazení původního tlakového převodníku Rosemount 2088 za tlakový převodník Rosemount 3051S, který umožňuje přímou digitální komunikaci. Od původního řešení tak odpadne chyba, daná převodem analogového signálu na digitální. Podle údajů ze specifikace zmiňovaného tlakového převodníku byl proveden odhad přístrojové nejistoty. Výsledná nejistota typu B pro tlakový převodník Rosemount 3051S vychází 335,60 Pa a oproti přístrojové chybě původního řešení se jedná o snížení nejistoty měření o zhruba 26,5 %.

Měřená veličina X :			Tlak $p_{\text{bar}}$		
Odhad střední hodnoty $\bar{x}$			96595 [Pa]		
$U_A$ - Nejistota typu A			174.26 [Pa]		
Zdroj přístrojové nejistoty $z_j$	Standardní nejistota dílčího zdroje $u_{Bzj}$	Typ rozdělení	Výsledná nejistota $U_B$	Kombinovaná nejistota $U_C$	Rozšířená nejistota $U$
					Typ rozdělení
ROS	$u_R$	63,5085 [Pa]	456,5318 [Pa]	488,6590 [Pa]	977,3179 [Pa]
	$u_T$	190,5256 [Pa]			
	$u_S$	63,5085 [Pa]			
	$u_N$	63,5085 [Pa]			
NI9203	$u_G$	273,2689 [Pa]	456,5318 [Pa]	488,6590 [Pa]	normální
	$u_O$	292,2392 [Pa]			
	$u_{ROZ}$	0,3497 [Pa]			
<b>Výsledek měření:</b>			<b><math>p_v = 96595 \pm 977</math> [Pa]</b>		

Tab. 13: Odhad nejistoty měření absolutního tlaku pomocí tlakového převodníku Rosemount 2088

K měření absolutního tlaku lze také, kromě uvedených tlakových převodníků, použít staniční barometr s noniem. Ten je v laboratoři společnosti DSPW používán jako etalon a je kalibrován Českým metrologickým institutem. V kalibračního listu staničního barometru je uvedena rozšířená nejistota 0,3 Pa + 0,0011 % z měřené hodnoty. To je o podstatně menší nejistota měření než v předešlých případech. Komplikací při použití staničního barometru je jeho čistě analogový charakter, což při trendu počítačového zpracování dat představuje určitou nevýhodu. Jistým řešením by tak mohlo být využití staničního barometru pro kalibraci tlakového převodníku Rosemount.

### 4) Odhad nejistoty měření relativního tlaku - Netscanner 9116

Pro měření celkem 24 relativních tlaků v různých místech výstupního tělesa jsou použity dva inteligentní tlakové převodníky typu Netscanner 9116. Uvedeny jsou výsledky získaných nejistot pro příklad jednoho z měřených tlaků, viz tab. 14 . Konkrétně se jedná o tlak ve středním odběru tří-otvorové sondy  $p_{50}$ .

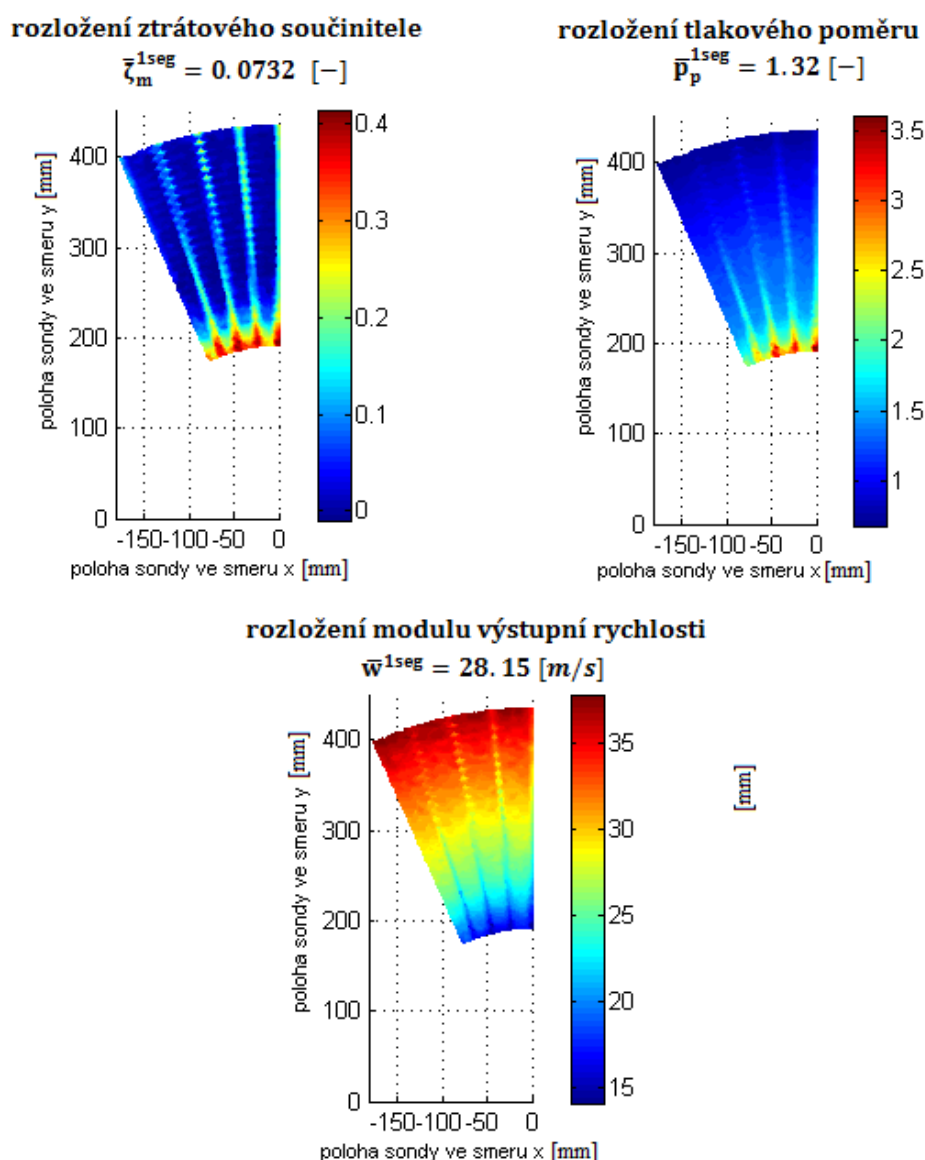
Do výpočtu výsledné nejistoty měření vstupují dva dílčí zdroje nejistot, viz dříve uvedené vztahy (53) a (54). V obou případech se velikost nejistoty měření odvíjí od měřicího rozsahu přístroje, který je tomto případě 6895 Pa (1 psi). Měřené tlaky ovšem dosahují maximální hranice 1000 Pa. Možné snížení nejistoty měření by tak spočívalo v zakoupením tlakového převodníku s menším měřicím rozsahem. V současné době je na trhu dostupný tlakový převodník NetScanner 9116 s rozsahem 2482 Pa, který lépe odpovídá použití na tomto aerodynamickém tunelu. Po přepočtu nejistot měření s tímto měřicím rozsahem by došlo ke snížení rozšířené nejistoty o zhruba 15%.

