

**ČESKÉ VYSOKÉ
UČENÍ TECHNICKÉ
V PRAZE**

**FAKULTA
STROJNÍ**



**DIPLOMOVÁ
PRÁCE**

2020

**ONDŘEJ
HLINKA**

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Hlinka** Jméno: **Ondřej** Osobní číslo: **459538**
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**
Zadávací katedra/ústav: **Ústav energetiky**
Studijní program: **Jaderná energetická zařízení**
Studijní obor: **Jaderná energetická zařízení**

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

Měření hydrodynamiky přestupu tepla pro vnitřní úlohu zaplavování válcové geometrie

Název diplomové práce anglicky:

Hydro dynamics of heat transfer for inverse case of cylinder reflooding

Pokyny pro vypracování:

- Na stávajícím experimentálním zařízení upravit testovací sekci pro vnitřní úlohu zaplavování válcové geometrie
- Osazení testovací sekce systémem sběru dat
- Provedení řady experimentů s vhodně zvolenými počátečními podmínkami
- Základní vyhodnocení experimentu (rychlosti postupu chladicí fronty, teploty smočení povrchu)

Seznam doporučené literatury:

A heat transfer textbook (J.H.Lienhard IV) 2012
Nuclear systems I & II (Todreas)
Heat transfer (Cengel)

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

Ing. Jan Štěpánek, Ph.D., ústav energetiky FS

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

Datum zadání diplomové práce: **24.04.2020**

Termín odevzdání diplomové práce: **26.06.2020**

Platnost zadání diplomové práce: **31.12.2021**



Ing. Jan Štěpánek, Ph.D.
podpis vedoucí(ho) práce



podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry



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

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

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

3.6.2020

Datum převzetí zadání

O. Hlinka

Podpis studenta

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma „Měření hydrodynamiky přestupu tepla pro vnitřní úlohu zaplavování válcové geometrie“ vypracoval samostatně pod vedením Ing. Jana Štěpánka, Ph.D. a že jsem uvedl veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací.

V Praze, dne 15. 6. 2020

.....

Ondřej Hlinka

Anotační list

Jméno autora:	Ondřej Hlinka
Název DP:	Měření hydrodynamiky přestupu tepla pro vnitřní úlohu zaplavování válcové geometrie
Anglický název:	Hydro dynamics of heat transfer for inverse case of cylinder reflooding
Akademický rok:	2019/2020
Ústav:	Ústav energetiky
Vedoucí DP:	Ing. Jan Štěpánek, Ph.D.
Konzultant:	doc. Ing. Václav Dostál, Ph.D.
Bibliografické údaje:	Počet stran: 84 Počet obrázků: 46 Počet tabulek: 18 Počet příloh: 3
Klíčová slova:	Smáčení horkého povrchu, proces prudkého ochlazení, LOCA, smáčecí fronta, přestup tepla, tepelný tok
Keywords:	Quenching, rewetting, LOCA, quench front, heat transfer, heat flux
Anotace:	Diplomová práce se zaměřuje na prohloubení znalostí přestupu tepla při zaplavování horkého povrchu. Tento proces je významný v průběhu havárie se ztrátou chladiva. K tomuto účelu vzniklo nové experimentální zařízení, jehož hlavní část tvoří vertikální kanál kruhového průřezu, který může být vytápěn až na teplotu 700 °C. Výsledné rychlosti postupu smáčecí fronty ukazují komplexnost zkoumaného jevu.
Abstract:	This thesis is focused on deepening the knowledge of heat transfer during flooding of a hot surface. This process is significant during LOCA. For this purpose, a new experimental device was created, the main part is a vertical channel of circular cross-section, which can be heated up to 700 °C. The resulting quench front velocities show the complexity of the investigated phenomenon.

Poděkování

Tímto bych rád poděkoval svému vedoucímu diplomové práce panu Ing. Janu Štěpánkovi, Ph.D. za vstřícný přístup, za čas, který mi věnoval a za odbornou pomoc při vypracování této práce.

Obsah

Seznam použitých veličin a jednotek.....	8
Seznam použitých zkratk 10	10
Úvod.....	11
1 Přenos tepla.....	12
1.1 Jednofázové a dvoufázové proudění	12
1.2 Křivka varu.....	13
2 Krize varu	15
2.1 Krize varu prvního druhu	15
2.2 Krize varu druhého druhu	16
3 Reakce zirkonium a voda.....	18
4 Zbytkové teplo	19
5 LOCA havárie.....	20
5.1 Popis havárie LB-LOCA.....	20
5.2 Typy bezpečnostních systémů.....	21
5.3 Průběh LOCA.....	22
5.4 Teplota pokrytí v průběhu LOCA	23
5.5 Proces zaplavení.....	25
6 Historie experimentální činnosti	26
7 Návrh experimentálního zařízení	27
7.1 Volba rozměrů.....	27
7.2 Konstrukční uspořádání	29
7.2.1 Prvotní návrh konstrukce.....	29
7.2.2 Provedení konstrukčních úprav a zdokonalení zařízení	31
7.3 Výpočet průtoku testovací smyčkou	32
7.4 Výpočet objemového průtoku	34
8 Měření průtoku	35
8.1 Návrh kapiláry.....	36
8.1.1 Postup výpočtu tlakové ztráty	36
8.1.2 Výpočet tlakové ztráty.....	37
8.2 Kalibrace měření průtoku.....	40
9 Způsob ohřevu, měření teploty a tlaku	43
9.1 Ohřev měřicího kanálu.....	43
9.2 Měření teploty	45

9.3 Měření tlaku	46
9.4 Sběr dat.....	47
10 Metodika a průběh měření	48
10.1 Nastavení průtoku	48
10.2 Průběh ohřevu	49
10.2.1 Hodnoty dodávaných tepelných toků	50
11 Zpracování naměřených dat.....	52
11.1 Struktura výpočetního skriptu	52
11.2 Princip detekce důležitých teplotních bodů	53
11.3 Detekce počátku a konce experimentu.....	55
11.4 Výpočet rychlosti chladicí fronty.....	58
11.4.1 Relativní rychlost chladicí fronty	59
12 Výsledky měření	60
12.1 Výpočet nejistoty měření	60
12.2 Výsledky absolutní rychlosti postupu chladicí fronty.....	61
12.2.1 Absolutní rychlost na jednotlivých úsecích.....	62
12.2.2 Absolutní rychlosti na delších úsecích	67
12.3 Výsledky relativní rychlosti postupu chladicí fronty	70
12.4 Korelace	74
12.5 Výsledné teploty prudkého ochlazování	75
13 Závěr	77
14 Zdroje.....	79
15 Přílohy.....	82

Seznam použitých veličin a jednotek

Symbol	Význam	Jednotka
T	Teplota	$^{\circ}\text{C}$
T_{wall}	Teplota stěny	$^{\circ}\text{C}$
T_{sat}	Teplota saturace	$^{\circ}\text{C}$
T_{Zr}	Teplota pokrytí paliva	$^{\circ}\text{C}$
T_q	Teplota prudkého ochlazování povrchu	$^{\circ}\text{C}$
T_{rew}	Teplota opětovného smočení povrchu	$^{\circ}\text{C}$
T_{CHF}	Teplota maximálního tepelného toku	$^{\circ}\text{C}$
T_0	Počáteční teplota	$^{\circ}\text{C}$
T'_t	Průběh první derivace teplotního profilu	$^{\circ}\text{C}/\text{s}$
T''_t	Průběh druhé derivace teplotního profilu	$^{\circ}\text{C}/\text{s}^2$
Δp_t	Tlaková ztráta třecí	Pa
$\Delta p_{m\ nz}$	Místní tlaková ztráta náhlým zúžením	Pa
$\Delta p_{m\ nr}$	Místní tlaková ztráta náhlým rozšířením	Pa
Δp	Celková tlaková ztráta	Pa
ρ	Hustota	kg/m^3
ρ_l	Hustota syté kapaliny	kg/m^3
ρ_v	Hustota syté páry	kg/m^3
S	Průtočný průřez	m^2
S_{sub}	Průtočná plocha subkanálu	m^2
S_{AZ}	Průtočná plocha aktivní zóny	m^2
S_m	Průtočná plocha mezikruží	m^2
S_{celk}	Celková průtočná plocha	m^2
S_s	Plocha průřezu palivového souboru	m^2
S_{pr}	Plocha průřezu palivového proutku	m^2
l	Délka potrubí	mm
d	Vnitřní průměr potrubí	mm
D	Vnější průměr potrubí	mm
d_{ξ}	Vnější průměr šachty	mm
d_{TNR}	Vnitřní průměr tlakové nádoby reaktoru	mm
d_{pr}	Vnější průměr palivového proutku	mm
D_t	Topený průměr	mm
O_t	Topený obvod	mm
a	Rozteč palivových proutků	mm
v_a	Výška trojúhelníku odpovídající straně a	mm
b	Rozteč palivových souborů	mm
δ	Tloušťka stěny	mm
$L_{T\check{c}}$	Poloha termočlánku	mm
D_h	Hydraulický průměr	mm
O	Smočený obvod	mm
Q_{SAOZ}	Celkový dodávaný objemový průtok chladiva	m^3/h
\dot{m}_{SAOZ}	Celkový dodávaný hmotnostní průtok chladiva	kg/s
G_{SAOZ}	Hmotnostní tok (vypočítaný)	$\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$
G	Hmotnostní tok (zvolený pro průtok testovací smyčkou)	$\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$

Q	Objemový průtok	m^3/s
Q_{min}	Minimální objemový průtok	l/min
Q_{max}	Maximální objemový průtok	l/min
G_{min}	Minimální hmotnostní tok	$\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$
G_{max}	Maximální hmotnostní tok	$\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$
Δt	Časový úsek mezi dvěma měřeními	s
$t_{chf_T\check{C}}$	Čas odpovídající dané teplotě T_{chf} daného termočlánku	s
c	Rychlost kapaliny	m/s
u	Rychlost postupu chladicí fronty	m/s
u_{12}	Průměrná rychlost fronty mezi TČ 1 a TČ 2	m/s
U	Bezrozměrná rychlost chladicí fronty	-
c_{in}	Rychlost chladiva na vstupu	m/s
α	Součinitel přestupu tepla	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$
λ	Tepelná vodivost	W/mK
q''_{max}	Kritický tepelný tok	W/m^2
q''	Tepelný tok	W/cm^2
h_{fg}	Latentní teplo při vypařování	J/kg
σ	Povrchové napětí	N/m
g	Tíhové zrychlení	m/s^2
ν	Kinematická viskozita	m^2/s
I_{sv}	Proud generovaný na svorkách	A
U_{sv}	Napětí generované na svorkách	V
U_b	Úbytek napětí na bočníku	mV
P	Výkon	W
x	Suchost páry	-
t	Studentův koeficient	-
\bar{x}	Aritmetický průměr	-
$s_{\bar{x}}$	Standardní odchylka aritmetického průměru	-
n	Počet opakování	-
x_i	Hodnota odpovídající indexu i	-
λ	Součinitel třecí ztráty	-
Re	Reynoldsovo podobnostní číslo	-

Seznam použitých zkratek

DNB	Departure from nucleate boiling
DNBR	Departure from nucleate boiling ratio
CPR	Critical power ratio
LOCA	Loss of coolant accident (havárie se ztrátou chladiva)
LB-LOCA	Large break loss of coolant accident
SAOZ	Systém havarijního chlazení aktivní zóny
AZ	Aktivní zóna
ETE	Jaderná elektrárna Temelín
VVER	Tlakovodní reaktor východní koncepce
PWR	Pressurized water reactor (tlakovodní reaktor západní koncepce)
BWR	Boiling water reactor (varný reaktor)
TČ	Termočlánek
IAPWS	International association for the properties of water and steam
PST	Pravděpodobnost

Úvod

Problematika přestupu tepla představuje složitou oblast v celé řadě odvětví. Především jevy spojené s ochlazováním rozehrátých povrchů jsou velmi málo prozkoumané. Proces, který se v anglicky mluvících zemích označuje jako quenching neboli prudké ochlazení materiálu, známe již dlouhou dobu díky zpracování materiálu, které v češtině označujeme jako kalení. V podstatě ten samý jev získal na důležitosti zejména v souvislosti s jadernou energetikou.

Proces prudkého ochlazování se odehrává v aktivní zóně reaktoru, pokud nastane havárie se ztrátou chladiva. Pro řešení havárie je nezbytné obnovit chlazení aktivní zóny doplňováním chladiva. Proces ochlazování má tedy významný vliv na jadernou bezpečnost daného zařízení. Nejedná se o přímočarý a snadno popsateľný děj. Chladivo, které se dostává do přímého kontaktu s rozehrátým povrchem se okamžitě vypařuje, pokud je teplota povrchu dostatečně vysoká. V tu chvíli vzniká mezi chladivem a materiálem parní vrstva, která povrch izoluje a výrazně tak zhoršuje přestup tepla. Tento nežádoucí jev trvá, dokud nepoklesne teplota ochlazovaného materiálu pod určitou hodnotu, při které kolabuje parní vrstva.

Abychom dokázali přesněji popsat fyzikální děje, ke kterým může docházet při ztrátě chladiva v jaderném reaktoru, je nutné prohlubovat znalosti o této problematice. Právě za tímto účelem bylo sestaveno nové experimentální zařízení. Vertikální průtočný kanál kruhového průřezu umožňuje zkoumat danou problematiku až do teploty 700 °C, zároveň disponuje měřením malých průtoků chladiva. Návrh experimentálního zařízení vychází z parametrů VVER 1000/V320.

Rešeršní práce popisuje a shrnuje dosud získané poznatky, které se týkají této problematiky. Jedná se především o přestup tepla, krizi varu a popis havárie se ztrátou chladiva. Další část popisuje návrh a realizaci experimentálního kanálu, zabývá se zejména měřením průtoku, měřením teploty a způsobem ohřevu. Zpracování naměřených dat spočívá ve vyhodnocení důležitých teplotních bodů a výpočtu rychlosti postupu chladicí fronty na různých úsecích v závislosti na volbě počátečních podmínek. Výsledky poskytují komplexní pohled na danou problematiku. Přesnější popis probíhajících procesů je základem pro kvalitnější návrh nových jaderných zařízení, data mohou být využita pro další experimentální činnost nebo jako vstup do bezpečnostních analýz.

1 Přenos tepla

Sdílení tepla se může realizovat třemi způsoby. Vedení (kondukce) je založeno na mikroskopickém pohybu částic a odehrává se především v pevných látkách. Proudění (konvekce) probíhá v tekutinách, kde částice konají makroskopický pohyb. Poslední možností je záření (radiace), kdy se teplo přenáší pomocí elektromagnetického vlnění. U tlakovodních reaktorů dochází k přenosu tepla převážně konvekcí, u jiných typů reaktorů však může převládat jiný způsob přenosu tepla.

V jaderném reaktoru se během štěpené řetězové reakce uvolňuje velké množství energie. Největší část představuje kinetická energie štěpných trosků, která se následně předává chladivu během zpomalování. Celková energie získaná z jednoho štěpení činí přibližně 200 MeV. Největší část si odnáší právě štěpné trosky, malou část získají i vzniklé neutrony a neutrina. Zbytek se uvolní ve formě záření. Celková využitelná energie z jednoho štěpení je tedy přibližně 192 MeV. Zajištění odvodu tepla představuje jeden ze základních předpokladů pro bezpečný provoz zařízení.

K přenosu tepla vedením dochází v palivu, konkrétně v peletkách a pokrytí. Plošný výkon udává Fourierův zákon:

$$q'' = -\lambda \cdot \text{grad}(T) \quad (1.1)$$

1.1 Jednofázové a dvoufázové proudění

Jaderné elektrárny, které používají jako chladivo lehkou vodu, můžeme rozdělit do dvou skupin:

- elektrárny s tlakovodním reaktorem
- elektrárny s varným reaktorem

Tlakovodní reaktory jsou navrženy tak, aby nedocházelo k varu vody během normálního provozu, z toho důvodu dochází pouze k jednofázovému proudění chladiwa. Popis přestupu tepla při jednofázovém není výrazně složitý a lze na něj aplikovat kritériální rovnice.