Měřená veličina X :			Tlak $p_{s0}$		
Odhad střední hodnoty $\bar{x}$			682.51 [Pa]		
$U_A$ - Nejistota typu A			13,43 [Pa]		
Zdroj přístrojové nejistoty $z_j$	Standardní nejistota dílčího zdroje $u_{Bzj}$	Typ rozdělení	Výsledná nejistota $U_B$	Kombinova ná nejistota $U_C$	Rozšířená nejistota $U$
					Typ rozdělení
Net	$u_{ROZ}$	0,1194 [Pa]	5,9724 [Pa]	14,7007 [Pa]	26,6724 [Pa]
	$u_Z$	5,9712 [Pa]			lichoběžníkové
Výsledek měření:			$p_v = 682.51 \pm 26.67 [Pa]$		

Tab. 14: Odhad nejistoty měření relativního tlaku pomocí tlakového převodníku Netscanner 9116

## 12.2 Výsledky měření v traverzovacím režimu

Cílem měření v traverzovacím režimu bylo především získat charakteristické parametry lopatkové mříže, tedy ztrátový součinitel mříže  $\zeta_m$  a poměr dynamických tlaků předa za lopatkovou mříží  $p_p$ . Proměřovány byly čtyři segmenty lopatkové mříže a na následujícím obrázku, viz obr. 12-4 je ukázáno rozložení sledovaných veličin po ploše za lopatkovou mříží jednoho segmentu. Na obrázku je kromě poměru tlaků a ztrátového součinitele vykresleno i rozložení modulu rychlosti. Je patrné, že největšího ztrátového součinitele je dosahováno na patním průměru lopatek, kde dochází k největším ztrátám. Místní nárůst ztrát je patrný i v místě za lopatkami, kde se projeví přítomnost úplavů. Tomu odpovídá i rozložení modulu rychlosti, který v místech s nejmenším ztrátovým součinitelem dosahuje hodnot až 35 m/s, zatímco v místech s velkými ztrátami je rychlost kolem 16 m/s.



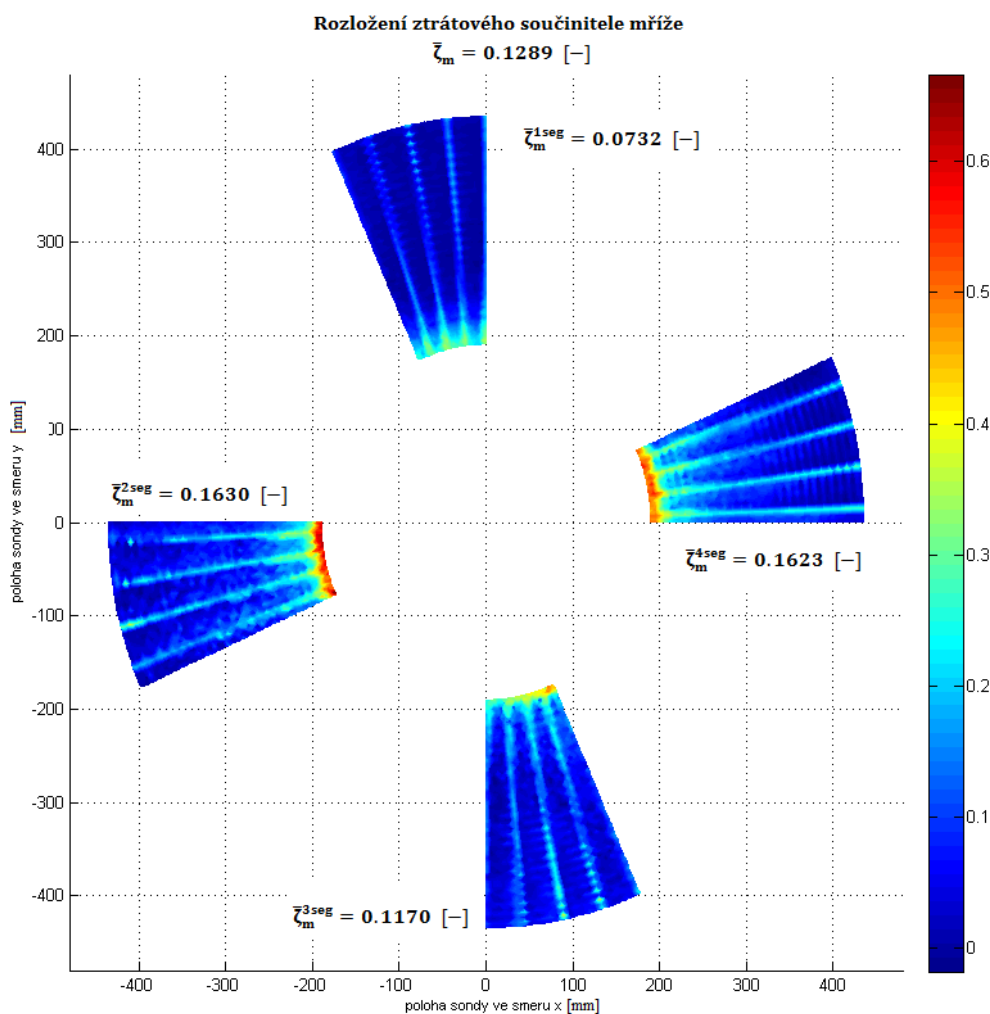
Obr. 12-4: Segment 1 - Rozložení sledovaných veličin

Pro vyhodnocení dat získaných během měření v jednoduchém režimu je samozřejmě třeba znát charakteristiky celé lopatkové mříže, tedy hodnoty průměrované přes všechny čtyři



měřené segmenty. Rozložení ztrátového součinitele pro tyto segmenty je zobrazeno na obr. 12-5. Je patrné, že hodnoty ztrátového součinitele jsou v jednotlivých segmentech rozdílné, což jen podporuje postup, kdy při určování průměrného ztrátového součinitele mříže je nutné proměřit více segmentů rozložených po celém prostoru. Hodnota průměrného ztrátového součinitele lopatkové mříže je 12,89 %.

Vykreslené hodnoty jsou získány prostým průměrováním dat. Pro jednoduchý režim budou používány hodnoty  $\bar{\zeta}_{mS}$  a  $\bar{p}_{pS}$  získané váženým průměrem, kdy váhovou veličinou je průtočná plocha, viz tab. 15.



Obr. 12-5: Rozložení ztrátového součinitele přes všechny měřené segmenty

	$\bar{\zeta}_{mS} [-]$	$\bar{p}_{pS} [-]$
<b>Parametry lopatkové mříže</b>	0,109	1,166

Tab. 15: Parametry lopatkové mříže vstupující do jednoduchého režimu měření

## 12.3 Výsledky měření v jednoduchém režimu

V předchozí podkapitole uvedené hodnoty  $\bar{\zeta}_{m_s}$  a  $\bar{p}_{p_s}$  plně charakterizují lopatkovou mříž a další měření tak probíhalo bez sondování pneumatickými sondami. Během měření je tří-otvorová sonda umístěná v referenční poloze, která leží na poloměru 252,96 mm, pod úhlem 45°. Referenční poloha byla určena dle postupu uvedeného v kapitole 10.2.

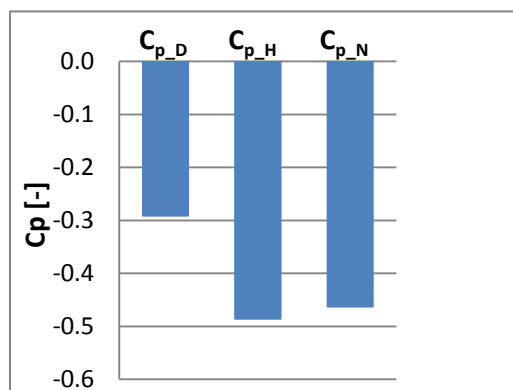
### 12.3.1 Výsledky z měření jednotlivých variant

V této části budou prezentovány výsledky ztrátových součinitelů v jednotlivých sledovaných rovinách výstupního tělesa. Konkrétně se jedná o ztrátový součinitel difuzoru  $\zeta_D$ , ztrátový součinitel difuzoru a hrdla  $\zeta_H$  a v případě varianty s nástavbou kondenzátoru i ztrátový součinitel difuzoru, hrdla a nástavby  $\zeta_N$ . Způsob jejich určení byl uveden v kapitole 10.

#### 1) Referenční varianta

Základní tzv. referenční variantu představuje výstupní těleso bez jakýchkoli vnitřních částí, výztuh a podpěr a s osazenou nástavbou kondenzátoru. Výsledky tohoto měření jsou uváděny v podobě bezrozměrného součinitele zvýšení tlaku  $c_p$ , který je definován vztahem (8) respektive (9). Získané hodnoty tlakového součinitele jsou na obr. 12-6.

Tlakový součinitel difuzoru $c_{p_D}$	-0.29
Tlakový součinitel hrdla $c_{p_H}$	-0.49
Tlakový součinitel nástavby $c_{p_N}$	-0.46



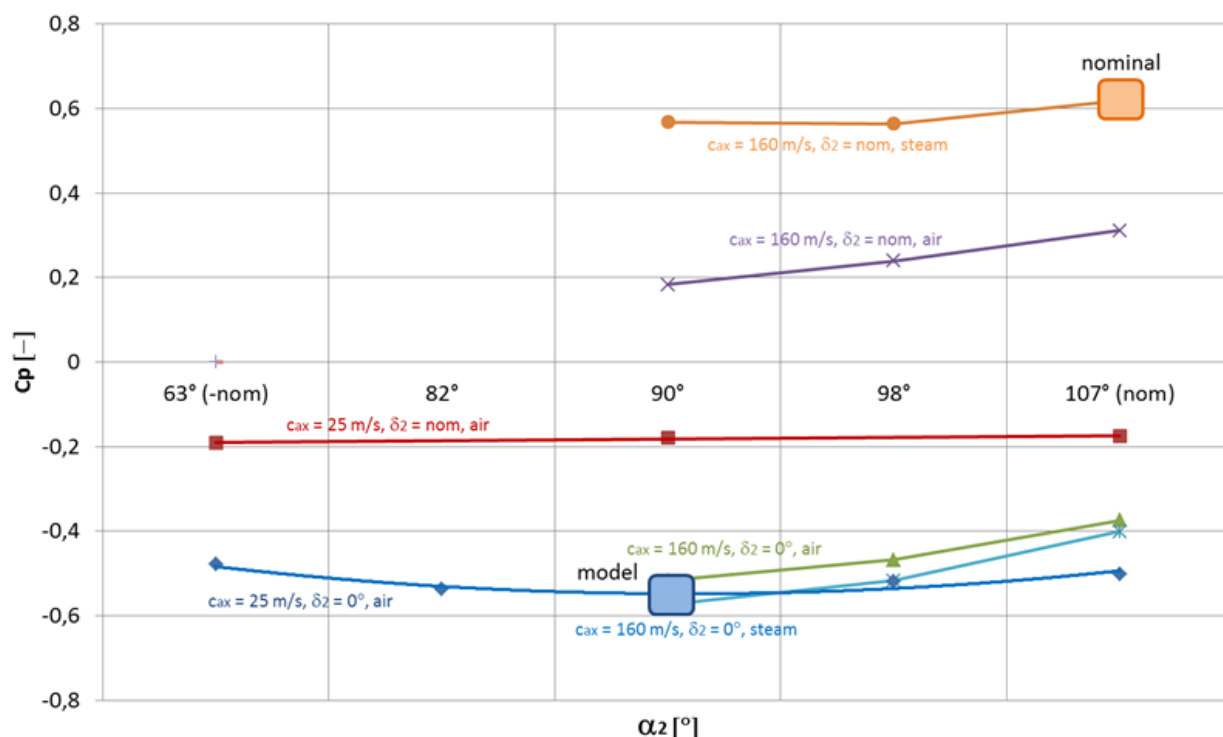
Obr. 12-6: Hodnoty tlakového součinitele  $C_p$  - výsledky měření

Záporná hodnota tlakového součinitele svědčí o tom, že výstupní těleso se za daných experimentálních podmínek chová v podstatě jako špatně pracující difuzor. Je to dáno tím, že zkoumané výstupní těleso bylo navrženo pro parametry páry v předpokládaném provozním stavu a ty jsou výrazně odlišné od těch experimentálních. To nakonec potvrzují i výsledky CFD simulací provedené v TechSoft Engineering s.r.o., viz obr. 12-7. Na tomto obrázku jsou vyneseny hodnoty tlakového součinitele  $c_p$  výstupního tělesa, pro různé provozní stavy. Experimentální podmínkám odpovídá spodní modrá křivka, kde pracovním médiem je vzduch o rychlosti cca 25 m/s. Výpočty byly prováděny ještě před modernizací aerodynamického tunelu, takže dnešnímu stavu by lépe odpovídala hodnota rychlosti 30 m/s. Dříve už bylo zmíněno, že prizmatická lopatková mříž vyvozuje pouze axiální složku rychlosti. To odpovídá stavu označenému modrým čtverečkem, tedy  $\delta = 0$  a  $\alpha = 90^\circ$ . Tento bod odpovídá hodnotě tlakového součinitele na výstupu z tělesa cca  $c_p = -0.5$ , což zhruba odpovídá hodnotě získané měřením.

Naopak horní oranžová křivka na obr. 12-7 náleží předpokládaným provozním parametrům. Pracovním médiem je zde pára o rychlosti 160 m/s a do proudového pole je zanesená radiální

sloužka rychlosti, která má na výsledný ztrátový součinitel výstupního tělesa významný vliv, což potvrdilo mnoho studií a CFD výpočtů. Je vidět, že hodnota  $c_p$  se zde pohybuje kolem hodnoty 0,6.

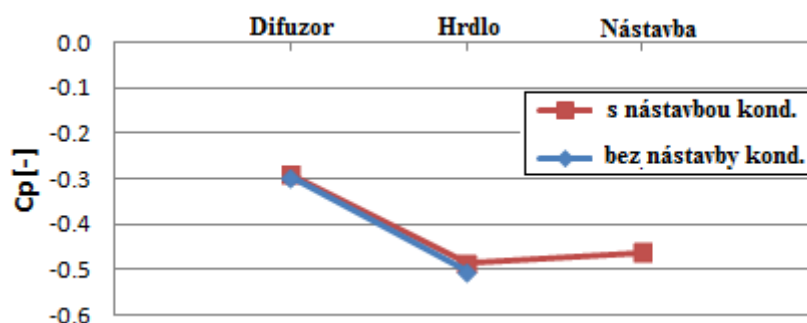
Je důležité upozornit na to, že i měření v takto odlišných podmínkách od provozních má smysl, neboť získané hodnoty z experimentálního měření je možné pomocí korekčních součinitelů přepočítat do stavu, který odpovídá nominálnímu provoznímu stavu. Korekční součinitele jsou založeny na datech z měření na modelu, CFD výpočtech a datech získaných na díle. V neposlední řadě je třeba si uvědomit, že během tohoto experimentu není hlavním cílem určit absolutní hodnoty ztrátových součinitelů, nýbrž sledovat vliv jednotlivých vestaveb výstupního tělesa. Jinými slovy je sledován trend změny ztrátového součinitele v závislosti na měřené variantě. Je možné očekávat, že obdobného charakteru bude dosaženo na díle. To se prakticky potvrdilo v minulosti při srovnání dat měřených na modelu a díle.