Oproti tomu v případě varných reaktorů dochází k varu chladiwa přímo v aktivní zóně během normálního provozu. Jedná se tedy o dvoufázové proudění, které je výrazně složitější popsat pomocí matematických rovnic. K varu chladiwa může dojít také v tlakovodním reaktoru, jedná se však o nežádoucí jev. Nemůžeme ho vyloučit právě

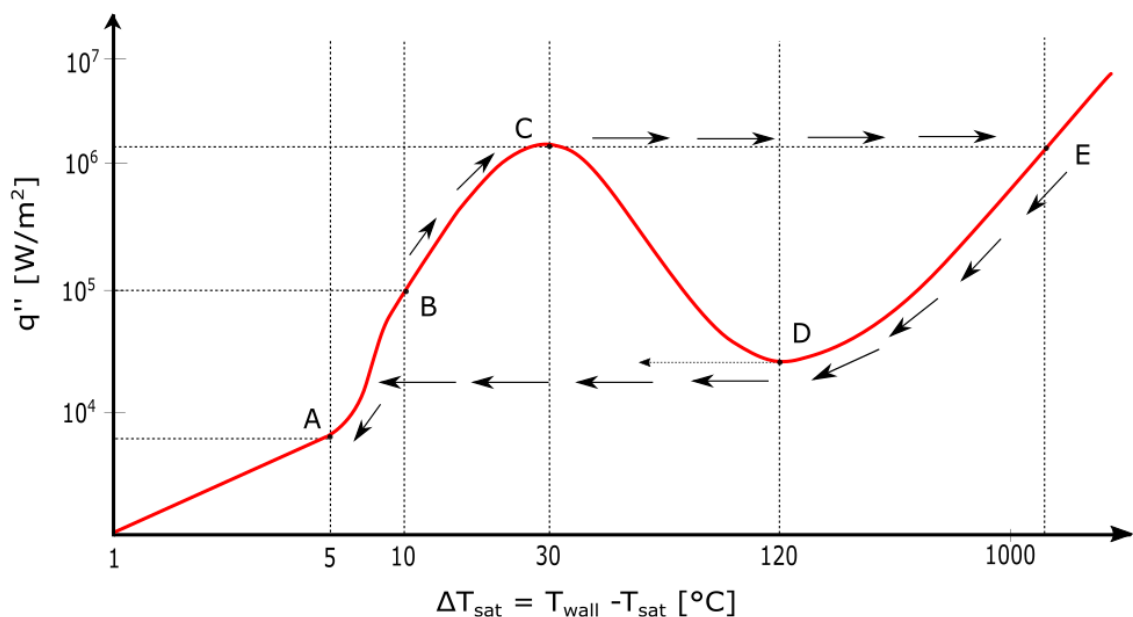
v případě havárií se ztrátou chladiva. Dvofázové proudění nastává v okamžiku, kdy vzroste teplota chladiva a dosáhne teploty sytosti, nebo při poklesu tlaku v systému pod tlak nasycených par. V tomto okamžiku jsou kapalná i plynná fáze v rovnováze a přiváděné teplo se v uzavřeném objemu spotřebovává na změnu skupenství.

1.2 Křivka varu

Závislost mezi tepelným tokem, který přechází z horké stěny do chladiva, a právě rozdílem teplot mezi stěnou a chladivem zkoumal již v roce 1934 Shiro Nukiyama. Na základě experimentů sestavil danou závislost (viz obrázek 1.1), která se nazývá křivka varu. Právě on byl první, kdo identifikoval různé režimy varu. Použil zde Newtonův ochlazovací zákon, který definuje tepelný tok přenášený konvekcí z paliva do chladiva:

$$q'' = \alpha \cdot (T_{wall} - T_{sat}) = \alpha \cdot \Delta T \quad (1.2)$$

Křivku můžeme rozdělit do několika oblastí. Přestože je křivka na obrázku 1.1 sestavena pro vodu, obdobný tvar zůstává stejný i pro jiná chladiva. Přesný tvar však závisí na konkrétních parametrech, zejména na tlaku a průtoku chladiva. Naopak je prakticky nezávislý na geometrii ochlazovaného povrchu.



Obrázek 1.1: Křivka varu vody ve velkém objemu při atmosférickém tlaku [1,7]

Při nízkém rozdílu teplot mezi stěnou a chladivem, nejčastěji se uvádí do 5°C , pozorujeme pouze jednofázový konvektivní přestup tepla, které popisuje právě Newtonův zákon. V oblasti A-B začíná vznikat bublinkový var, který se projevuje zvýšením tepelného toku a také součinitele přestupu tepla. Bublínky vznikají na horkém povrchu,

kde již chladivo dosáhlo saturační teploty. Vznikají zprvu na nerovnostech, které jsou nedílnou součástí zpracování materiálu. Následně přecházejí do chladiva, kde však implodují, protože zde má chladivo nižší teplotu, než je teplota sytosti pro daný tlak. Imploze popisuje jev, kdy se bublinka v podstatě zhroutí sama do sebe a zanikne.

Odtrhávání bublinek od povrchu a pohyb směrem pryč zvyšují rychlost proudění u stěny, což má za následek zvýšení efektivity odvodu tepla, tím pádem i součinitele přestupu tepla α . Mírný bublinkový var tedy může být prospěšný právě z důvodu, že rychle a efektivně přenáší teplo do studenějších částí chladiva. Typické hodnoty jednotlivých druhů konvekce shrnuje tabulka 1.1.

Chladičí médium	α [W/m²/K] (přirozená konvekce)	α [W/m²/K] (nucená konvekce)
Plyn	2 až 25	25 až 250
Kapalina	50 až 1 000	100 až 20 000
Konvekce se změnou fáze (var nebo kondenzace)		2 500 až 100 000

Tabulka 1.1: Typické hodnoty součinitele přestupu tepla [1]

V oblasti B-C se zlepšují podmínky pro var v celém objemu a bublinky tak mohou dosáhnout volné hladiny. V bodě C se dosahuje kritického tepelného toku. Za tímto bodem se nově vzniklé bublinky rychle zvětšují a spojují dohromady. Tím vznikají místa oddělená izolační vrstvou, čímž dojde k poklesu tepelného toku. Pokles se odehrává až do bodu D, který se jmenuje Leidenfrostův bod. V tomto bodě dosáhne teplotní rozdíl dostatečné hodnoty a vytvoří se souvislá parní vrstva. Ta oddělí celý povrch od kapalné fáze, což vede ke vzrůstu teplotního rozdílu. Za tímto bodem neexistuje přímý kontakt chladiva a materiálu, sdílení tepla se odehrává převážně zářením.

2 Krize varu

Průběh popsany v předchozí kapitole však vychází z předpokladu, že umíme řídit teplotní rozdíl stěny a chladiva. Při provozu reaktoru ovšem řídíme výkon respektive odváděný tepelný tok. V tom případě bychom při zvyšování tepelného toku v bodě C (obr. 1.1, s. 13) skokově zvýšili teplotní diferenci a dostali se rovnou do bodu E, tedy do oblasti blánového varu. Obdobně vypadá také opačný proces ochlazování, kdybychom klesli do Leidenfrostova bodu a následovala by skoková změna, neboť by se v tomto bodě začala rozpadat souvislá parní vrstva a vrátili bychom se do oblasti A-B.

2.1 Krize varu prvního druhu

Přechod mezi bublinkovým a blánovým varem se označuje jako krize varu prvního druhu. Odehrává se při nízké suchosti a vysokých tepelných tocích, kdy se v chladivu začínají vytvářet bublinky páry, které proudí kolem horkého povrchu a následně se spojují. Moment, při kterém dojde k vytvoření parní blány, se označuje právě jako krize varu prvního druhu a je charakterizován kritickým tepelným tokem q''_{max} . K jevu dochází především v podchlazené kapalině. Vzniklá parní vrstva brání odvodu tepla do chladnějšího jádra proudu.

Překročení kritického toku vede k prudkému nárůstu teploty ochlazovaného materiálu a snížení odvodu tepla. To může mít v případě reaktoru za následek poškození pokrytí i paliva. V jaderném reaktoru má tento jev zásadní vliv na bezpečnost. Z již popsaných důvodů vyplývá, že v tomto bodě dochází ke snížení schopnosti odvádět teplo, a to platí pro tlakovodní i varné typy reaktorů.

Anglická literatura označuje tento jev pojmem DNB (departure from nucleate boiling) nebo burnout. Rezerva do krize varu hraje zásadní roli při návrhu reaktoru. V praxi se používá DNBR (departure from nucleate boiling ratio), udává poměr kritického tepelného toku a aktuálního lokálního tepelného toku. Jinak řečeno představuje reálnou rezervu pro dosažení kritického tepelného toku.

$$DNBR = \frac{\textit{kritický tepelný tok}}{\textit{lokální tepelný tok}} \quad (2.1)$$

Jde o korelaci kritického tepelného toku, kterému je potřeba se u tlakovodních reaktorů vyhnout. Korelační limit udává hodnotu DNBR, při které s 95% pravděpodobností nedojde ke krizi varu prvního druhu v žádném palivovém

elementu aktivní zóny. Minimální hodnota korelace se označuje $DNBR_{min}$ a musí platit $DNBR_{min} \geq DNBR_{lim}$. Limitní hodnota $DNBR_{lim}$ vychází z korelací, obvykle bývá $\sim 1,3$. Tato hodnota představuje jeden ze základních projekčních limitů. [2]

Stanovení hodnoty kritického tepelného toku představuje složitou problematiku a zjišťuje se experimentálně. Jednu ze základních korelací vytvořili Kutatelatze a Zuber [1]:

$$q''_{max} = C \cdot h_{fg} \cdot [\sigma \cdot g \cdot \rho_v^2 \cdot (\rho_l - \rho_v)]^{1/4} \quad (2.2)$$

Výsledná hodnota není závislá na povrchu materiálu a existuje pouze slabá závislost na geometrii ochlazovaného povrchu, kterou zachycuje konstanta C. Naopak je silně závislá na tlaku prostřednictvím povrchového napětí a výparného tepla. Obdobně se řeší korelace pro další typy dvoufázového proudění.

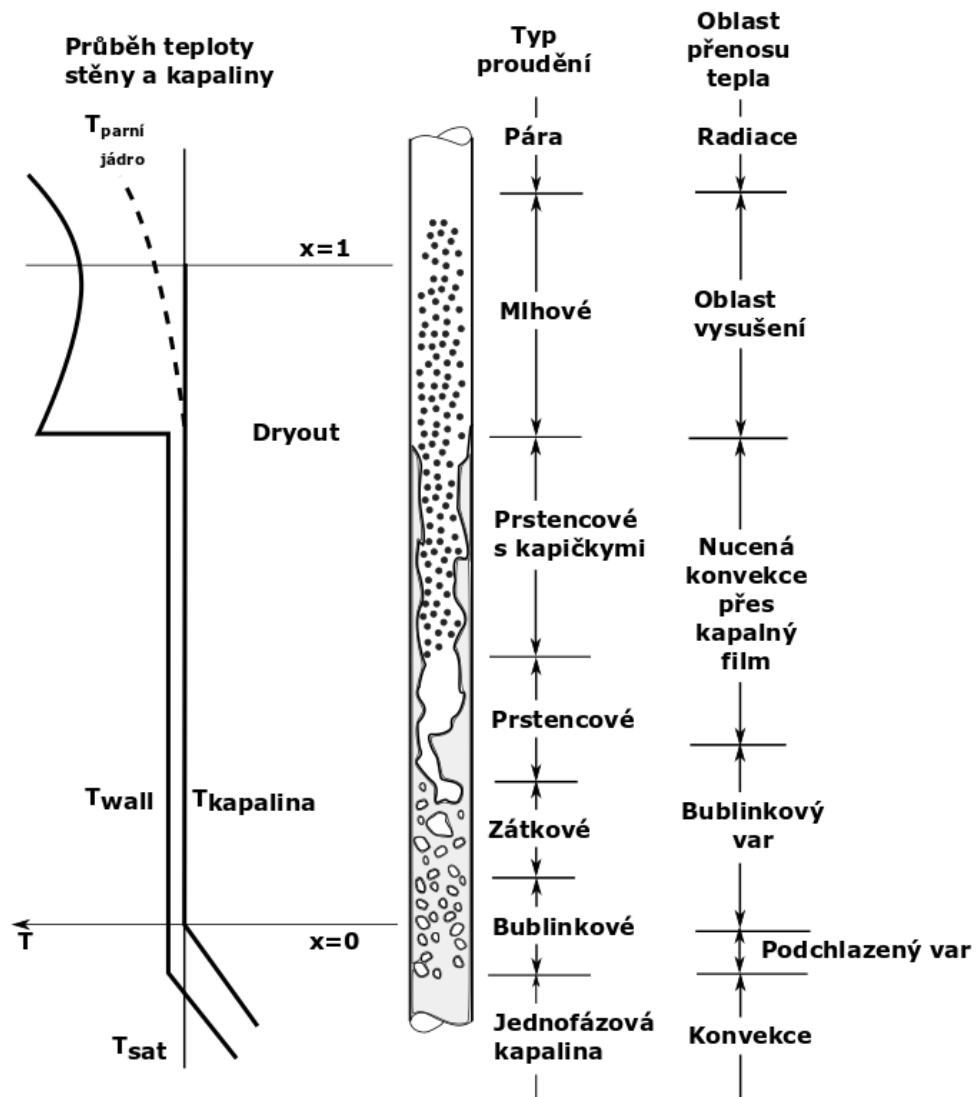
2.2 Krize varu druhého druhu

K tomuto jevu dochází při vysoké suchosti neboli velkému obsahu páry v chladivu. Nejčastěji nastává ve vyhřívaném kanále, kde nejdříve dochází k jednofázovému proudění, které se postupně mění v bublinkový var. Zvyšující se počet bublinek vede k prstencovému proudění, kdy je střed kanálu tvořen parní fází a přestup tepla probíhá konvekci přes kapalný film na povrchu teplosměnné plochy.

Rostoucí rychlost vypařování vede k vyšší rychlosti páry. Následkem toho dochází k odtrhávání kapalného filmu. Dochází k lokálnímu vysušení, které označujeme jako krizi varu druhého druhu, anglicky takzvanému dryout. Celý proces zachycuje obrázek 2.1. Lokální vysušení vede k prudkému navýšení teploty materiálu, které může způsobit poškození palivového souboru.

U varných reaktorů (BWR) se místo DNBR používá CPR (critical power ratio).

$$CPR = \frac{\text{výkon při kterém dochází ke krizi varu}}{\text{nominální lokální výkon}} \quad (2.3)$$



Obrázek 2.1: Režimy při nuceném proudění ve vytápěném vertikálním kanálu

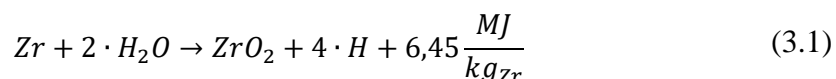
3 Reakce zirkonium a voda

Zirkonium je kovový prvek s protonovým číslem 40. V jaderném průmyslu nachází uplatnění kvůli svým neutronickým a korozním vlastnostem. Zirkonium má velmi nízký účinný průřez pro absorpci neutronů, zároveň poskytuje vysokou korozní odolnost za provozních podmínek. Pro zvýšení mechanických vlastností se leguje niobem nebo cínem obvykle v řádu jednotek procent.

Používá se v prostoru aktivní zóny především jako pokrytí palivových pelet. Palivové proutky jsou hermeticky uzavřeny, tvoří jednu z bariér proti úniku radioaktivních látek. Slitiny zirkonia se dále využívají na výrobu distančních mřížek, které se nacházejí v prostoru aktivní zóny.