Obr. 12-7: Hodnoty tlakového součinitele  $C_p$  - CFD simulace [1]

## 2) Vliv nastavby kondenzátoru

Vliv nastavby kondenzátoru lze již sledovat z obr. 12-6. Je patrné, že v rovině na výstupu z nastavby kondenzátoru se zvýšila hodnota tlakového součinitele  $c_p$  oproti rovině na výstupu z hrdla výstupního tělesa. Zvýšení hodnoty tlakového součinitele svědčí o zmenšení ztrátového součinitele, tedy kladném vlivu nastavby kondenzátoru. Vzájemné porovnání hodnot tlakového součinitele získané měření varianty prázdného tělesa s nastavbou a bez nastavby kondenzátoru je zobrazeno na obr. 12-8. Hodnoty tlakového součinitele v měřicí rovině na výstupu z difuzoru a hrdla výstupního tělesa jsou v obou případech téměř totožné. I když i zde je možné sledovat mírné zlepšení s vložením nastavby kondenzátoru. Celkové snížení ztrát, tedy zvětšení tlakového součinitele, po přidání nastavby kondenzátoru je však nezanedbatelné. Na základě tohoto měření jsou všechny další varianty měřené pro případ výstupního tělesa s nastavbou kondenzátoru.



Obr. 12-8: Porovnání varianty s nstavbou a bez nstavby kondenzátoru

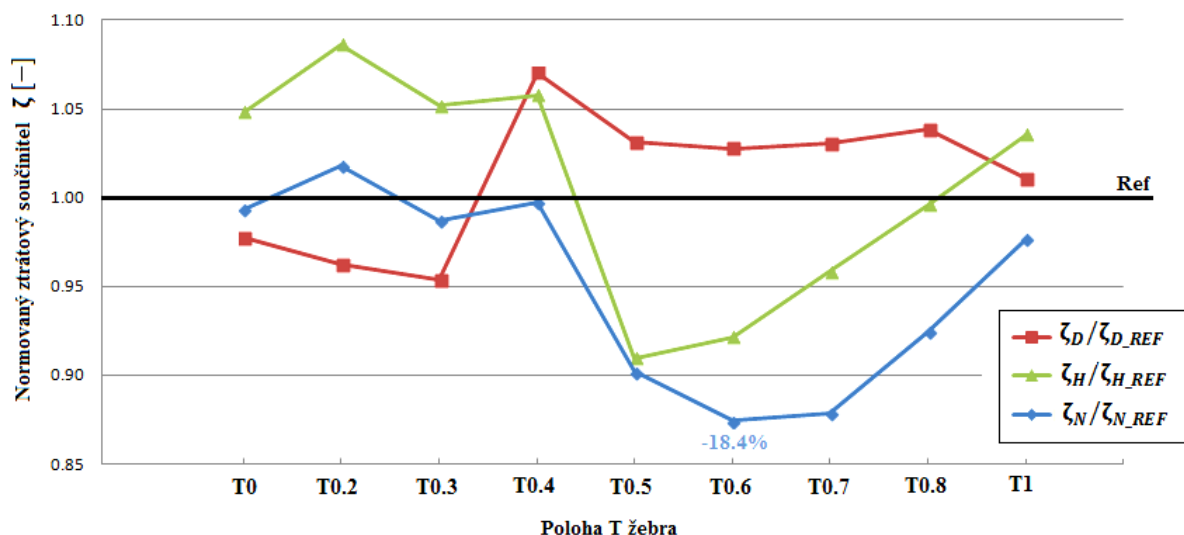
Hodnoty získané měřením pro prázdné těleso s nstavbou jsou považovány jako referenční hodnoty ztrátového součinitele a jsou označovány jako  $\zeta_{D_{REF}}$ ,  $\zeta_{H_{REF}}$  a  $\zeta_{N_{REF}}$ . S těmito hodnotami budou všechny následující porovnávány.

Získané výsledky pro jednotlivé varianty jsou uváděny graficky. Od tabulkového vypisování hodnot ztrátových součinitelů bylo upuštěno z důvodu velkého množství dat, které by narušilo jistou celistvost a přehlednost textu.

### 3) T-žebro

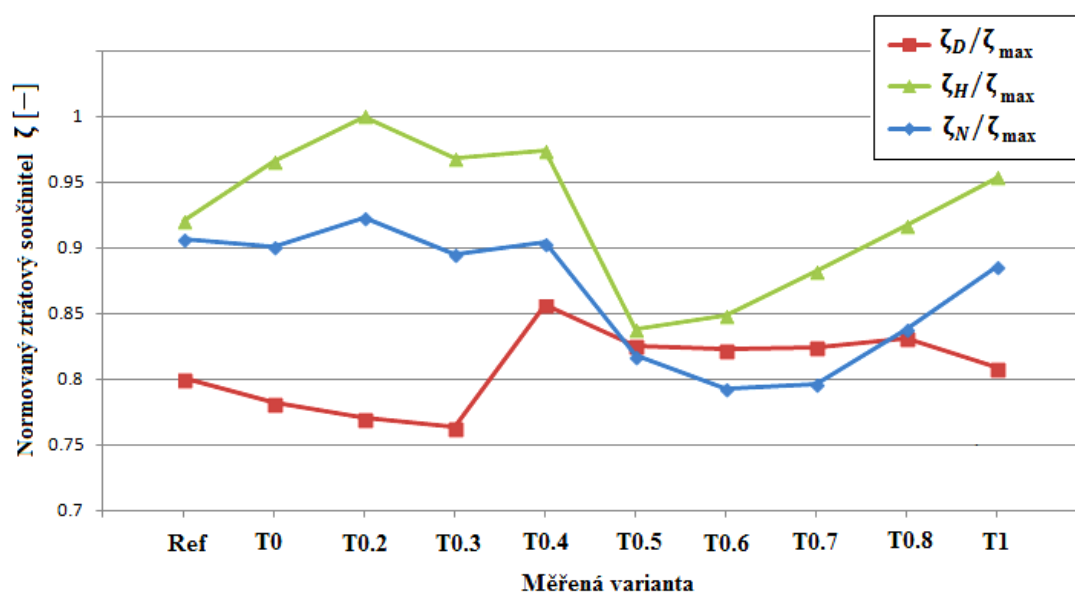
Jak už bylo popisováno v kapitole 11.3.2, bylo proměřeno celkem 9 poloh T-žebra označovaných postupně od T0 do polohy T1. Zobrazení normovaných ztrátových součinitelů v závislosti na dané variantě je na obr. 12-9. Ztrátový součinitel v každé sledované rovině výstupního tělesa je normován odpovídajícím ztrátovým součinitelem pro referenční variantu  $\zeta_{D_{REF}}$ ,  $\zeta_{H_{REF}}$  a  $\zeta_{N_{REF}}$ . Referenční hodnoty normovaných ztrátových součinitelů tak shodně nabývají hodnot 1 a jsou na obrázku zvýrazněny vodorovnou čarou s označením "Ref". Výhodou tohoto způsobu je lepší orientace ve výsledcích, kde je na první pohled vidět pozitivní ( $\zeta < 1$ ) nebo negativní ( $\zeta > 1$ ) vliv měřené varianty na ztrátový součinitel v příslušné rovině, oproti referenční variantě.

Na uvedeném průběhu jednotlivých ztrátových součinitelů lze sledovat dva výrazné zlomy. První nastává v poloze žebra T0.3, kdy dochází k výraznému zhoršení ztrátového součinitele difuzoru oproti referenční variantě. Do této polohy se T-žebro nacházelo v blízkosti zadní stěny tělesa (bráno po směru proudění), docházelo ke většímu stlačení v difuzoru a k snížení ztrátového součinitele. Od určitého oddálení od stěny respektive přiblížení k deflektoru způsobuje T-žebro pravděpodobně zavíření proudu, které omezuje funkci difuzoru. Druhý zlom nastává zhruba v poloze T0.4, kde se T-žebro přiblížilo do těsné blízkosti k špičce deflektoru, případně v poloze T0.6 se dostalo těsně před ní. T-žebro pak zabraňuje přeproudění vyfukovaného media ke spodním rohům tělesa a omezuje tak vznik sekundárního proudění. Ztrátový součinitel hrdla i nástavby od této polohy výrazně klesl pod hodnoty pro prázdné výstupní těleso. I když tedy došlo k dílčímu nárůstu ztrátového součinitele v difuzoru, celkový ztrátový součinitel, tedy ve výstupní rovině z nástavby kondenzátoru, klesl. Největšího poklesu došlo v poloze T0.6, kde snížení ztrátového součinitele dosahovalo 18.4%. S dalším oddalováním T-žebra od odtokové hrany deflektoru docházelo k opětovnému navyšování ztrátového součinitele.