Hlavní nevýhodou je oxidace, která probíhá od teploty přibližně 350 °C. [3] Při této teplotě dochází ke vzniku oxidační vrstvy, která z počátku zabraňuje výraznější oxidaci. Vznik oxidu zirkonia však zvyšuje křehkost pokrytí. Zhoršení mechanických vlastností může vést k popraskání a možnému úniku produktů štěpení do primárního okruhu.

Při teplotách nad 800 °C dochází k exotermické reakci zirkoniového pokrytí s vodní parou, během reakce vzniká oxid zirkoničitý a vodík, uvolňuje se velké množství tepla a dochází ke zkřehnutí materiálu. Chemickou reakci popisuje rovnice 3.1. Reakce neprobíhá ve velkém rozsahu, dokud se nedosáhne teploty 1000 °C. Nad 1200 °C je reakce autokatalytická. [2,3]



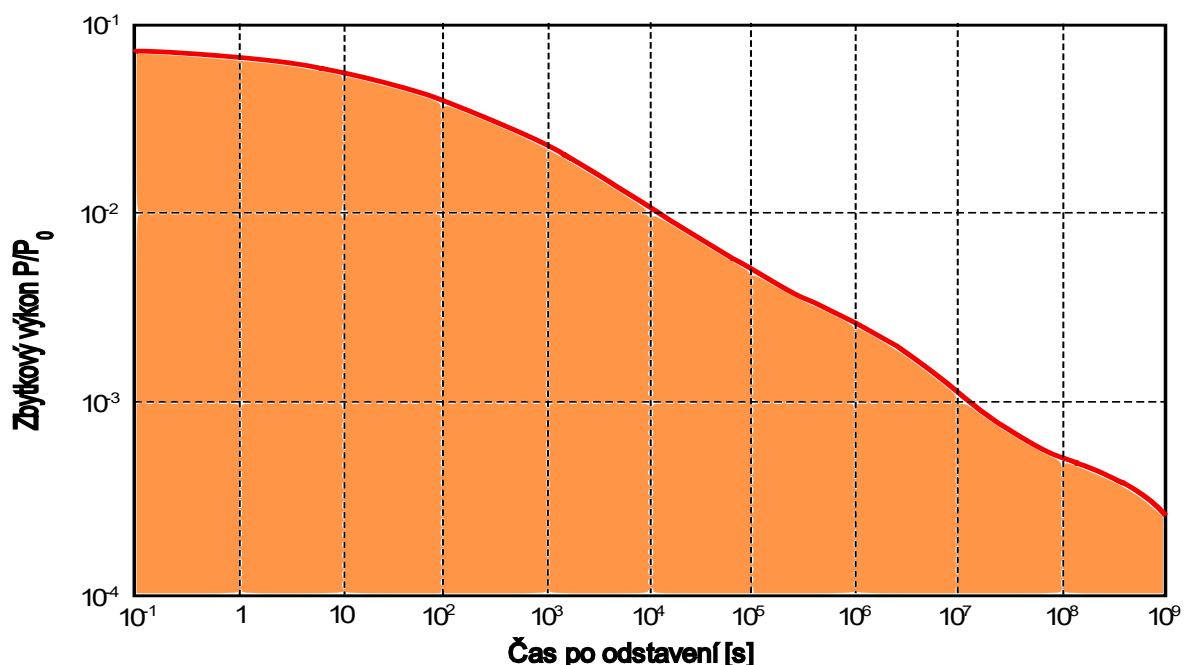
V případě uvolnění vodíku do prostoru ochranné obálky existuje riziko exploze. Z toho důvodu jsou zde umístěny rekombinátory vodíku, které zajistí jeho likvidaci. Při havárii se ztrátou chladiva může uvolňované teplo z reakce zirkonia a vody výrazně zkomplikovat její průběh. Aby se tak nestalo, byla stanovena některá akceptační kritéria, která vycházejí právě z uvedených nepříznivých vlastností zirkonia.

4 Zbytkové teplo

Teplo se v tlakovodním reaktoru generuje zejména štěpením uranu $^{235}_{92}\text{U}$ a plutonia $^{239}_{94}\text{Pu}$. Nestabilní štěpné produkty generují teplo i v případě odstavení reaktoru a přerušení štěpné řetězové reakce. Teplo generované v reaktoru po jeho odstavení označujeme jako zbytkové teplo. Největší podíl zbytkového tepla vzniká právě radioaktivním přeměnou produktů štěpení. Dále hraje roli dobíhající štěpná řetězová reakce, její vliv poklesne během desítek sekund.

Nezanedbatelnou část produkce zbytkového tepla způsobuje radioaktivní přeměna izotopů, které vznikají radiačním záchytem neutronů. Radioaktivní přeměna aktivovaných materiálů aktivní zóny má minimální vliv.

Radioaktivní přeměna produktů štěpení závisí na množství štěpných trosek, je tedy funkcí doby provozu a výkonu reaktoru. Typický průběh zbytkového výkonu ukazuje obrázek 4.1. V okamžiku ihned po odstavení se pohybuje hodnota zbytkového tepla okolo 7 % původního výkonu. Hodinu po odstavení je to přibližně 1,3 %. [4] Z tohoto důvodu je nezbytné chladit palivo ještě dlouhou dobu po odstavení a uvažovat vliv zbytkového tepla i v případě havarijních situací.



Obrázek 4.1: Zbytkový tepelný výkon po odstavení

5 LOCA havárie

Havárie se ztrátou chladiva neboli Loss of coolant accident je jednou z nejzávažnějších událostí, které mohou na jaderné elektrárně nastat. Tyto stavy obecně rozdělujeme dle velikosti úniku chladiva. Řadí se sem prasknutí hlavního cirkulačního potrubí primárního okruhu, prasknutí potrubí s menším únikem chladiva a prasknutí trubky parního generátoru. Havárie s menšími úniky byly v minulosti lehce podceňovány. Nicméně mají vyšší pravděpodobnost výskytu než prasknutí hlavního cirkulačního potrubí. Dále mají odlišný průběh, který může být v některých případech nepříznivější. Z těchto důvodů by i jim měla být věnována větší pozornost.

5.1 Popis havárie LB-LOCA

Havárie spojená s prasknutím hlavního cirkulačního potrubí neboli Large Break LOCA reprezentuje koncept maximální projektové havárie. Dochází k poškození hlavního cirkulačního potrubí tím nejméně příznivým způsobem. K náhlému prasknutí potrubí dojde na studené větvi mezi hlavním cirkulačním čerpadlem a nádobou reaktoru takzvaným gilotinovým řezem. Kolmo prasklé potrubí se navíc posune vůči sobě tak, že vytéká z primárního okruhu maximální možné množství chladiva.

Fenomenologický popis události se rozděluje na čtyři základní procesy [12]:

- a) dekomprese a vyprazdňování primárního okruhu (blow-down)
- b) opětné zaplavení spodního prostoru tlakové nádoby reaktoru (refill)
- c) opětovné zaplavení aktivní zóny (reflood)
- d) dlouhodobé dochlazování aktivní zóny

Průběh události závisí na funkci bezpečnostních systémů. V případě jejich selhání dojde k tavení aktivní zóny a rozvoji události do těžké havárie. Z toho důvodu byla stanovena kritéria přijatelnosti, která jsou zvolena tak, aby nedošlo k výraznému poškození paliva a zajistila se tak jaderná bezpečnost. Mezi nejdůležitější akceptační kritéria patří [12]:

- a) Vypočtená maximální teplota povlaku palivového proutku nesmí překročit limit 1 204 °C.

b) Lokální oxidace povlaku nesmí nikde překročit limit 17 % z celkové tloušťky povlaku před oxidací.

c) Množství povlaku palivových proutků, které chemicky zreaguje s vodou nebo s párou, nesmí překročit 1 % z celkového povlaku, obklopujícího palivo.

5.2 Typy bezpečnostních systémů

Bezpečnostní systémy, které mají zajistit nepřekročení akceptačních kritérií, dělíme na aktivní a pasivní. V případě, že se tak stane, mají za úkol potlačit následky havárie a zabránit úniku radioaktivních látek do okolí. U dnešních typů tlakovodních elektráren obvykle najdeme různé kombinace těchto systémů. Během LOCA havárie hraje zásadní roli systém havarijního chlazení aktivní zóny (SAOZ). V případě elektrárny Temelín, která provozuje reaktory VVER 1000/V320, bylo zvoleno řešení sestávající ze 4 hydroakumulátorů, nízkotlakého a vysokotlakého vstřikování.

Každý hydroakumulátor obsahuje vodu s roztokem kyseliny borité o objemu 50 m³, voda je zde udržována při teplotě 55 °C. Jedná se o pasivní systém natlakovaný dusíkem, který způsobí automatický výtok vody při snížení tlaku v primárním okruhu pod 6 MPa. Vývod hydroakumulátorů vede přímo do reaktoru a do hlavního cirkulačního potrubí. Dva zásobníky jsou připojeny do mezikruhového prostoru mezi nádobou a aktivní zónou v oblasti vstupu chladiva, dva na výstup chladiva z aktivní zóny do horní směšovací komory.

Aktivní vysokotlaký systém vstřikování se dělí na tři samostatné nezávislé divize, je tedy zálohován 3 x 100 %. Každá divize obsahuje vysokotlaké vstřikovací čerpadlo s výtlačkem 10,4 MPa, dokáže dodávat 150 m³/h. Tento systém slouží primárně pro malé úniky chladiva.

Nízkotlaký havarijní systém doplňování slouží k havarijnímu dochlazování a dlouhodobému odvodu zbytkového tepla. Tento aktivní bezpečnostní systém se skládá ze tří samostatných divizí se zálohováním 3 x 100 %. Umožňuje doplňovat 750 m³/h chladiva s výtlačkem 1,5 MPa. Pro skladování bórové vody využívá tank s kapacitou 150 m³. Následně se počítá s možností přepnutí na sání z jímky ochranné obálky, což lze aplikovat také u vysokotlakého systému.

Mezi aktivní bezpečnostní systémy patří také sprchový systém ochranné obálky. Zajišťuje snížení tlaku v ochranné obálce v případě havárie, zabraňuje tak porušení

ochranné obálky. Sestává především ze sprchového čerpadla schopného dopravovat objemový průtok $700 \text{ m}^3/\text{h}$ a nádrže havarijní zásoby kyseliny borité.

System havarijního chlazení na jaderné elektrárně Dukovany s reaktorem VVER 440/V213 využívá obdobné uspořádání. Nachází se zde také čtyři hydroakumulátory, systémy vysoko a nízkotlakého vstřikování. Liší se především nižším průtokem chladicí vody, který odpovídá nižšímu výkonu reaktoru.

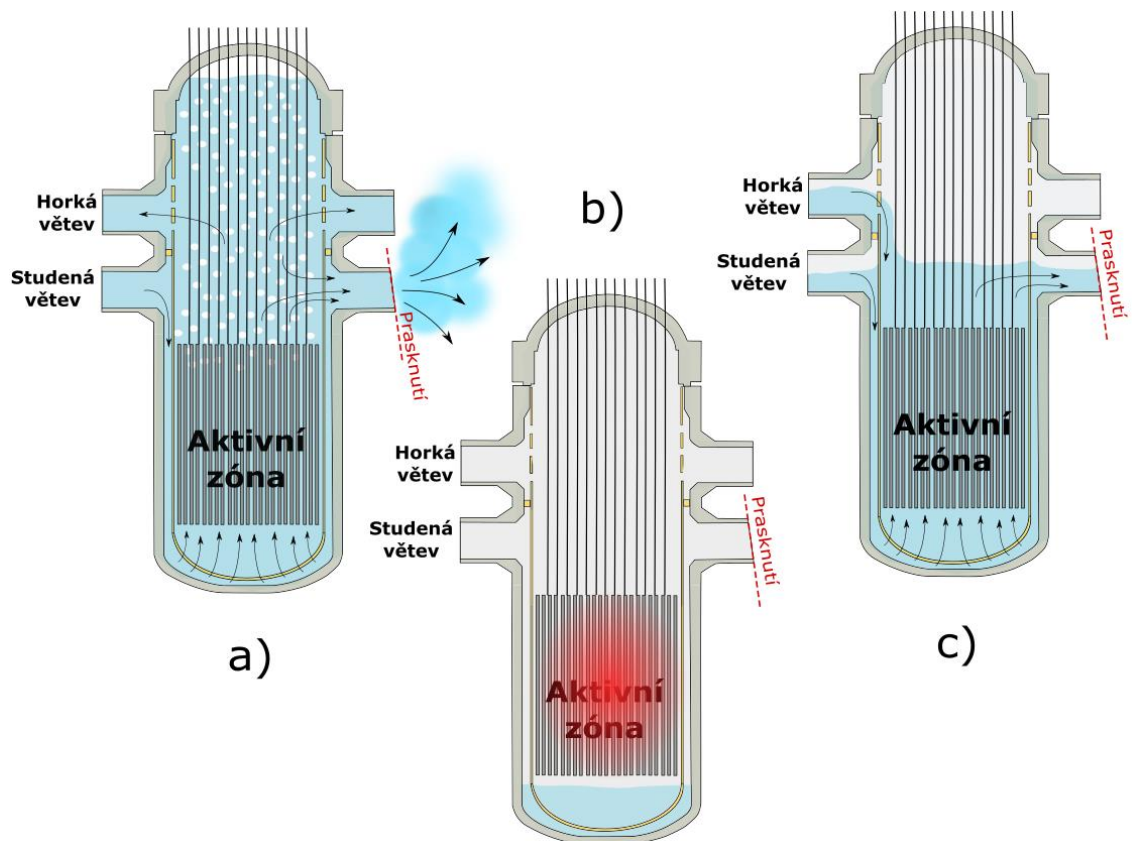
5.3 Průběh LOCA

Chladivo se v primárním okruhu tlakovodního reaktoru udržuje pod velkým tlakem, aby se zamezilo jeho varu. Při prasknutí potrubí expanduje do okolí díky velké tlakové diferenci. Když poklesne tlak a úroveň teploty v aktivní zóně dosáhne saturační teploty začne docházet k varu chladiva na výstupu z aktivní zóny (viz obr. 5.1a, s. 23). Další pokles tlaku vede k varu v celém prostoru primárního okruhu. To má za následek potlačení cirkulace chladiva. Záporný dutinový koeficient prakticky okamžitě přeruší štěpnou řetězovou reakci. Zasunutí regulačních tyčí je však nutné pro fázi znovuzaplavení. Ke spuštění pádu regulačních tyčí dochází v řádu desetin sekundy.

Chladivo uniká na straně od čerpadla, podstatně větší část však uniká otvorem u reaktoru kvůli menšímu hydraulickému odporu. Výtok se řídí zákony kritického výtoku, přesto proběhne vyprázdnění velmi rychle v řádu několika jednotek či nižších desítek sekund. Zbylé chladivo se shromažďuje na dně nádoby reaktoru (viz obr. 5.1b, s. 23).

Potlačení růstu teploty má za úkol systém havarijního chlazení, který začne v krátkém čase dodávat chladivo do reaktoru. Na prudký pokles tlaku zareaguje vysokotlaký systém, většina chladiva však odchází pryč. Při poklesu tlaku v reaktoru pod 6 MPa otevrou zpětné ventily hydroakumulátorů. Studená voda kondenzuje páru v přívodním potrubí, částečně přispívá k chlazení AZ a posléze se hromadí na dně nádoby. Hlavní problém zde představuje ztráta obtokem. Velká část vody z hydroakumulátorů a ostatních smyček nejde přes aktivní zónu, putuje obtokem do prasklé smyčky a následně pryč z primárního okruhu. Chladivo teče obtokem kvůli menšímu hydraulickému odporu.

Teprve nízkotlaký systém havarijního chlazení dokáže obnovit přísun vody do obnažené aktivní zóny (viz obr. 5.1c, s. 23). Doplnění chladiva na dně nádoby reaktoru trvá systému havarijního chlazení několik desítek sekund. [10] V následujícím kroku dochází k zaplavování obnažených palivových souborů. Tento proces znovuzaplavení aktivní zóny je nezbytným krokem k obnovení odvodu tepla. Po zaplavení postupně lze přejít na režim přirozené cirkulace. Dlouhodobé dochlazování je nutné zajistit po dobu řádově měsíců až let dle vyhoření paliva. V opačném případě dojde k tavení AZ a zároveň úniku radioaktivních látek z palivových proutků.



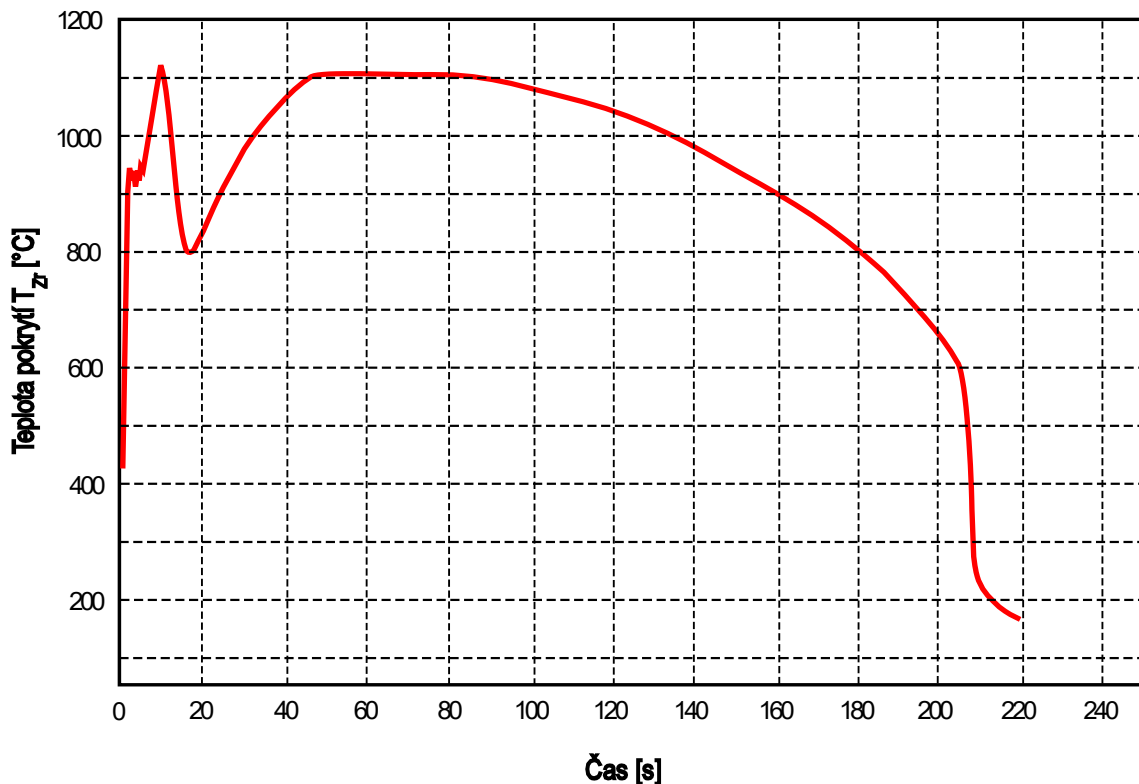
Obrázek 5.1: Schematicky znázorněný průběh LOCA havárie

5.4 Teplota pokrytí v průběhu LOCA

Jak již bylo vysvětleno v předchozí kapitole, zbytkové teplo způsobuje ohřev aktivní zóny po odstavení reaktoru. Absence chladiva vede k nárůstu teploty palivových souborů, čemuž je nutné neprodleně zabránit. Hlavním cílem je zamezit tavení paliva. Teplota tavení UO_2 je $2865\text{ }^\circ\text{C}$ a s vyhořením mírně klesá. Zirkoniové pokrytí se taví při $1852\text{ }^\circ\text{C}$, k oxidaci však dochází při mnohem nižších teplotách, zejména při teplotách nad $1200\text{ }^\circ\text{C}$. Poškození pokrytí může způsobit únik štěpných produktů mimo palivový soubor, v případě LOCA havárie i mimo primární okruh.

Teplota pokrytí dosahuje v průběhu události dvou vrcholů. První vrchol nastává několik sekund po prasknutí. Teplota následně klesá kvůli obrácení proudu chladiva v aktivní zóně. Po vyprázdnění primárního okruhu začne teplota pokrytí opět růst, během několika desítek sekund musí začít fáze znovuzaplavení. Ta způsobí zpomalení nárůstu teploty a po dosažení druhého vrcholu její pokles. Průměrná teplota pokrytí během reflood fáze obvykle dosahuje přibližně 900 °C. Nejvyšší teplota dosahuje s 95% pravděpodobnostní hodnoty 1080 °C. [5]

Z výpočtu provedených pro ETE vyplývá, že prvního vrcholu dosáhne pokrytí za 6 s. V čase 8 s dojde k otevření hydroakumulátorů. Celý proces vyprázdnění trvá 12 s. Nízkotlaký systém začne fungovat po 40 s. V čase 60 s dochází k odpojení hydroakumulátorů z důvodu nízké hladiny. [12, 14] Průběh teploty pokrytí zachycuje obrázek 5.2.



Obrázek 5.2: Průběh teploty pokrytí při LB-LOCA [12]

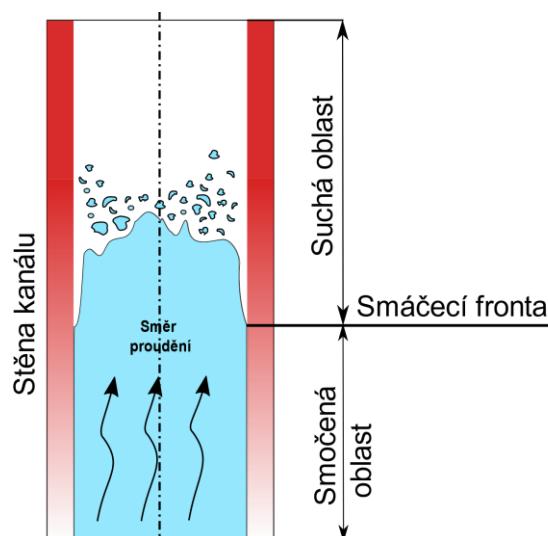
Z popisu událostí plyne, že obnažení AZ během LB-LOCA v podstatě není možné zabránit. Přesto je důležité prohlubovat znalosti této problematiky abychom mohli prokázat, že v průběhu havárie nedojde k rozsáhlému poškození paliva, které by vedlo k uvolnění radioaktivních látek z palivových souborů.

5.5 Proces zaplavení

Proces opětovného zaplavení obnaženého paliva doprovázeného smáčením horkého povrchu (anglicky rewetting) patří mezi nejsložitější jevy, které během LOCA havárie probíhají. Přitékající chladivo se rychle vypařuje, postupně začíná ochlazovat horký povrch. Vytvoří se jasná hranice mezi suchým a smočeným povrchem ochlazovaného materiálu, nazývá se smáčecí (chladicí) fronta (anglicky quench front). Před touto hranicí vzniká dvoufázová oblast, kde probíhá nespoutaná interakce páry a vody. Vytváří se směs páry a kapek, která předchlazuje horký povrch a umožňuje tak posun hranice. Velkou roli zde hrají uvolněné kapičky vody, které jsou vymrštěny z chladiva. Pokud mají dostatečnou hybnost, mohou porušit parní vrstvu a navlhčit ochlazovaný povrch. Proces zaplavování ukazuje obrázek 5.3.

V jaderném reaktoru přichází do úvahy tři způsoby zaplavování: horizontální, shora a zespod. Při zaplavování aktivní zóny v situaci LOCA havárie se využívá zejména zaplavování zespod. Omezený prostor zabraňuje úniku kapek, tím pádem se mohou snáze dostat až k ochlazovanému povrchu.

Existují tři režimy, které mohou nastat při zaplavování kanálu zespodu. Pokud je průtok chladiva na vstupu dostatečně vysoký na to, aby ochlazoval povrch, pohybuje se hranice směrem nahoru. Při dosažení kritického tepelného toku, který zde hraje zásadní roli, se posun hranice zastaví. Množství vznikající páry je v rovnováze s přítokem chladiva. Může nastat také situace, kdy se hranice mezi suchým a smočeným povrchem pohybuje směrem dolů ke vstupu chladiva. Tepelný tok umožňuje generovat více páry, než jsme schopni kompenzovat.



Obrázek 5.3: Proces zaplavování horkého kanálu

6 Historie experimentální činnosti

V minulosti byla provedena řada experimentů v oblasti zaplavování horkých povrchů. Jednotlivé experimenty se liší zejména rozsahem počátečních teplot a délkou vyhřívané části, která jen výjimečně přesahovala 2 metry. Většina pokusů byla provedena v rozsahu teplot mezi 300 a 700 °C. Obvykle pokrývala pouze část toho rozsahu.

Další odlišnosti spočívají v rozdílných zvolených průtocích chladicího média, díky tomu je porovnání jednotlivých výsledků poměrně problematické. Mezi další zásadní rozdíly patří zvolená geometrie vyhřívaného kanálu. Provedené pokusy obvykle využívaly tvaru anulárního kanálu, trubky, či palivového souboru.

Hlavním úkolem prováděných experimentů obvykle bylo popsání dynamiky přestupu tepla, především určení rychlosti postupu chladicí fronty. Některé práce se zabývaly problematikou oxidace palivového pokrytí, nebo vlivem distančních mřížek. Do této doby neproběhlo mnoho experimentů, které se zabývaly širokým rozsahem počátečních teplot, zároveň disponovaly délkou vyhřívané části delší než 1,5 metru a též umožňovaly relativně nízký průtok chladiva.

Tyto práce provedli např. autoři Saxena v roce 1998 [20], Cho v roce 2007 [21] nebo Štěpánek v roce 2018 [11]. Právě na poslední zmiňovanou práci tato diplomová práce v mnohém navazuje. Liší se především zvolenou geometrií, více měřenými místy osazenými termočlánky a novým způsobem měření průtoku, který umožňuje provádět experimenty při nižších průtocích chladiva. Experimentální činnosti s delší vytápěnou délkou byly obvykle prováděny na palivových souborech s typickou délkou pro tlakovodní reaktory, která činí 3,6 m.

7 Návrh experimentálního zařízení

Za účelem prohloubení znalostí o problematice smáčení horkého povrchu proběhl návrh a sestavení experimentálního zařízení. Základem je vertikální průtočný kanál kruhového průřezu. Jeho rozměry vycházejí ze skutečných rozměrů palivových souborů. Při návrhu byla využita již existující experimentální smyčka, která v minulosti sloužila pro výzkum kritického tepelného toku a procesu znovuzaplavování.

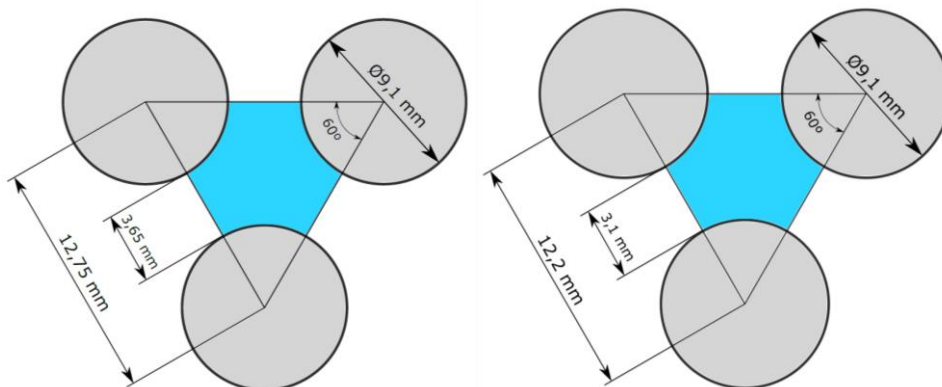
7.1 Volba rozměrů

Volba rozměrů experimentálního zařízení by měla být volena tak, aby se zařízení svými parametry přibližovalo v současnosti provozovaným jaderným reaktorům. Průměr trubky testovací smyčky vychází z rozměrů palivových souborů a kazet, které se používají u jaderných elektráren východní, nebo západní koncepce. Rozměr se stanovuje na základě tzv. topeného průměru D_t [mm].

Výpočet topeného průměru pro VVER 1000:

$$\begin{aligned}
 D_t &= \frac{4 \cdot S_{sub}}{O_t} = \frac{4 \cdot [(a \cdot v_a \div 2) - 3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr}^2/4)]}{3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr})} & (7.1) \\
 &= \frac{4 \cdot [(a \cdot a \cdot \sin 60^\circ \div 2) - 3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr}^2/4)]}{3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr})} \\
 &= \frac{4 \cdot [(12,75 \cdot 12,75 \cdot \sin 60^\circ \div 2) - 3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot 9,1^2/4)]}{3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot 9,1)} \\
 &= 10,60 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

S_{sub} [mm²] představuje průtočnou plochu subkanálu, která se počítá jako plocha trojúhelníku mínus plocha výsečí. Veličina a [mm] značí rozteč proutků a O_t [mm] topený obvod neboli tu část obvodu, která je vytápěna. Vnější průměr palivového proutku se značí d_{pr} .



Obrázek 7.1: Schéma uspořádání palivových proutků u VVER 1000 (vlevo) a VVER 440 (vpravo)

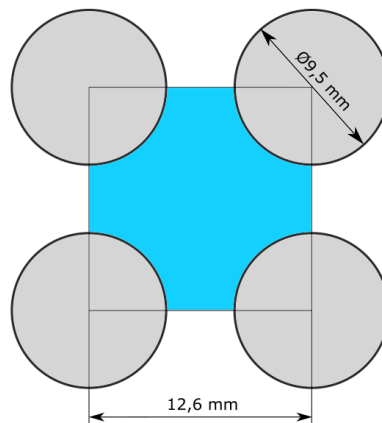
Výpočet topeného průměru pro VVER 440:

$$\begin{aligned}
 D_t &= \frac{4 \cdot S_{sub}}{O_t} = \frac{4 \cdot [(a \cdot v_a \div 2) - 3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr}^2/4)]}{3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr})} & (7.2) \\
 &= \frac{4 \cdot [(a \cdot a \cdot \sin 60^\circ \div 2) - 3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr}^2/4)]}{3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot d_{pr})} \\
 &= \frac{4 \cdot [(12,2 \cdot 12,2 \cdot \sin 60^\circ \div 2) - 3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot 9,1^2/4)]}{3 \cdot (1/6 \cdot \pi \cdot 9,1)} \\
 &= 8,94 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

Výpočet topeného průměru pro PWR (AP1000):

$$\begin{aligned}
 D_t &= \frac{4 \cdot S_{sub}}{O_t} = \frac{4 \cdot \left[(a \cdot a) - 4 \cdot \left(\frac{1}{4} \cdot \pi \cdot \frac{d_{pr}^2}{4} \right) \right]}{4 \cdot \left(\frac{1}{4} \cdot \pi \cdot d_{pr} \right)} & (7.3) \\
 &= \frac{4 \cdot \left[(a \cdot a) - 4 \cdot \left(\frac{1}{4} \cdot \pi \cdot \frac{9,5^2}{4} \right) \right]}{4 \cdot \left(\frac{1}{4} \cdot \pi \cdot 9,5 \right)}
 \end{aligned}$$

$$D_t = 11,78 \text{ mm}$$



Obrázek 7.2: Schéma uspořádání palivových proutků u AP1000

Na základě těchto výpočtů byl zvolen vnitřní průměr testovacího kanálu $d = 10 \text{ mm}$. Rozměr koresponduje s vypočteným topeným průměrem pro VVER 1000, příliš se neliší ani od ostatních typů palivových mříží. Z důvodů dostupnosti byla vybrána trubka s normalizovaným rozměrem 12 x 1 mm. Má tedy vnější průměr $D = 12 \text{ mm}$ a tloušťku stěny $\delta = 1 \text{ mm}$. Materiálem je nerezová ocel 1.4541, která disponuje dostatečnými elektrickými a tepelnými vlastnostmi pro navrhované experimenty. Zvolena byla bezešvá trubka, aby svar nezpůsobil nepřesnosti měření.