Obr. 12-9: Porovnání variant s vloženým T-žebrem - normováno  $\zeta_{REF}$

Je-li záměrem sledovat podíl jednotlivých částí výstupního tělesa na celkové ztrátě, poslouží k tomu obr. 12-10, kde jsou ztrátové součinitele shodně normovány maximálním ztrátovým součinitelem  $\zeta_{max}$ . Je patrné, že hlavní část ztrát vzniká v axiálně radiálním difuzoru. Ztráty v ostatních částech tělesa jsou podstatně menší a pohybují se v řádech několika procent. U variant T0.5 až T0.7 jsou dokonce ztráty na výstupu z tělesa menší než na výstupu z difuzoru. Z toho plyne, že pro minimalizaci ztrát výstupního tělesa je důležité, zabývat se především tvarováním difuzoru.

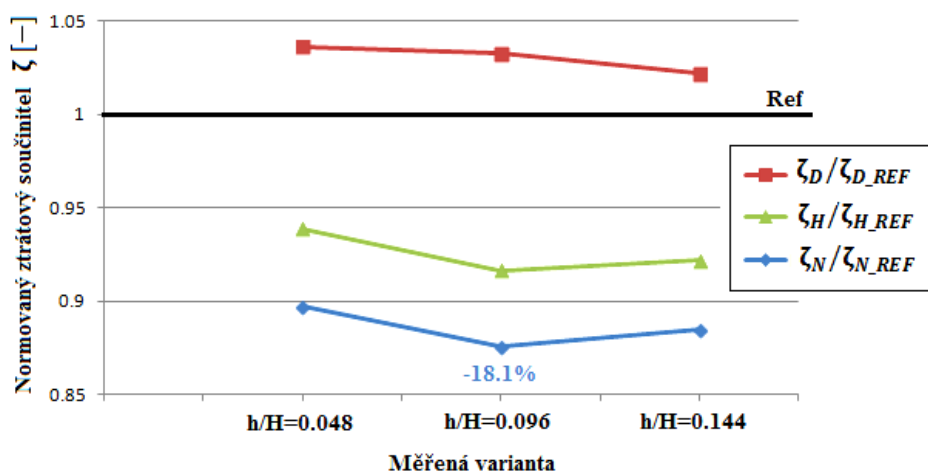


Obr. 12-10: Porovnání variant s vloženým T-žebrem - normováno  $\zeta_{max}$

#### 4) Prosté žebro

Na základě předchozích výsledků bylo v poloze T0.6 odměřeno prosté žebro, kdy bylo možné měnit jeho výšku. Byly tak odměřeny tři varianty lišící se výškou žebra, tedy poměrem  $h/H$ , viz kapitola 11.3.2.

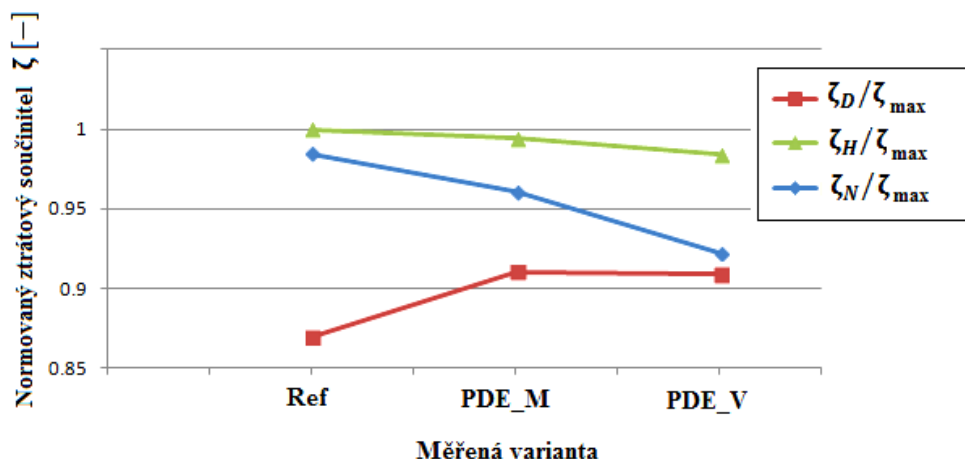
Závislost ztrátových součinitelů na výšce žebra je zobrazena na obr. 12-11. Normováno je opět příslušnými ztrátovými součiniteli pro referenční variantu. Získané výsledky se výrazně neliší od varianty T-žebra umístěného ve stejné poloze. Nejnižšího ztrátového součinitele v rovině výstupu z nástavby kondenzátoru bylo dosaženo pro výšku  $h/H = 0.096$ , což odpovídá výšce T-žebra. Hodnota ztrátového součinitele je o 18.1% nižší než bylo dosaženo u referenční varianty. Pro variantu T-žebra byla ztráta menší o 18.4%, jedná se tedy o nepatrný rozdíl, který pravděpodobně pokrývá nejistota měření.



Obr. 12-11: Porovnání variant prostého žebra s rozdílnou výškou

#### 5) Proudnicově definovaný element

Měřeny jsou dvě varianty proudnicově definovaného elementu, které se liší svojí výškou. Označeny jsou jako PDE\_M a PDE\_V, viz kapitola 11.3.2. Na následujícím obrázku, viz obr. 12-12, jsou vykresleny průběhy ztrátového součinitele, normovaného  $\zeta_{max}$ , v závislosti na dané variantě. Z uvedených průběhů plyne, že vložený PDE v obou případech omezuje funkci difuzoru a negativně tak působí na jeho ztráty. Nicméně v dalších částech tělesa se vložený PDE vyznačuje snížením ztrátového součinitele. Výška elementu na ztráty v difuzoru nemá výraznější vliv. Podstatně lépe ovšem vychází vyšší varianta PDE\_V s ohledem na ztráty ve výstupní rovině tělesa. Tam oproti referenční variantě dojde ke snížení ztrátového součinitele o zhruba 9%. Snížení ztrát na výstupu z tělesa pro menší variantu PDE\_V není tak výrazné a činí zhruba 4%. Opět se tak projevil kladný vliv nástavby kondenzátoru na celkové zvýšení tlaku v tělese. Navíc získané výsledky svědčí o tom, že sledování dílčích ztrát v tělese sice může napovědět o funkci jednotlivých částí výstupního traktu, nicméně s ohledem na celkové ztráty je nutné se na výstupní trakt dívat jako na komplexní zařízení.