7.2 Konstrukční uspořádání

Oproti původnímu zařízení došlo k řadě úprav. Zásadní je změna geometrie průtočného průřezu. Původně zaplavovala voda mezikruhový kanál, který byl tvořen vnitřní ocelovou vytápěnou trubkou a vnější skleněnou trubkou. Toto uspořádání umožňovalo pozorovat probíhající procesy skrze transparentní vnější stěnu, na druhou stranu přinášelo i řadu nevýhod. Přítomnost nevytápěné stěny zatěžuje experiment příliš mnoha neznámými a složitě popsitelnými vlivy. Mezi další nevýhody patří technologicky náročná výroba makety palivové tyče a její osazení termočlánky uvnitř ocelové trubky.

Z těchto důvodů byl zvolen kanál kruhového průřezu, který zároveň velmi dobře odpovídá reálnému D_t . Zvolená konfigurace umožňuje osazení větším množstvím termočlánků, což vede k detailnějšímu popisu probíhajících procesů. Výstupy této práce jsou proto vhodnější jako vstupy pro analytické a CFD práce.

Hlavní část experimentálního zařízení, kterou představuje nerezová trubka 12 x 1 mm, je nezbytné v průběhu experimentu vytápět. Toho se dosahuje pomocí průchodu stejnosměrného elektrického proudu. Připojení svorek zdroje elektrického proudu zajišťují měděné trubičky umístěné na obou koncích nerezové trubky. Mají stejný rozměr jako ocelová trubka, jejich spojení zajišťuje převlečná trubka 16 x 2 mm. Vše je pojištěno svarem.

7.2.1 Prvotní návrh konstrukce

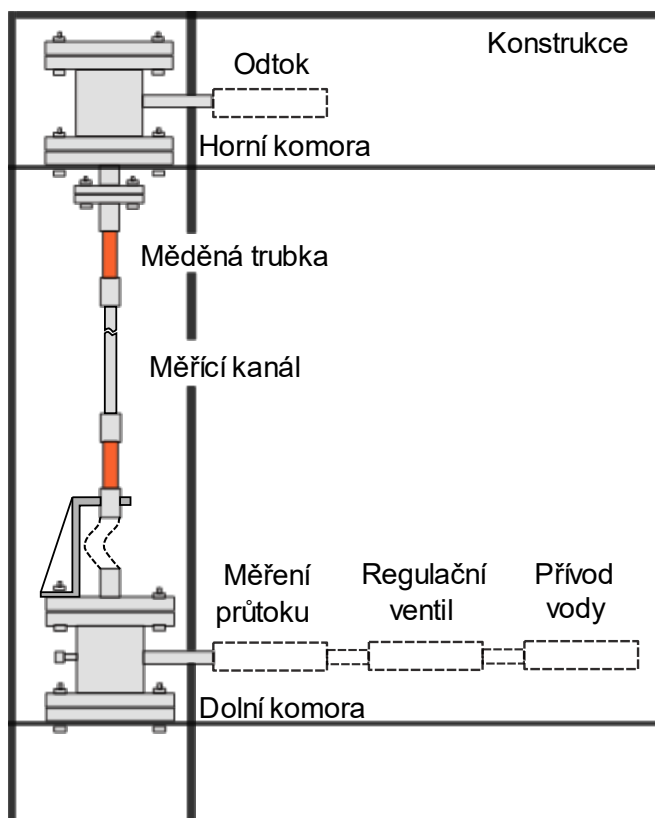
Prvotní návrh testovacího kanálu s vertikálním uspořádáním vycházel z možnosti připojení k již existujícímu zařízení. Pevný konec byl zvolen v horní části, kde byla k měděné trubce přivařena příruba. Připojení příruby k další sekci zařízení musí být elektricky nevodivé a zároveň těsné. Izolaci a těsnění mezi přírubami tvořila guma o výšce 2 mm, další izolační materiál sloužil pro odizolování šroubů, které spojovaly příruby k sobě. Parovodní směs po průchodu tímto uzlem vtékala do horní komory. Zde se na dně nacházel otvor, kterým zkondenzovaná parovodní směs odtékala pryč ze zařízení. Zbytek páry, který nestihl zkondenzovat mohl volně odcházet otvorem v horní části zařízení.

Detailní návrh ukazuje příloha A. Toto řešení se následně neukázalo jako příliš vhodné, proto došlo k řadě konstrukčních úprav, které popisuje kapitola 7.2.2 (s. 31).

Vzhledem k pevnému uchycení horního konce kanálu musí být spodní část připojena volně, aby mohla kompenzovat teplotní dilatace a nedocházelo k prohýbání trubky. Zároveň je nutné zajistit elektrickou izolaci a těsnění. Na měděnou trubku je proto napojena ocelová trubka 16 x 2 mm, která slouží pro připojení hadice. Ta umožňuje splnit všechny požadované funkce – dilataci, izolaci a těsnění.

Druhý konec hadice vede do dolní komory, kde se nachází měření tlaku a přívod vody. Podrobnější popis poskytuje příloha B. Volný konec testovacího kanálu je navíc upevněn pomocí plechového stojánku, který zabraňuje pohybu v radiálním směru. Horní část stojánku je vyrobena z izolačního materiálu, aby se zamezilo případnému průchodu elektrického proudu.

Délka testovací sekce vycházela ze skutečných rozměrů stávajícího zařízení, které sestávalo z nosné konstrukce, horní a dolní komory. Délka vyhřívané části z oceli tvoří 1575 mm. TČ 1 se nachází ve výšce 600 mm nad úrovní přítoku vody do dolní komory. TČ 1 není umístěn v těsné blízkosti ocelové přechodky o průměru 16 mm, aby nedocházelo k jeho ovlivnění. Od této přechodky má rozestup 110 mm. Obdobně poslední termočlánek TČ 8 se nachází 65 mm od horní přechodky. Zjednodušené schéma uspořádání prvotního provedení zachycuje obrázek 7.3.



Obrázek 7.3: Zjednodušené schéma uspořádání experimentálního zařízení

7.2.2 Provedení konstrukčních úprav a zdokonalení zařízení

Během prvních měření se ukázalo, že teplota vyhřívaného kanálu není během zahřívání konstantní po výšce. Při ustálení teplota klesá po výšce kanálu odspodu nahoru. Horní část vyhřívaného kanálu má tedy nejnižší teplotu. Z toho důvodu bylo nutné provést úpravu zařízení, aby se snížily rozdíly teplot po výšce.

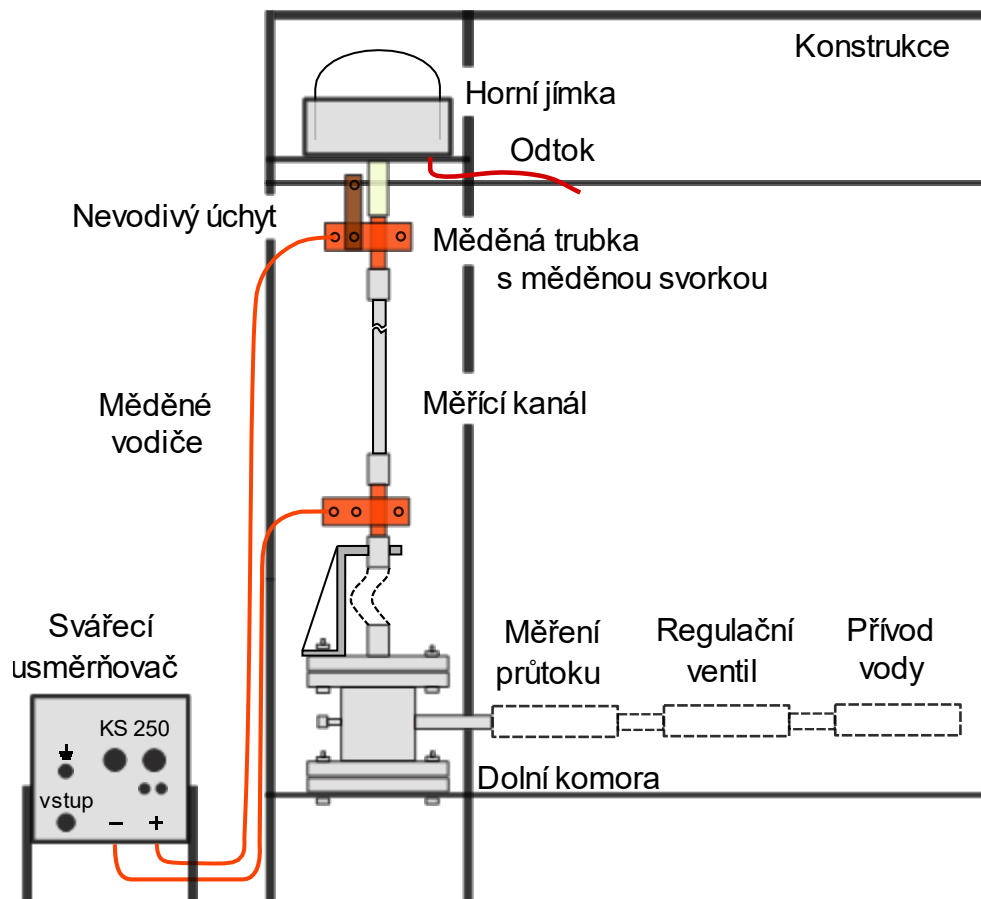
V první fázi došlo ke zredukování počtu přívodních kabelů vyrobených z mědi, které slouží k přívodu elektrického proudu. Snížení počtu kabelů k hornímu uzlu ze tří na jeden kabel však nevedlo k výraznějšímu zlepšení.

V dalším kroku byla provedena zásadní úprava horního uchycení testovacího kanálu. Ukázalo se, že příruba, pomocí které se uchycoval kanál ke konstrukci, funguje jako chladič, neboť se jedná ve srovnání s testovacím kanálem o komponentu s relativně velkým množstvím materiálu. Z toho důvodu došlo k odstranění příruby i celého horního uzlu. Na horní konec měděné trubky je napojena silikonová trubička, která vede do malé záchytné jímky se stříškou, ta je umístěna v horní části konstrukce. Záchytná jímka má vypouklé dno, aby se zabránilo vytváření hladiny a eliminoval se tak zpětný vtok ochlazené vody zpět do vyhřívaného kanálu. Provedené změny zachycuje výkres v příloze C.

Připojení vyhřívaného kanálu ke konstrukci se vyřešilo pomocí nevodivého materiálu (textitu), který je uchycen přímo na měděnou svorku pro přívod elektrického proudu. Zmíněná zdokonalení neměla žádný vliv na testovací část zařízení, rozměry nerezového kanálu se nezměnily. Stejně tak se změny nedotkly spodního uzlu.

Konstrukční úpravy vedly k výraznému snížení tepelných ztrát v horní části kanálu, čímž došlo ke zrovnoměnění teplot po výšce kanálu. Nicméně přívodní kabely odvádějí určité množství tepla, které nelze eliminovat, protože je nezbytné dodávat teplo po celou dobu experimentu.

V dolní části zařízení však k výraznému ochlazení od přívodních kabelů nedochází. Zásadní vliv zde hraje zřejmě postup výroby zařízení. Během sváření pravděpodobně nedošlo k ideálnímu kontaktu mezi měděnou a nerezovou trubicí, které jsou spojeny uvnitř nerezové trubky o průměru 16 mm. V horní části se proto tato nerezová přechodka výrazně ohřívá, což vede ke zvýšení odvodu tepla. Určitý vliv zde může mít také délka přívodních kabelů, které jsou k hornímu uchycení výrazně delší a umožňují tak odvést více tepla.



Obrázek 7.4: Schéma zdokonaleného uspořádání experimentálního zařízení

7.3 Výpočet průtoku testovací smyčkou

Během fáze znovuzaplavení aktivní zóny dodává největší část chladiva nízkotlaký vstříkovací systém, menší část pak zajišťuje vysokotlaký systém vstříkování. Hydroakumulátory dodávají chladivo pouze na počátku reflood fáze, proto nejsou v následujícím výpočtu uvažovány. Výpočet vychází z dat pro VVER 1000, které shrnuje tabulka 7.1.

Počet palivových proutků	312 ks	Průměr proutku	$d_{pr} = 9,1 \text{ mm}$
Centrální trubka	1 ks	Vnější průměr šachty	$d_{\xi} = 3620 \text{ mm}$
Počet vodičích trubek	18 ks	Vnitřní průměr TNR	$d_{TNR} = 4136 \text{ mm}$
Rozteč proutků	$a = 12,75 \text{ mm}$	Nízkotlaký systém	$750 \text{ m}^3/\text{h}$
Rozteč palivových souborů	$b = 236 \text{ mm}$	Vysokotlaký systém	$150 \text{ m}^3/\text{h}$

Tabulka 7.1: Hodnoty parametrů VVER 1000 [15]

Každý palivový soubor obsahuje 312 palivových proutků, jednu centrální trubku pro instrumentaci a 18 vodících trubek pro zasunutí regulačních tyčí. Celkem tedy každý soubor obsahuje 331 ks proutků a tyčí. Aktivní zóna VVER 1000 se skládá ze 163 palivových souborů. Systém nouzového dochlazování aktivní zóny zaplavuje průtočnou plochu aktivní zóny S_{AZ} a zároveň plochu mezikruží mezi šachtou a stěnou tlakové nádoby reaktoru S_m . Výpočet uvažuje celkový dodávaný objemový průtok chladiva jako součet vysoko a nízkotlakého vstřikování $Q_{SAOZ} = 900 \text{ m}^3/\text{h}$.

Výpočet vychází z průtoku jedním souborem:

$$S_{AZ} = S_s \cdot \text{počet souborů} - S_{pr} \cdot \text{počet proutků} \quad (7.4)$$

$$S_s = 6 \cdot \left(\frac{\left(\frac{b}{2}\right)^2}{2 \cdot \sin 60^\circ} \right) = 6 \cdot \left(\frac{\left(\frac{236}{2}\right)^2}{2 \cdot \sin 60^\circ} \right) = 48234,15 \text{ mm}^2 \quad (7.5)$$

$$S_{pr} = \pi \cdot \frac{d_{pr}^2}{4} = \pi \cdot \frac{9,1^2}{4} = 65,04 \text{ mm}^2 \quad (7.6)$$

$$S_{AZ} = 48234,15 \cdot 163 - 65,04 \cdot 331 \cdot 163 = 4,353 \cdot 10^6 \text{ mm}^2 = 4,353 \text{ m}^2 \quad (7.7)$$

Průtočný průřez mezikruží:

$$S_m = \frac{\pi}{4} \cdot (d_{TNR}^2 - d_s^2) = \frac{\pi}{4} \cdot (4,136^2 - 3,620^2) = 3,143 \text{ m}^2 \quad (7.8)$$

$$S_{celk} = S_{AZ} + S_m = 4,353 + 3,143 = 7,496 \text{ m}^2 \quad (7.9)$$

Výpočet hmotnostního průtoku \dot{m}_{SAOZ} uvažuje odhadovanou hustotu chladicí vody $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$:

$$\dot{m}_{SAOZ} = Q_{SAOZ} \cdot \rho = 900 \cdot 1000 = 900\,000 \text{ kg/h} = 250 \text{ kg/s} \quad (7.10)$$

Výsledný hmotnostní tok vztažený na plochu:

$$G_{SAOZ} = \frac{\dot{m}_{SAOZ}}{S_{celk}} = \frac{250}{7,496} = 33,35 \text{ kg/m}^2\text{s} \quad (7.11)$$

Výsledný hmotnostní tok vztažený na plochu získaný z tohoto výpočtu nezahrnuje všechny konstrukční prvky palivových souborů, které ve skutečnosti snižují průtočnou plochu AZ. Výsledný tok $G_{SAOZ} = 33,35 \text{ kg/m}^2\text{s}$ je oproti skutečnému stavu mírně podhodnocený. Na základě výsledků plynoucích z těchto výpočtů byl zvolen hmotnostní tok experimentálním zařízením $G = 40$ až $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$. Maximální hodnota je zvolena tak, aby se navázalo na předešlé experimenty [11].

7.4 Výpočet objemového průtoku

Výpočet objemového průtoku testovací smyčkou vychází z předpokladu požadovaného hmotnostního toku $G = 40$ až $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$. Odhadovaná hustota čerpané vody $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$. Vnitřní průměr experimentálního potrubí $d = 10 \text{ mm} = 0,01 \text{ m}$, průtočný průřez je $S = \pi \cdot \frac{d^2}{4} [\text{m}^2]$. Následně lze stanovit objemový průtok:

$$Q = \frac{G \cdot S}{\rho} [\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}] \quad (7.12)$$

Minimální objemový průtok:

$$Q_{min} = \frac{G_{min} \cdot S}{\rho} = \frac{40 \cdot \pi \cdot \frac{0,01^2}{4}}{1000} = 3,142 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1} = 0,189 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1} \quad (7.13)$$

Maximální objemový průtok:

$$Q_{max} = \frac{G_{max} \cdot S}{\rho} = \frac{80 \cdot \pi \cdot \frac{0,01^2}{4}}{1000} = 6,283 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1} = 0,377 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1} \quad (7.14)$$

8 Měření průtoku

Měření průtoku v potrubí lze realizovat různými způsoby. Metody lze rozdělit na dvě kategorie dle toho, zda vyžadují, nebo nevyžadují zásah do potrubí. Mezi způsoby s nutností zásahu do průtočného průřezu patří turbínové průtokoměry nebo snímače diferenčního tlaku. Snímače tlaku jsou založeny na vložení škrťícího orgánu, kterým může být například clona, dýza, Venturiho trubice. Měření tlakového spádu lze uplatnit také na technologické komponentě, u které známe hydraulickou charakteristiku. Mezi způsoby bez zásahu do potrubí řadíme indukční či ultrazvukové průtokoměry.

Pro měření malých průtoků, které se předpokládají v navrženém experimentu, připadá v úvahu měření pomocí turbínových či plováčkových průtokoměrů, měření tlakové difference nebo měření ultrazvukem. Zvažované typy průtokoměrů jsou uvedeny v tabulce 8.1.

Typ průtokoměru	Trigas DM 4-8	Omega FTB9506	Krohne DK37 M8M	Sonoflow IL.52
Princip	Turbínový	Turbínový	Plováčkový	Ultrazvukový
Rozsah měření [<i>l/min</i>]	0,1 až 13	0,08 až 1,9	0,03 až 4,17	0 až 6
Chyba měření [%]	±0,5 %	±0,5 %	±2,5 %	±1 %
Rozsah teplot [°C]	-270 až +400	-268 až +232	-40 až +150	0 až +100

Tabulka č. 8.1: Zvažované typy průtokoměrů [23,24,25,26]

Vzhledem k dostupnosti snímačů diferenčního tlaku bylo zvoleno měření pomocí tlakové ztráty na kapiláře. Tato metoda poskytuje relativně přesné měření malých průtoků, zároveň jde o konstrukčně jednoduché řešení se dvěma odběry před a za kapilárou. Snímače diferenčního tlaku mají různý rozsah měření. Pro výběr vhodného snímače je nezbytné provést návrh měřicího úseku, ve které dochází k tlakové ztrátě. Měřicí úsek představuje kapilára, jde o trubičku s malým průměrem. Na vstupu a výstupu se nachází tlakový odběr. Tyto odběry jsou následně propojeny hadičkami se snímačem diferenčního tlaku.

8.1 Návrh kapiláry

Tlakové ztráty jednofázového proudění dělíme na místní a třecí, v některých případech je nutné uvažovat i ztráty gravitační. Místní ztráty zahrnují změny průřezu a místní odpory. Patří sem kolena, T-kusy, ventily, filtry a distanční mřížky. Třecí ztráty popisují vliv vazkých sil v kapalině.

Navržené měřicí zařízení sestává z rovného úseku kapiláry, která je na obou koncích zaústěna do potrubí s větším průměrem. Zde se nachází odběr pro tlakový snímač. Návrhový výpočet zahrnuje třecí tlakové ztráty v kapiláře Δp_t , místní ztrátu náhlým zúžením potrubí $\Delta p_{m_{nz}}$ a místní ztrátu náhlým rozšířením potrubí $\Delta p_{m_{nr}}$, která se označuje jako Bordova ztráta.

8.1.1 Postup výpočtu tlakové ztráty

Pro výpočet třecí tlakové ztráty se používá Darcy-Weisbachův vztah, do kterého se dosazuje součinitel třecí ztráty λ [–], délka potrubí l [m], průměr potrubí d [m], rychlost kapaliny c [m/s], hustota kapaliny ρ [kg/m³].

$$\Delta p_t = \lambda \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{c^2}{2} \cdot \rho \text{ [Pa]} \quad (8.1)$$

Součinitel třecí ztráty λ lze odečíst z Moodyho diagramu nebo vypočítat z Colebrook-Whitovy rovnice, která zahrnuje i drsnost potrubí. Pokud předpokládáme hydraulicky hladké potrubí kruhového průřezu, můžeme součinitel vypočítat z následujících vztahů dle typu proudění.

Součinitel třecí ztráty pro laminární proudění:

$$\lambda_{lam} = \frac{64}{Re} \quad (8.2)$$

Součinitel třecí ztráty pro turbulentní proudění (Blasiův vztah):

$$\lambda_{turb} = \frac{0,316}{Re^{0,25}} \quad (8.3)$$

Re udává Reynoldsovo podobnostní číslo, které představuje poměr vazkých a setrvačných sil. Vypočítá se na základě hydraulického průměru D_h [m], rychlosti kapaliny c [m/s] a kinematické viskozity ν [m²/s].

$$Re = \frac{D_h \cdot c}{\nu} \quad (8.4)$$

Hydraulický průměr D_h [m] se definuje na základě následujícího vzorce, kde S [m²] znamená průtočnou plochu a O [m] smočený obvod. Pro trubky kruhového průřezu platí $D_h = d$.

$$D_h = \frac{4 \cdot S}{O} \quad (8.5)$$

Místní tlaková ztráta náhlým rozšířením potrubí vychází ze změny průřezu potrubí z S_1 na S_2 :

$$\Delta p_{m_nr} = \rho \cdot \frac{c_2^2}{2} \cdot \left(\frac{S_2}{S_1} - 1 \right)^2 = \rho \cdot \frac{c_2^2}{2} \cdot \left(\frac{d_2^2}{d_1^2} - 1 \right)^2 \quad (8.6)$$

Místní tlaková ztráta náhlým zúžením potrubí [16]:

$$\Delta p_{m_nz} = \rho \cdot \frac{c_2^2}{2} \cdot \xi_{nz} = \rho \cdot \frac{c_2^2}{2} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right)^2 \quad (8.7)$$

$$\varepsilon = 0,57 + \frac{0,043}{1,1 - \frac{S_2}{S_1}} \quad (8.8)$$

8.1.2 Výpočet tlakové ztráty

Návrh, který byl zvolen jako optimální, vychází z následujících volených hodnot: délka kapiláry $l = 0,5$ m, průměr $d = 2$ mm, kinematická viskozita při 20 °C $\nu = 1,004 \cdot 10^{-6}$ m²/s, hustota $\rho = 1000$ kg/m³. Objemový průtok je volen tak, aby umožňoval měřit vypočtené hodnoty v kapitole 7.4 (s. 34).

Zvolený objemový průtok:

$$Q = 0,15 \text{ až } 0,40 \text{ l/min} = 2,5 \cdot 10^{-6} \text{ až } 6,67 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s} \quad (8.9)$$

$$\dot{m} = Q \cdot \rho = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ až } 6,67 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \quad (8.10)$$

Rychlost proudění kapilárou získáme pomocí rovnice kontinuity:

$$c_{min} = \frac{Q_{min}}{\rho \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4}} = \frac{2,5 \cdot 10^{-3}}{1000 \cdot \frac{\pi \cdot 0,002^2}{4}} = 0,8 \text{ m/s} \quad (8.11)$$

$$c_{max} = \frac{Q_{max}}{\rho \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4}} = \frac{6,67 \cdot 10^{-3}}{1000 \cdot \frac{\pi \cdot 0,002^2}{4}} = 2,1 \text{ m/s} \quad (8.12)$$

$$Re_{min} = \frac{d \cdot c_{min}}{\nu} = \frac{0,002 \cdot 0,8}{1,004 \cdot 10^{-6}} = 1593,6 \quad (8.13)$$

$$Re_{max} = \frac{d \cdot c_{max}}{\nu} = \frac{0,002 \cdot 2,1}{1,004 \cdot 10^{-6}} = 4183,3 \quad (8.14)$$

$$\lambda_{min} = \lambda_{lam} = \frac{64}{Re} = \frac{64}{1593,6} = 0,04 \quad (8.15)$$

$$\lambda_{max} = \lambda_{turb} = \frac{0,316}{Re^{0,25}} = \frac{0,316}{4183,3^{0,25}} = 0,04 \quad (8.16)$$

$$\Delta p_{t_{min}} = \lambda \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{c^2}{2} \cdot \rho = 0,04 \cdot \frac{0,5}{0,002} \cdot \frac{0,8^2}{2} \cdot 1000 = 3200 \text{ Pa} \quad (8.17)$$

$$\Delta p_{t_{max}} = \lambda \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{c^2}{2} \cdot \rho = 0,04 \cdot \frac{0,5}{0,002} \cdot \frac{2,1^2}{2} \cdot 1000 = 22050 \text{ Pa} \quad (8.18)$$

Na kapiláru navazuje na obou koncích trubička s vnitřním průměrem 4 mm. Pro jasnější orientaci se ve vzorcích objevuje index 0 pro označení potrubí před kapilárou a index 2, který označuje potrubí za kapilárou. Index 1 značí stav v kapiláře. V obou případech jde o potrubí o průměru 4 mm. Pro ztrátu náhlým rozšířením je nezbytné nejprve určit rychlost v rozšířeném úseku o průměru 4 mm c_2 :

$$c_1 \cdot S_1 = S_2 \cdot c_2 \rightarrow c_2 = \frac{c_1 \cdot S_1}{S_2} = \frac{c_1 \cdot \pi \frac{d_1^2}{4}}{\pi \frac{d_2^2}{4}} = \frac{c_1 \cdot d_1^2}{d_2^2} \quad (8.19)$$

$$c_{2_{min}} = \frac{0,8 \cdot 0,002^2}{0,004^2} = 0,2 \text{ m/s} \quad (8.20)$$

$$c_{2_{max}} = \frac{2,1 \cdot 0,002^2}{0,004^2} = 0,53 \text{ m/s} \quad (8.21)$$

$$\begin{aligned} \Delta p_{m_{nr_{min}}} &= \rho \cdot \frac{c_{2_{min}}^2}{2} \cdot \left(\frac{d_2^2}{d_1^2} - 1 \right)^2 = 1000 \cdot \frac{0,2^2}{2} \cdot \left(\frac{0,004^2}{0,002^2} - 1 \right)^2 \\ &= 180 \text{ Pa} \end{aligned} \quad (8.22)$$

$$\begin{aligned} \Delta p_{m_{nr_{max}}} &= \rho \cdot \frac{c_{2_{max}}^2}{2} \cdot \left(\frac{d_2^2}{d_1^2} - 1 \right)^2 = 1000 \cdot \frac{0,53^2}{2} \cdot \left(\frac{0,004^2}{0,002^2} - 1 \right)^2 \\ &\cong 1264 \text{ Pa} \end{aligned} \quad (8.23)$$

Výpočet ztráty náhlým zúžením:

$$\varepsilon = 0,57 + \frac{0,043}{1,1 - \frac{S_1}{S_0}} = 0,57 + \frac{0,043}{1,1 - \frac{0,002^2}{0,004^2}} = 0,62 \quad (8.24)$$

$$\begin{aligned} \Delta p_{m_{nz_{min}}} &= \rho \cdot \frac{c_{1_{min}}^2}{2} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1 \right)^2 = 1000 \cdot \frac{0,8^2}{2} \cdot \left(\frac{1}{0,62} - 1 \right)^2 \\ &\cong 120 \text{ Pa} \end{aligned} \quad (8.25)$$

$$\Delta p_{m_{nz_{max}}} = \rho \cdot \frac{c_{1_{max}}^2}{2} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon} - 1\right)^2 = 1000 \cdot \frac{2,1^2}{2} \cdot \left(\frac{1}{0,62} - 1\right)^2 \quad (8.26)$$

$$\cong 828 \text{ Pa}$$

Výsledná tlaková ztráta mezi odběry:

$$\Delta p_{min} = \Delta p_{t_{min}} + \Delta p_{m_{nr_{min}}} + \Delta p_{m_{nz_{min}}} = 3200 + 180 + 120 \quad (8.27)$$

$$= 3,5 \text{ kPa}$$

$$\Delta p_{max} = \Delta p_{t_{max}} + \Delta p_{m_{nr_{max}}} + \Delta p_{m_{nz_{max}}} = 22050 + 1264 + 828 \quad (8.28)$$

$$= 24,14 \text{ kPa}$$

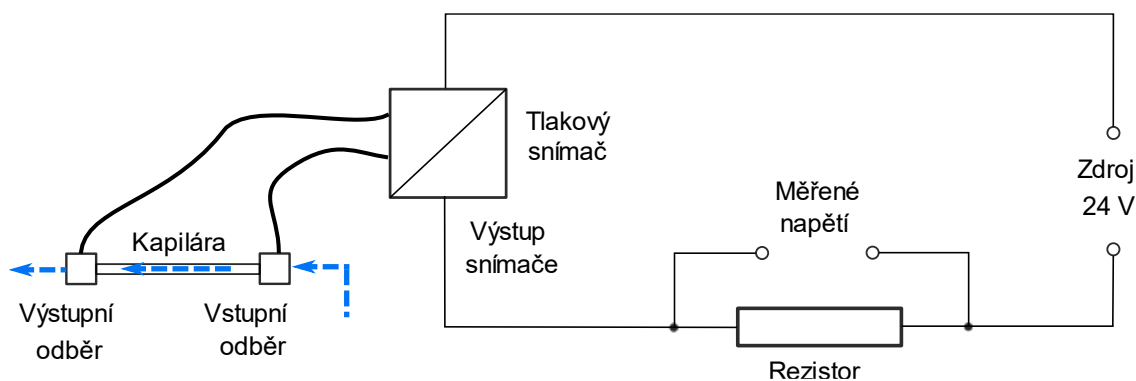
Odběr za náhlým rozšířením je umístěn ve vzdálenosti 8 až 12 násobků průměru potrubí, aby došlo k ustálení proudění v celém průřezu. Na této vzdálenosti dochází k minimální třecí ztrátě, proto není ve výpočtu uvažována. Na základně vypočtených tlakových spádů byl zvolen tlakový snímač Rosemount Alphaline 1151 DP5E22 s měřicím rozsahem 0 až 1 bar. Výstupem tohoto snímače je elektrický proud 4 až 20 mA. Všechny potřebné parametry tohoto snímače popisuje tabulka 8.2.