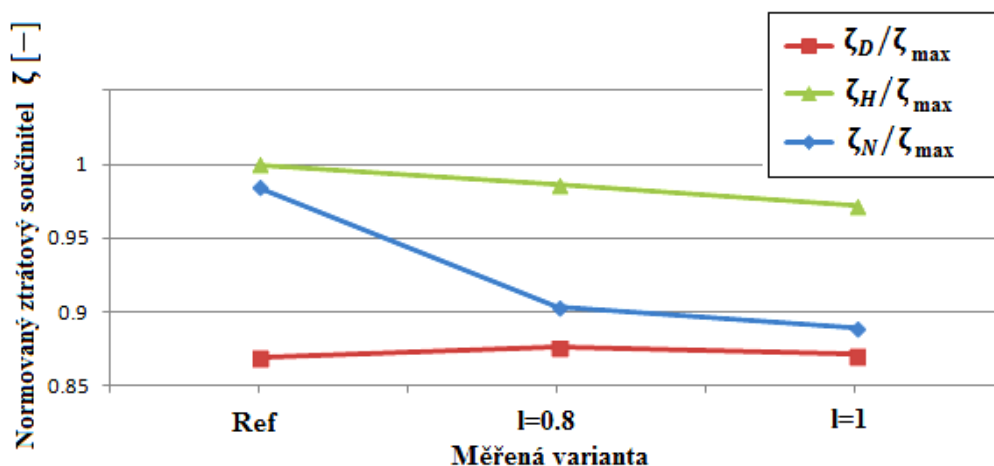


Obr. 12-12: Vliv proudnicově definovaného elementu

### 6) Klínová stěna

Od klínové stěny bylo očekáváno, že výrazně usnadní přeprůdění pracovního media z dolní části výstupního tělesa a velkou měrou se tak bude podílet na snížení celkových ztrát. Měřeny přitom byly dvě varianty s různým umístěním špičky klínové stěny, viz kapitola 11.3.2. Ztrátový součinitel je opět normován hodnotou  $\zeta_{\max}$  a změna ztrátového součinitele v příslušné rovině v závislosti na měřené variantě je zobrazena na následujícím obrázku, viz obr. 12-13.

Je patrné, že zatímco ztráty difuzoru zůstávají téměř neměnné, výrazné zlepšení, oproti referenční variantě, nastává v hrdle i nástavbě výstupního tělesa. Lepších výsledků je přitom dosaženo u varianty  $l=1$ , kde špička klínové stěny je umístěná těsně pod špičkou deflektoru. Celkové ztráty u této varianty klesly o 14,2% oproti referenční variantě.

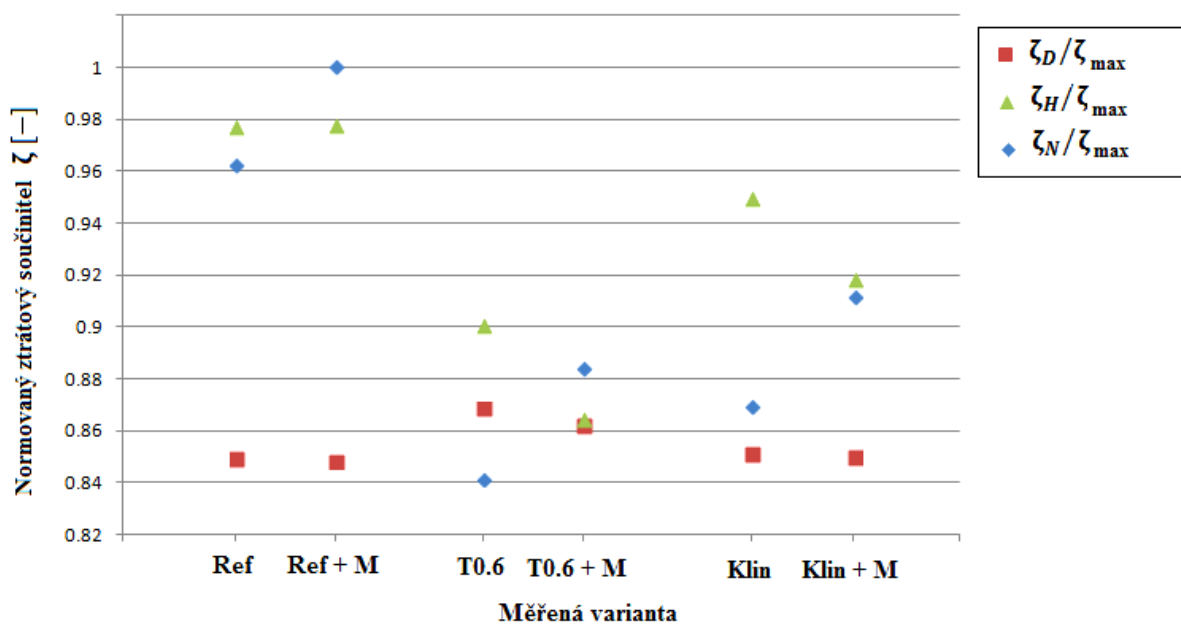


Obr. 12-13: Vliv klínové stěny

## 7) Trubková mříž

Mimo výše uvedených variant vnitřních vestaveb bylo do tělesa možné vložit také trubkovou mříž. Jedná se o prakticky o trubkovou výztuhu, která se běžně ve výstupních tělesech nachází z důvodu zvýšení jejich pevnosti a tuhosti. Vliv trubkové mříže byl postupně odměřen nejdříve pro prázdné těleso bez dalších vestaveb a poté pro další dvě varianty s vnitřními vestavbami, u kterých se prokázal významný vliv na pokles ztrát. Jedná se o T-žebro v poloze T0.6 a o klínovou stěnu se špičkou v poloze  $l=1$ . Cílem bylo určit, jak se s vloženou trubkovou mříží změní ztrátový součinitel, oproti příslušné variantě bez trubkové mříže. Druhým důvodem tohoto měření bylo ověření, zdali i přes vložený odpor v podobě trubkové mříže, zůstane celkový ztrátový součinitel, pro danou variantu, menší než pro prázdné těleso. Získané výsledky jsou uvedeny na následujícím obrázku, kde je ztrátový součinitel opět normován hodnotou  $\zeta_{\max}$ . Na obrázku jsou v bodech vyneseny hodnoty ztrátových součinitelů, kdy vedle sebe je pokaždé umístěná příslušná varianta bez a s trubkovou mříží (označená +M).

Je patrné, že ve všech třech případech má vložená trubková mříž spíše kladný vliv na ztrátový součinitel v difuzoru a hrdle výstupního tělesa. To lze vysvětlit větším stlačením media v prostoru před trubkovou mříží, která je umístěná až v nástavbě kondenzátoru. V nástavbě kondenzátoru je už vliv trubkové mříže značně negativní a například u varianty s klínovou stěnou vzrostl celkový ztrátový součinitel po vložení trubkové mříže o zhruba 6%. I přes tento nepříznivý vliv trubkové mříže je vidět, že výsledný ztrátový součinitel oproti referenční variantě klesl jak pro variantu trubkové mříže s T-žebrem (-12%), tak s klínovou stěnou (-8%).



Obr. 12-14: Vliv trubkové mříže

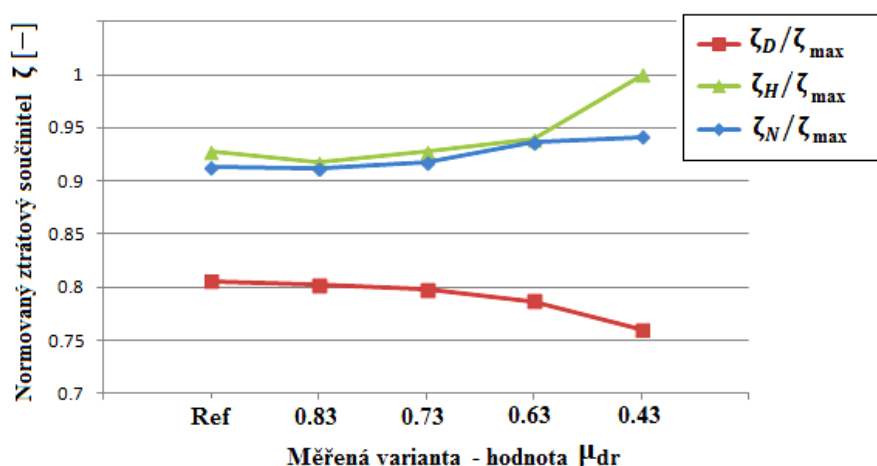
## 8) "Ucpání" dělicí roviny

Zmenšování průtočné plochy dělicí rovinou výstupního tělesa je často nežádoucím důsledkem retrofitů parních turbín, viz kapitola 11.3.2. Cílem tohoto měření bylo ověřit vliv "ucpání" dělicí roviny na ztrátový součinitel tělesa. Celkem byly proměřeny 4 různé poměry průřezů  $\mu_{dr}$ . Pátý poměr  $\mu_{dr} = 0.93$  odpovídá referenční variantě prázdného tělesa. Průběh



normovaných ztrátových součinitelů v příslušných rovinách výstupního tělesa v závislosti na "ucpání" dělicí roviny je zobrazen na obr. 12-15.