Obrázek č. 8.1: Snímač diferenčního tlaku Rosemount Alphaline 1151 DP5E22 [17]

Typ snímače	Rosemount Alphaline 1151 DP5E22
Měřicí rozsah	0 až 1 bar
Elektrické napájení (požadované)	12 až 45 V
Elektrické napájení (zvolené)	24 V
Výstup	4 až 20 mA
Odpor použitého rezistoru	499 Ω

Tabulka č. 8.2: Základní parametry tlakového snímače pro měření průtoku [17]



Obrázek č. 8.2: Schéma zapojení snímače pro měření průtoku

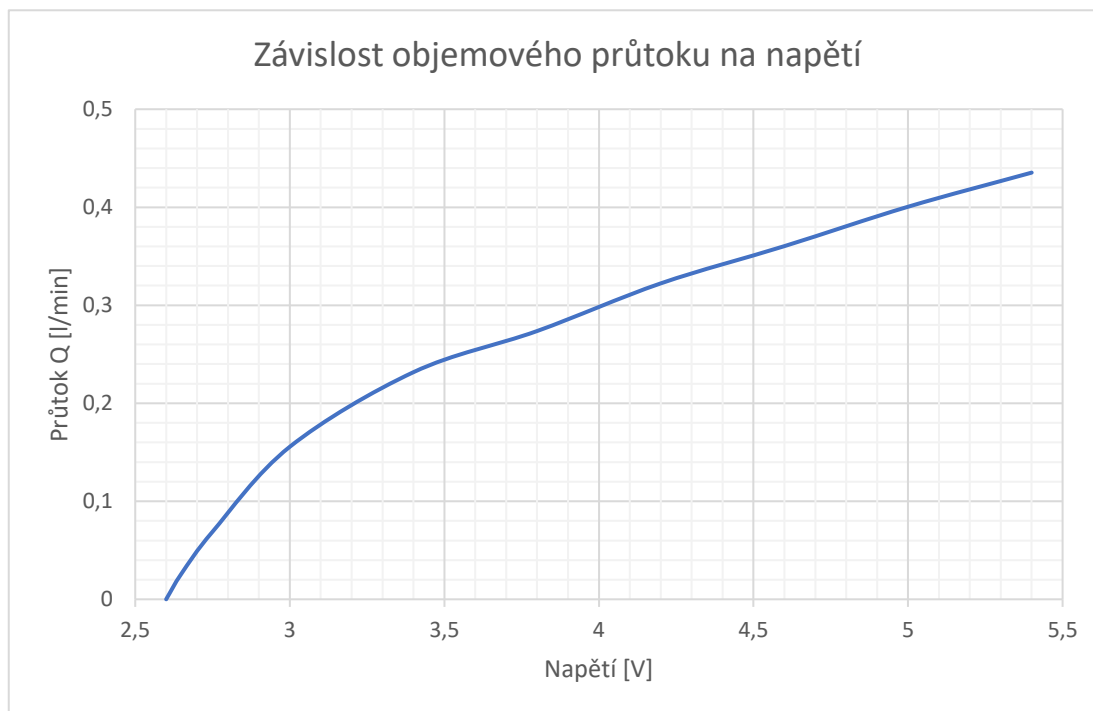
8.2 Kalibrace měření průtoku

Nezbytným krokem pro měření skutečného průtoku je kalibrace. Různé hodnoty napětí, které poskytuje diferenční snímač, odpovídají různým průtokům. Při kalibraci se nechává po určitý časový úsek protékat voda do odměrného válce. Pomocí těchto hodnot lze vypočítat průtok v litrech za minutu. Pro kalibraci bylo zvoleno deset úrovní napětí, na každé z nich se provedla čtyři měření, která se následně zprůměrovala.

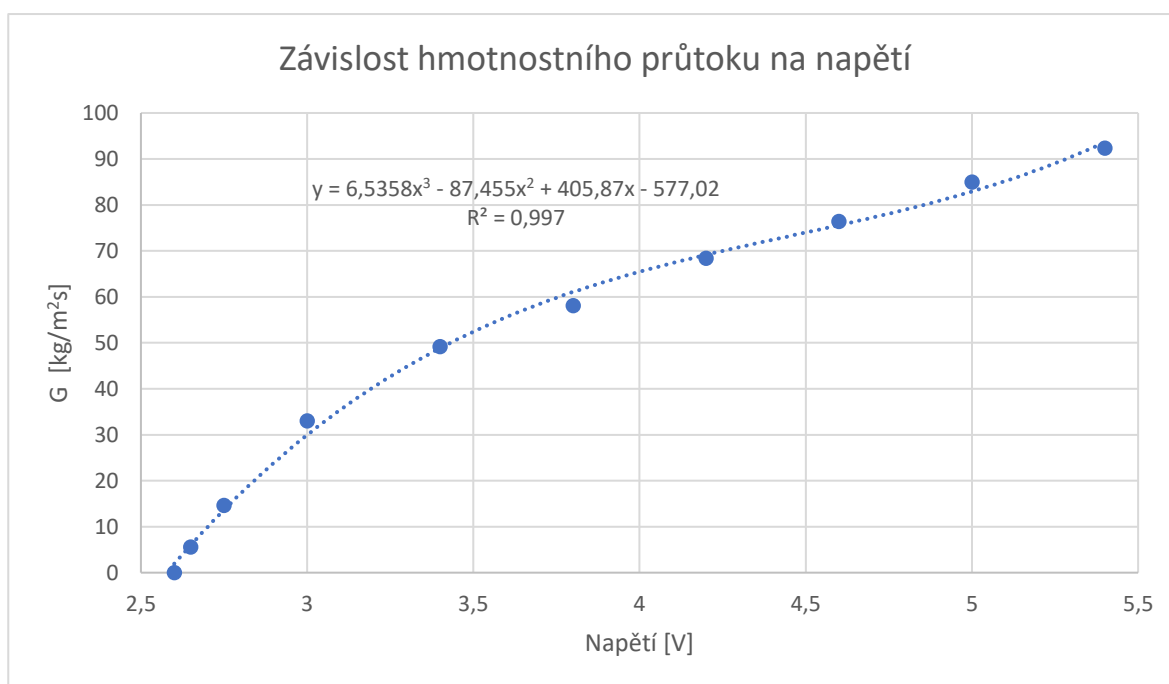
Napětí [V]	Naměřený objem [ml]				Průměr [ml]	Průtok [l/min]
2,6	0	0	0	0	0	0
2,65	101	112	100	110	105,75	0,0264
2,75	194	222	205	206	206,75	0,0689
3	296	331	305	313	311,25	0,1556
3,4	348	342	350	350	347,5	0,2317
3,8	407	414	411	410	410,5	0,2737
4,2	318	321	328	322	322,25	0,3223
4,6	359	360	362	360	360,25	0,3603
5	400	403	395	404	400,5	0,4005
5,4	438	435	437	431	435,25	0,4353

Tabulka č. 8.3: Naměřené hodnoty při kalibraci průtoku

Grafickou závislost objemového průtoku na napětí zachycuje vyhlazený bodový graf na obrázku 8.3 (s. 41). Pro další výpočty je důležitější závislost hmotnostního toku na napětí. Tu získáme přepočtem naměřených hodnot průtoků obdobně jako v kapitole 7.4 (s. 34). Výslednou závislost hmotnostního toku na napětí včetně proložené spojnice trendu ukazuje obrázek 8.4 (s. 41).



Obrázek č. 8.3: Závislost objemového průtoku na napětí



Obrázek č. 8.4: Závislost hmotnostního toku na napětí

Všechny zmíněné grafy slouží pro nastavení správného reálného průtoku. Konkrétní průtok proudí experimentálním kanálem během celého testu. Pro následující experimenty byly zvoleny tři úrovně průtoků, které popisuje tabulka 8.4 (s. 42).

Zvolené hladiny toku G pro měření [kg/m^2s]	Odpovídající napětí [V]
40	3,18
60	3,84
80	4,75

Tabulka č. 8.4: Zvolené hladiny toku pro měření

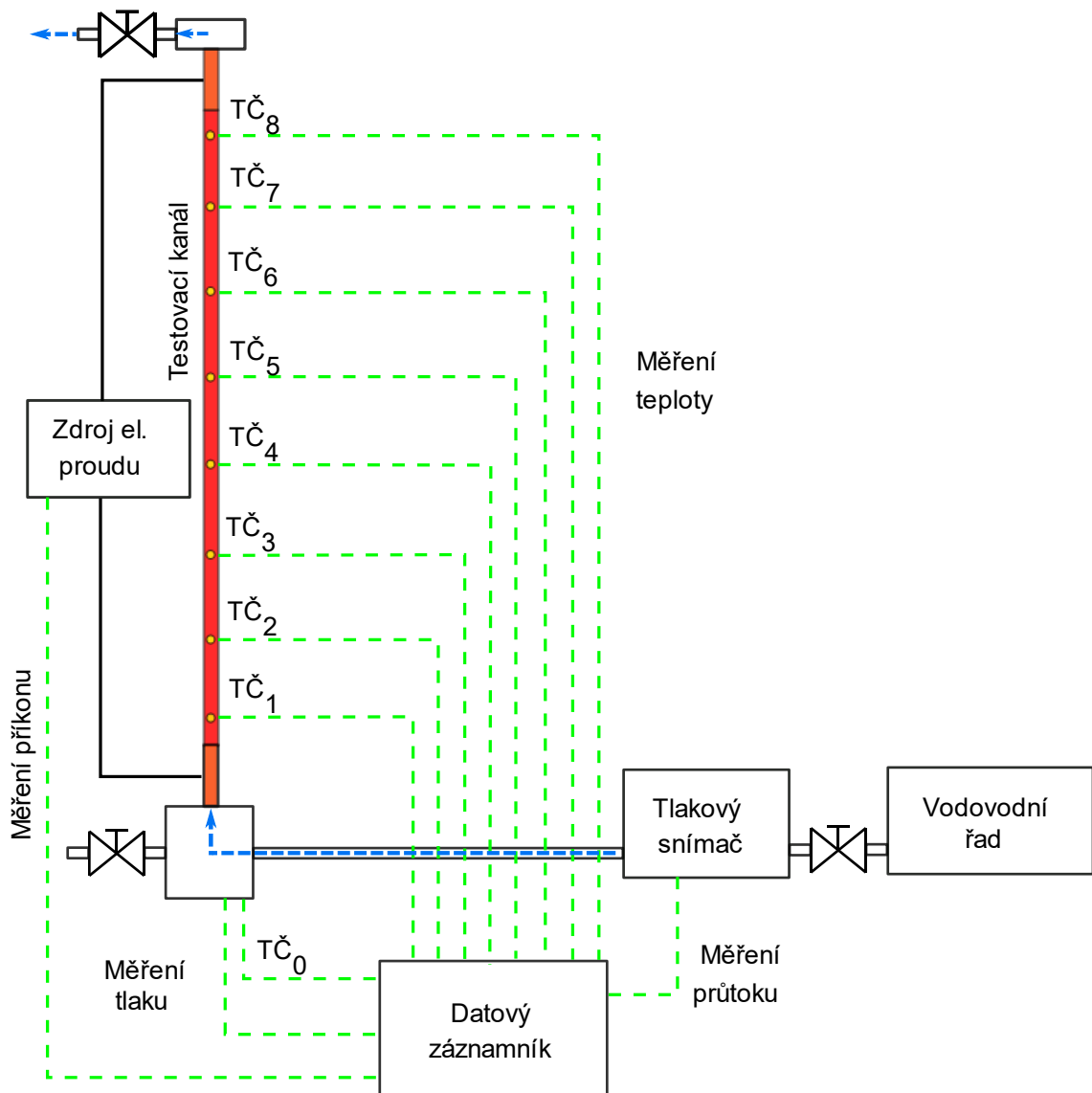
Nastavení konkrétního průtoku pro daný experiment probíhá pomocí předřazeného jehlového ventilu. Jeho otevírání umožní přívod vody z vodovodního řadu. Toto řešení není zcela ideální, neboť ve vodovodní síti dochází během provozu k menším změnám tlaku, které vyvolají měřitelnou změnu průtoku. Tyto pulzace však obvykle nejsou příliš výrazné na to, aby ovlivnily probíhající experiment. Oproti původnímu provedení s cirkulačním čerpadlem jsou fluktuace a pokles průtoku přibližně desetinové.

Odstranění tohoto negativního vlivu vodovodní sítě lze zařídit pomocí čerpadla, které by dodávalo vodu z externí nádrže. Problémem však jsou příliš malé průtoky, které eliminují výběr čerpadel. V úvahu připadají například peristaltická čerpadla, ty však dodávají vodu v pulzech, což není žádoucí. U dalších zvažovaných typů čerpadel, které umožňují dodávat malé průtoky potřebné pro tento experiment, obvykle dochází k výraznému poklesu průtoku při vtoku do zahřátého kanálu. Pokles průtoku zde způsobuje růst hydrostatického tlaku a tlaková ztráta, která vzniká společně s tvorbou parovodní směsi.

Z těchto důvodů došlo k volbě zdroje vody z vodovodního řadu, který dokáže dodávat relativně konstantní průtok po celou dobu experimentu. Další výhodou je snadný odtok chladiva ze zařízení poté, co proteče testovacím kanálem. Není nutné řešit zachycování vody a opětovné použití pro další experiment.

9 Způsob ohřevu, měření teploty a tlaku

Základem pro získání experimentálních dat je osazení testovací smyčky systémem sběru dat. Předchozí kapitola poskytuje podrobný popis měření průtoku. Tato kapitola se zabývá zejména měřením teploty, příkonu a tlaku. Pro lepší orientaci slouží schéma na obrázku 9.1, které zachycuje uspořádání všech měřených dat.



Obrázek č. 9.1: Zjednodušené schéma pro měření a sběr dat

9.1 Ohřev měřicího kanálu

Jak již bylo zmíněno v předcházejících kapitolách, experimentální kanál z nerezové oceli 12 x 1 mm se musí vytápět v průběhu celého experimentu. Pro tyto účely se využívá průchodu stejnosměrného elektrického proudu, který generuje svařovací

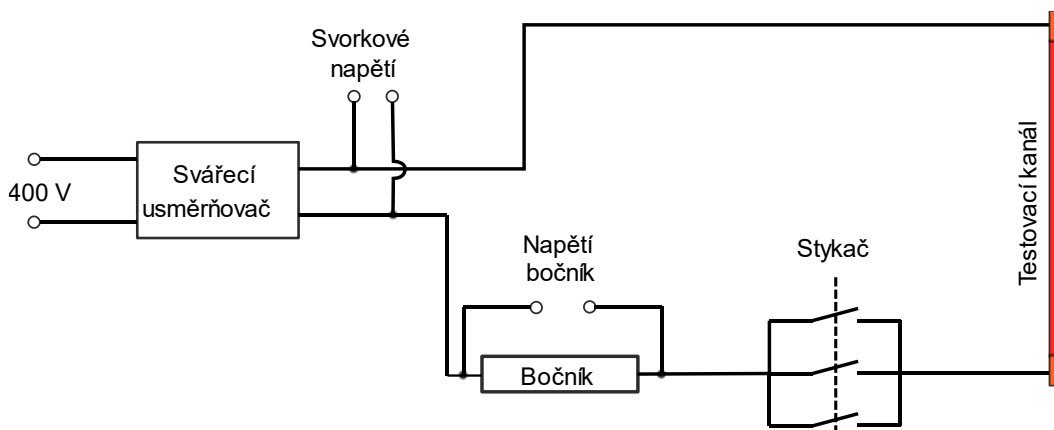
usměrňovač ČKD KS 250. Parametry elektrického usměrňovače zachycuje tabulka 9.1. Testovací kanál a usměrňovač spojují měděné vodiče. Ty jsou pomocí svorek přichyceny na měděné trubky umístěné na obou koncích testovacího úseku. Toto opatření má za úkol zajistit dostatečný kontakt a průchod elektrického proudu do nerezového kanálu.