Patrný je klesající trend ztrátového součinitele difuzoru. To je pravděpodobně způsobeno stlačením pracovního média vlivem zmenšování plochy dělicí roviny. "Ucpání" dělicí roviny má nicméně za následek postupné zvětšování ztrátového součinitele v hrdle i nástavbě tělesa. Je to dáno tím, že proudící medium musí protékat přes zužující se kanál (ucpávanou dělicí rovinu) a následkem toho dochází k dalšímu zvyšování rychlosti namísto požadovaného snižování. Ztráta hrdla je ve všech případech větší než v nástavbě kondenzátoru, kde ještě dochází k dodatečné kompresi média. Pro případ největšího ucpání dělicí roviny, tedy  $\mu_{dr} = 0.43$ , se ztrátový součinitel hrdla zvětšil o téměř 12% oproti referenční variantě. Celkový ztrátový součinitel na výstupu z nástavby kondenzátoru se pro stejnou variantu zvětšil o 5%.

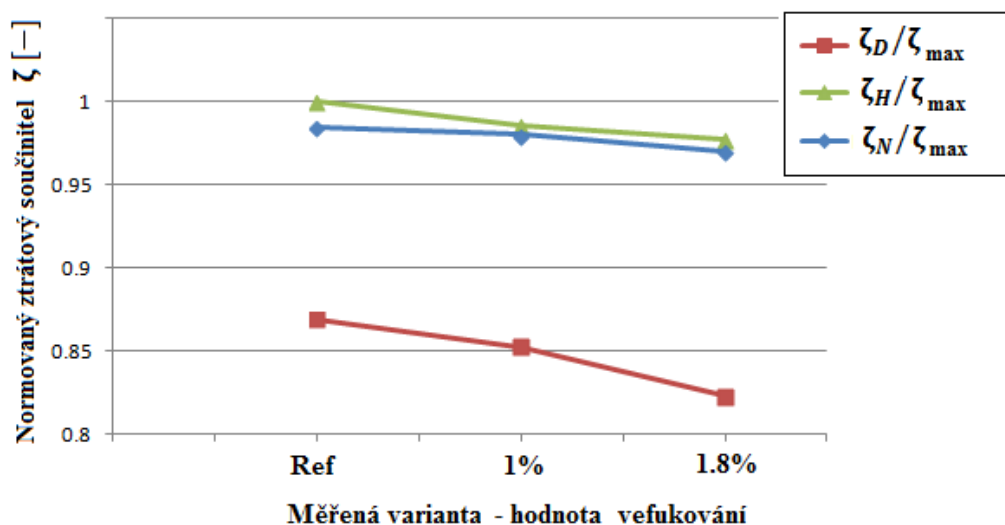


Obr. 12-15: Vliv "ucpání" dělicí roviny

## 9) Vefukování do mezní vrstvy

Od zavedení vefukování do mezní vrstvy se očekávalo především výrazné zlepšení ztrátového součinitele difuzoru. Maximální možný hmotnostní tok vefukování, které bylo při experimentu možné do mezní vrstvy zavést, bylo 1.8% hmotnostního toku aerodynamickým tunelem. Pro porovnání vlivu hmotnostního toku bylo pomocí elektricky poháněného šoupátka, umístěného ve vefukovací trati, nastaveno vefukování také o hmotnostním toku 1%. Průběh normovaného ztrátového součinitele v závislosti na nastaveném hmotnostním toku vefukování je zobrazen na následujícím obrázku, viz obr. 12-16. Je patrný jednoznačně kladný vliv vefukování do mezní vrstvy na ztrátový součinitel ve všech sledovaných částech výstupního tělesa. Největšího snížení ztrátového součinitele je podle očekávání dosaženo v difuzoru výstupního tělesa pro průtok 1.8%. Oproti referenční variantě se jedná o snížení ztrát o zhruba 7%. Vliv na celkových ztrátách už není tak patrný, nicméně i zde došlo oproti referenční variantě ke snížení o zhruba 2%.

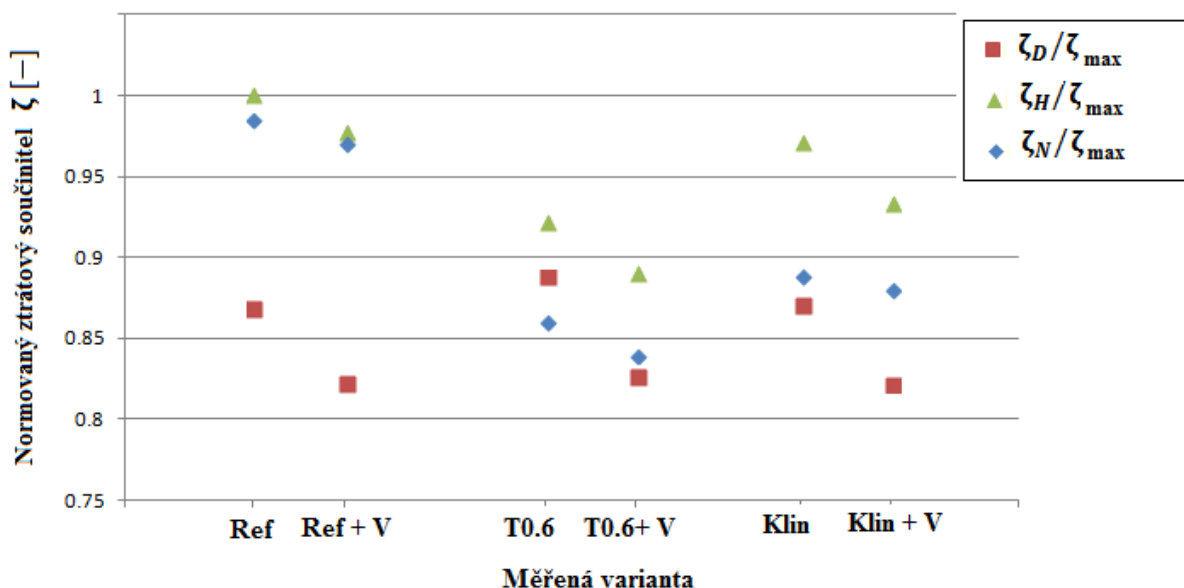
Vefukování o větším hmotnostním toku nebylo možné do mezní vrstvy zavést, nicméně se očekává, že ztráty především v difuzorové části by nadále klesaly.



Obr. 12-16: Vliv "ucpání" vefukování do mezní vrstvy

Další měření probíhalo s vefukováním o hmotnostním toku 1.8%. Podobně jako vliv trubkové mříže byl i vliv vefukování odměřen nejdříve pro prázdné těleso bez dalších vestaveb a poté pro další dvě varianty vnitřních vestaveb, u kterých se prokázal významný vliv na pokles ztrát. jde o T-žebro v poloze T0.6 a o klínovou stěnu se špičkou v poloze  $l=1$ . Získané výsledky jsou uvedeny na následujícím obrázku, kde je ztrátový součinitel opět normován hodnotou  $\zeta_{max}$ . Na následujícím obrázku, viz obr. 12-17 jsou v bodech vyneseny hodnoty ztrátových součinitelů, kdy vedle sebe je pokaždé umístěná příslušná varianta bez a s vefukováním do mezní vrstvy (označená +V).

Ve všech třech případech je patrný pokles ztrát v celém výstupním traktu. Nicméně se ukazuje, že u variant s vnitřními vestavbami se nepodařilo snížit ztrátový součinitel difuzoru pod hranici, která byla dosažena s vefukováním u prázdného tělesa. Co se týče celkových ztrát na výstupu z tělesa, nejmenšího ztrátového součinitele zde dosahovala varianta s vefukováním a osazeným T-žebrem v poloze T0.6. Zde došlo ke snížení celkového ztrátového součinitele o 21.5 %.



Obr. 12-17: Vliv vefukování do mezní vrstvy pro nejlepší varianty

### 12.3.2 Porovnání jednotlivých variant

Z výše uvedeného vyplývá, že většina měřených variant měla kladný vliv na celkové ztráty výstupního tělesa. Jako nejlepší varianty se jeví vnitřní vestavby v podobě T-žebra v poloze T0.6, klínové stěny se špičkou v poloze l=1 a jejich variace s vefukováním do mezní vrstvy o hmotnostním toku 1,8%.

Nejmenšího celkového ztrátového součinitele bylo dosaženo pro variantu T-žebra v poloze T0.6 s vefukováním do mezní vrstvy o hmotnostním toku 1,8%. Zde ztrátový součinitel oproti referenční variantě prázdného tělesa klesl o 21,5%. Při výběru nejlepší varianty pro praxi ovšem hrají roli i pevnostní vlastnosti jednotlivých vestaveb. Proto by případně mohla připadat v úvahu i varianta s klínovou stěnou.

## 13 Závěr

Cílem této práce bylo především kvantifikovat vliv jednotlivých vestaveb výstupního tělesa na energetické ztráty, které byly vyjádřeny bezrozměrným ztrátovým součinitelem. Jednalo se o model výstupního tělesa, které bylo navrženo pro poslední stupeň modulové lopatky M8. Měření probíhalo ve spolupráci se skupinou experimentální výzkum proudění, společnosti DSPW.

Na základě primárních dat získaných měření se ukázalo, že většina vybraných a zkoušených vnitřních vestaveb má pozitivní vliv na ztráty výstupního tělesa. Výrazně pozitivní vliv na celkové snížení ztrát mělo také vefukování do mezní vrstvy. Naopak jako negativní úpravy vnitřního tělesa s ohledem na velikost ztrát se jeví zmenšování průtočné plochy v dělicí rovině tělesa a osazení výztužné trubkové mříže do nástavby kondenzátoru. Při pohledu na jednotlivé zastoupení dílčích částí výstupního tělesa na celkových ztrátách, mají dominantní vliv ztráty v axiálně radiálním difuzoru. Pokud tedy v návrhu výstupního tělesa jsou ještě nějaké rezervy, týká se to především tvarování difuzorové části. Ze získaných výsledků lze pro praktické využití doporučit, jako nejvhodnější variantu, použití vnitřní vestavby v podobě T-žebra v poloze zhruba 60 % délky výstupního tělesa ve směru od závěrné desky. Jedná se o polohu, kdy T-žebro je umístěno těsně před odtokovou hranou deflektoru. Tuto variantu je vhodné kombinovat s vefukováním do mezní vrstvy.

V rámci této práce byla také provedena základní analýza nejistot měření pro dané měřicí řetězce. Byly určeny nejistoty měření všech základních, přímo měřených veličin a na základě tohoto rozboru bylo navrženo několik zjednodušení jednotlivých měřicích řetězců. Mimo jiného byly také sestaveny rovnice pro výpočet citlivostních koeficientů, které je nutné znát pro určení nejistot nepřímých měření. Uvedených rovnic může být v budoucnu využito například pro programové online vyhodnocování nejistot měření z přímo naměřených dat.

Z rozboru nejistot měření základních veličin lze doporučit:

- Při měření teploty upřednostnit, tam kde je to možné, odporové teploměry typu Pt100, Pt 1000 atd. před termočlánky.
- Při výběru měřicího zařízení věnovat zvýšenou pozornost výběru vhodného měřicího rozsahu, kdy by hodnota měřené veličiny měla ležet ideálně v horní třetině nebo horní čtvrtině rozsahu daného převodníku.
- Měřicí řetězec by měl být z pohledu přenosu a zpracování analogového signálu co možná nejjednodušší, tedy bez nadbytečných prvků, které pak zbytečně přispívají ke zvyšování odhadu nejistoty měření.

## 14 Literatura

- [1] Interní materiály společnosti Doosan Škoda Power s.r.o.
- [2] Kalčík J., Sýkora K.,: *Technická termomechanika*. Praha: Academia, 1973
- [3] Pacák A.: *Studie výstupního hrdla jednoproudé parní turbíny*. Plzeň, 2004.  
Diplomová práce. ZČU v Plzni
- [4] M.E. Deych, A. Y. Zaryankin: *Gas Dynamics of diffusers and exhaust ducts of turbomachines*. FTD-MT-24-1450-71, 1970.
- [5] Sedlák K.: *Vyhodnocení primárních dat sbíraných na aerodynamickém tunelu na ofukování těles "TOT"*. Technická zpráva VZTP 0898, Plzeň 2015
- [6] Dejč, M.E.: *Technická dynamika plynů*. Praha: SNTL, 1967
- [7] Tajč, Bednář, Synáč : *Comparison of losses in the exhaust hood of steam turbine measured on the model and on the field turbine*. Ciepne Maszyny Przeplywowe Turbomachinery. Łódz 2002.
- [8] Linhart Jiří. *Mechanika tekutin I*. ZČU Plzeň, 2009
- [9] Sedlák K.: *Vliv syntetizovaného paprsku na proudění v rozevratelném difuzoru*. Plzeň 2013. Disertační práce. ZČU v Plzni.
- [10] Hoznedl M., Sedlák K.: *Vliv vestaveb výstupního hrdla parní turbíny na ztráty*. Technická zpráva VZTP1053, Plzeň 2010
- [11] Hibš M.: *Podzvukové difuzory*. Praha: SNTL, 1985
- [12] Palenčár R., a kol. : *Nejistoty v měření I*. AUTOMA 7-8, 2001
- [13] Palenčár R., a kol. : *Nejistoty v měření II*. AUTOMA 10, 2001
- [14] Vojtíšek J.: *Tématické metrologické školení: Nejistoty měření se zaměřením na obor teploty*, podklady z kurzu OI ČMI Praha, 2013
- [15] Tolg T.,: *Fyzikální praktikum*. V Plzni: ZČU, 2009
- [16] Sedlák K.: *Odhad nejistot měření teploty při uvažování celého měřicího řetězce*. Technická zpráva TZTP 0886, Plzeň 2014
- [17] Plášťový odporový teploměr podle ČSN EN 60751, JUMO Měření a regulace s.r.o., typový list 902210 - dostupný z <http://www.jumo.cz> , [cit. 07/04/2015]
- [18] <http://www.umel.feec.vutbr.cz/> [cit. 09/04/2015]
- [19] Palenčár R., a kol. : *Senzory tlaku*. AUTOMA 12, 2001
- [20] Sedlák K.: *Odhad nejistot měření tlaku při uvažování celého měřicího řetězce*. Technická zpráva TZTP 0886, Plzeň 2014
- [21] <http://www2.emersonprocess.com>
- [22] <http://www.ni.com>
- [23] <http://www.dmt-gmbh.com>
- [24] Hoznedl M.: Snímání a zpracování dat naměřených na modelu výstupního tělesa parní turbíny. Technická zpráva TZTP 0840, Plzeň 2008
- [25] <http://www.stat.purdue.edu/~jennings/stat514/stat512notes/topic3.pdf>
- [26] Komárek A., Komárková L.: *Statistická analýza závislostí s příklady v R*. Vysoká škola ekonomická v Praze, 2007
- [27] Kreidl M.: *Měření teploty, senzory a měřicí obvody*. Praha: BEN - technická literatura, 2005