Typ	ČKD KS 250
Rozsah generovaného proudu I_{sv}	25 až 250 A
Rozsah generovaného napětí U_{sv}	16 až 34 V
Rozsah úbytku napětí na bočníku U_b	0 až 50 mV

Tabulka č. 9.1: Základní parametry svářecího usměrňovače

Výpočet dodávaného příkonu P do testovacího úseku probíhá na základě měření napětí na svorkách svářecího usměrňovače a napětí, které se měří na bočníku o známých parametrech. Zde dochází k úbytku napětí, pomocí kterého lze dopočítat procházející proud. Měřené napětí se přepočítává na dodávaný příkon pomocí rovnice 9.1. Připojení obvodu k testovací části zajišťuje ručně ovládaný stykač.

$$\begin{aligned}
 P &= U_{sv} \cdot I_{sv} = U_{sv} \cdot \frac{U_b}{U_{b_max}} \cdot I_{sv_max} = U_{sv} \cdot \frac{U_b}{0,05} \cdot 250 \\
 &= 5000 \cdot U_{sv} \cdot U_b
 \end{aligned}
 \tag{9.1}$$



Obrázek č. 9.2: Schéma zapojení pro ohřev

9.2 Měření teploty

Přesnost měření teploty představuje důležitou část experimentu. Při vyhodnocování dat se pracuje s derivacemi teplotních profilů, z tohoto důvodu je důležitá zejména rychlá odezva měření teploty. Mezi další požadavky lze zařadit malé rozměry termočlánků, aby se minimalizovalo množství tepla, které odchází skrz ně do okolí. Na základě těchto požadavků byly zvoleny termočlánky typu K, které všechny požadavky splňují. Norma ČSN EN 60584-2 udává přesnost nekalibrovaných termočlánků typu K $\pm 2,5$ °C.

Díky zvolené geometrii experimentálního kanálu bylo možné umístit po výšce kanálu relativně velké množství termočlánků. Podél nerezového experimentálního kanálu se nachází celkem 8 termočlánků, jak ukazuje obrázek 9.1 (s. 43). Jejich montáž je značně jednodušší, než by tomu bylo v případě mezikruhového kanálu. Termočlánky jsou přichyceny k povrchu nerezové trubky pomocí nerezového drátu. Ten je pevně utažen přes měřicí konec termočlánku a zabraňuje tak jakémukoliv pohybu. Pro eliminování vlivu ochlazování okolním vzduchem slouží izolace vložená mezi termočlánek a upevňovací drát. Uchycení termočlánku znázorňuje obrázek 9.3.



Obrázek č. 9.3: Uchycení termočlánku k testovacímu kanálu

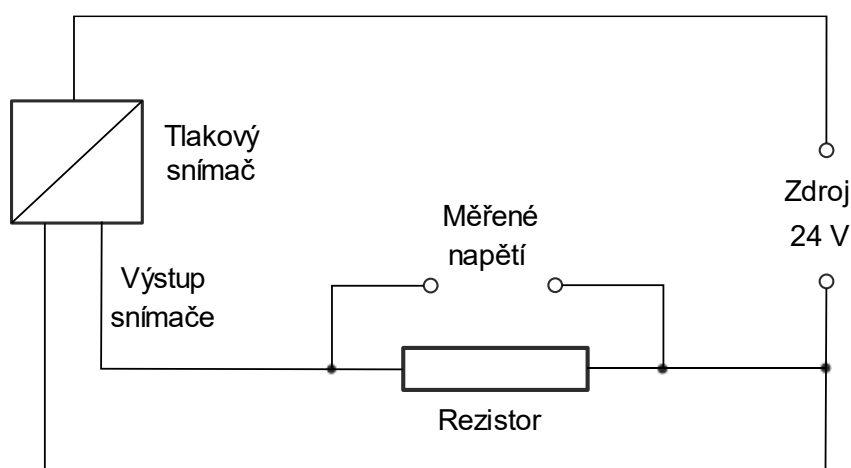
Další termočlánek se nachází v jímce umístěné ve spodním uzlu. Zde zajišťuje měření teploty vody vstupující do experimentálního zařízení. Všechny termočlánky jsou připojeny do datového záznamníku. Měřicí karta vložená do záznamníku simuluje studený konec termočlátku a vnitřní logika zařízení dovoluje za pomoci vestavěných funkcí odečítat teplotu termočlátku přímo ve stupních celsia.

9.3 Měření tlaku

Stanovení celkového tlaku v průběhu zaplavování probíhá pomocí tlakového senzoru umístěného v jímce ve spodním uzlu. Celkový tlak zahrnuje hydrostatický tlak a tlakové pulzace způsobené vlivem dynamických jevů v testovací sekci. Parametry použitého senzoru relativního tlaku Cressto TM G537 A3G s keramickou membránou popisuje tabulka 9.2. Senzor musí být napájen elektrickým proudem obdobně jako snímač diferenciálního tlaku pro měření průtoku, schéma zachycuje obrázek 9.4.

Typ snímače	Cressto TM G537 A3G
Měřicí rozsah	0 až 250 kPa
Elektrické napájení (požadované)	12 až 36 V
Elektrické napájení (zvolené)	24 V
Výstup	0 až 20 mA
Odpor použitého rezistoru	499 Ω

Tabulka č. 9.2: Základní parametry tlakového snímače pro měření hladiny [18]



Obrázek č. 9.4: Schéma zapojení snímače pro měření hladiny

9.4 Sběr dat

Všechny senzory se sbíhají do datového záznamníku, který umožňuje zobrazovat a shromažďovat data v průběhu experimentu. Použitý přístroj Keysight Agilent 34972A LXI pracuje s přesností 0,004 %. Datový záznamník komunikuje s připojeným počítačem, ve kterém zobrazuje a ukládá experimentální data program Bench Link Data Logger 3. Sběr dat probíhal maximální možnou snímací rychlostí, která se pohybovala okolo 200 ms.



Obrázek č. 9.5: Použitý datový záznamník [19]

10 Metodika a průběh měření

Průběh experimentů vychází především z volby počátečních podmínek. Každé měření má svou počáteční teplotu a daný průtok. Pro všechny kombinace počátečních podmínek byla provedena minimálně tři opakování experimentu. Obvykle se prováděla tři až pět měření. V případě, že měření z nějakého důvodu nevyhovovalo, prováděla se další měření.

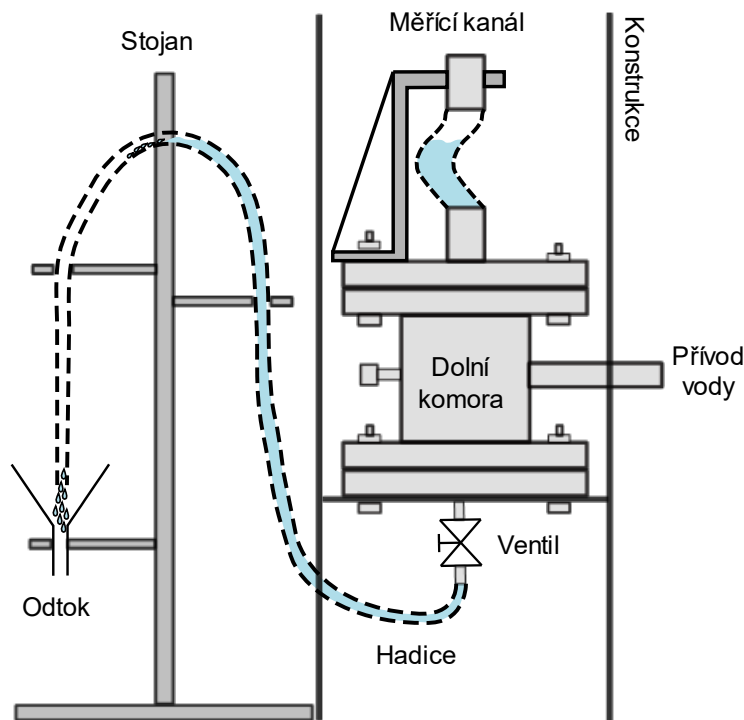
Důvodem pro vyřazení některého měření bylo například rušení signálu snímače nebo příliš velké výkyvy průtoku v průběhu experimentu vyvolané změnou ve vodovodní síti. Měření provedená na původním návrhu zařízení nemohla být použita, protože docházelo k výraznému ochlazení horní části experimentálního kanálu. Toto ochlazení negativně ovlivňovalo řadu termočlánků umístěných v horní části kanálu.

10.1 Nastavení průtoku

Na základě výpočtů provedených v kapitole 7.3 (s. 33) byl zvolen hmotnostní tok testovací sekci $G = 40$ až $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$. Následně byly zvoleny tři hodnoty průtoku pro měření, jak bylo popsáno v kapitole 8.2 (s. 40).

Nastavení konkrétního průtoku se provádí ručně ovládaným jehlovým ventilem. Správná poloha musí odpovídat hodnotě napětí získané při kalibraci, tyto hodnoty shrnuje tabulka 8.4 (s. 42). Po nastavení konkrétního průtoku se provedou měření na všech teplotách, následně se průtok upraví a celý proces se opakuje. V případě výrazných změn ve vodovodním řadu je možnost před každým měřením hodnotu průtoku upravit změnou polohy jehlového ventilu.

Hladina se udržuje ve stejné výšce, tj. před vstupem do testovacího kanálu. Hladina na počátku experimentu se nachází ve výšce 360 mm nad úrovní přítoku chladiva do dolní komory. K tomu slouží hadice napojená na dolní komoru. Vtok do této hadice lze ovládat ručním ventilem. Toto řešení urychluje průběh experimentu, neboť se nemusí pokaždé plnit prostor dolní komory. Popisované řešení přibližuje obrázek 10.1 (s. 49).



Obrázek č. 10.1: Schéma udržování hladiny

V okamžiku nahřátí experimentálního kanálu se ručně uzavře odtokový ventil na dolní komoře. Voda tak začne vtékat do kanálu a ochlazovat ho. Vznikající parovodní směs prochází až do jímky v horní části zařízení, zde kondenzuje a odtéká pryč ze zařízení. Část páry, která nezkondenzuje, může volně odcházet horním otvorem.

Poté, co voda ochladí celý experimentální kanál, vtéká do horní jímky již pouze kapalná fáze. V tomto momentě je měření ukončeno a voda vypuštěna pomocí ventilu na dolní komoře. Hladina se opět stabilizuje před vtokem do experimentálního kanálu, čímž je připraveno chlazení pro další experiment.

10.2 Průběh ohřevu

Ohřev testovacího kanálu probíhá průchodem stejnosměrného elektrického proudu. Ohřev prázdného kanálu je inicializován ručním ovládním stykače. Po jeho sepnutí následuje náhřev na požadovanou teplotu. Proces probíhá společně s měřením teploty na všech termočláncích. Příkon se ovládá přímo na svářecím usměrňovači. Po dosažení požadované počáteční teploty se proud stabilizuje na odpovídající hodnotě. Vzhledem k faktu, že teplota se po výšce kanálu mírně liší, stanovovala se počáteční teplota podle hodnoty na čtvrtém termočláncu, který se nachází přibližně na středu testovacího kanálu.

V okamžiku nastavení požadované teploty bylo spuštěno měření, následně došlo k uzavření ventilu na dolní komoře a do měřicího úseku začala vtékat voda. Po ukončení experimentu, který končí vychlazením celé délky kanálu, se přeručí elektrický okruh pomocí stykače. Měření je ukončeno.

Omezení maximální teploty používané během experimentů vychází z možností ohřevu zařízení. Na základě pokusů, které byly se svářecím usměrňovačem provedeny, se stanovila maximální experimentální teplota na 700 °C. Zvolené počáteční teploty shrnuje tabulka 10.1.

Počáteční teploty stěny experimentálního kanálu [°C]								
300	350	400	450	500	550	600	650	700

Tabulka č. 10.1: Shrnutí zvolených počátečních teplot

10.2.1 Hodnoty dodávaných tepelných toků

Pro úplnost jsou zde uvedeny tepelné toky q'' odpovídající počáteční teplotě. Výpočet probíhá dle rovnice 10.1. Tepelný tok se počítá jako dodávaný výkon P na jednotku plochy trubky. Výsledek předpokládá, že se experimentální kanál nachází v rovnovážném stavu a veškeré dodávané teplo, které vzniká průchodem stejnosměrného elektrického proudu, tak uniká do okolí vnější stěnou. Zanedbává se možný vliv proudění uvnitř kanálu a kondukce do elektrod. Proti vnější stěně jsou tyto vlivy minoritní.

$$q'' = \frac{P}{\pi \cdot D \cdot l} \cdot 10^{-4} = \frac{P}{\pi \cdot 0,012 \cdot 0,1575} \cdot 10^{-4} [W/cm^2] \quad (10.1)$$

Tepelné toky na počátku experimentu q'' v závislosti na počáteční teplotě T_0 shrnuje tabulka 10.1 (s. 51). Jedná se o zprůměrovaná data ze všech vyhodnocovaných měření při všech třech úrovních průtoku chladiva. Dodávaný výkon P potřebný pro jejich výpočet proběhl dle rovnice 9.1 (s. 44). Hodnoty P se během měření nejčastěji pohybovaly v rozsahu 0,45 až 3,5 kW.

T_0 [°C]	q'' [W/cm ²]
300	8,79
350	11,30
400	15,38
450	19,66
500	23,60
550	29,77
600	37,68
650	45,35
700	54,05

Tabulka č. 10.1: Hodnoty tepelných toků na počátku experimentu

11 Zpracování naměřených dat

Pro zpracování dat získaných v průběhu měření slouží nově upravený počítačový skript. Původní skript vznikl v rámci disertační práce Ing. Jana Štěpánka, Ph.D. [11], která se zabývala obdobnými experimenty. Skript je napsán v programovacím jazyce Python v.3.6.7, využívá matematickou knihovnu NumPy v.1.14 a vědeckou knihovnu SciPy v.1.1.0. Hodnoty parametrů vody a vodní páry se zjišťují pomocí knihovny International Association for the Properties of Water and Steam neboli IAPWS v.1.4.1.

Hlavním úkolem tohoto skriptu je výpočet teplot smočení a průměrné rychlosti pohybu ochlazovací fronty. Tomu musí předcházet řada dílčích kroků, mezi které patří zejména detekce počátku experimentu, filtrace dat a určení důležitých bodů na křivce teploty.

11.1 Struktura výpočetního skriptu

Hlavní výpočetní skript načítá seřazená data ve formátu .csv, která vytvořil program BenchLink Data Logger 3 v průběhu experimentů. Tento skript provádí většinu operací pro zpracování dat. Skript načítá veškerá potřebná data z pomocných souborů, kde se nacházejí informace o konfiguraci měřicího kanálu, umístění termočlánků a data spojená s měřením průtoku, tlaku a příkonu. Vstupní data po prvotních analýzách nebylo potřeba interpolovat. Filtrování dat naopak nezbytné bylo z důvodu odstranění některých rozkolísaných hodnot.

Skript hledá důležité teplotní body na základě principů popsaných v následující kapitole 11.2 (s. 53), dokáže detekovat hranice experimentu. Shromažďuje data potřebná pro následující výpočty. Mezi nejdůležitější patří rychlost chladiva na vstupu a počáteční teploty termočlánků. V posledním kroku vypočítává průměrné rychlosti chladicí (smáčecí) fronty.

Pro další práci s vypočtenými daty slouží druhý skript Batch_processing. Tento skript umožňuje dále zpracovávat výsledky hlavního skriptu bez nutnosti opakovaného spouštění individuálního zpracování. Výstupem jsou soubory s příponou .csv, které lze zpracovávat v tabulkovém softwaru. Tyto soubory obsahují již pouze data potřebná k finálnímu hodnocení výsledků práce. Shromažďují se zde inicializační hmotnostní tok, inicializační teploty T_0 , teploty T_q a jim odpovídající časy, absolutní a relativní rychlosti chladicí fronty, informace o dodávaném výkonu.

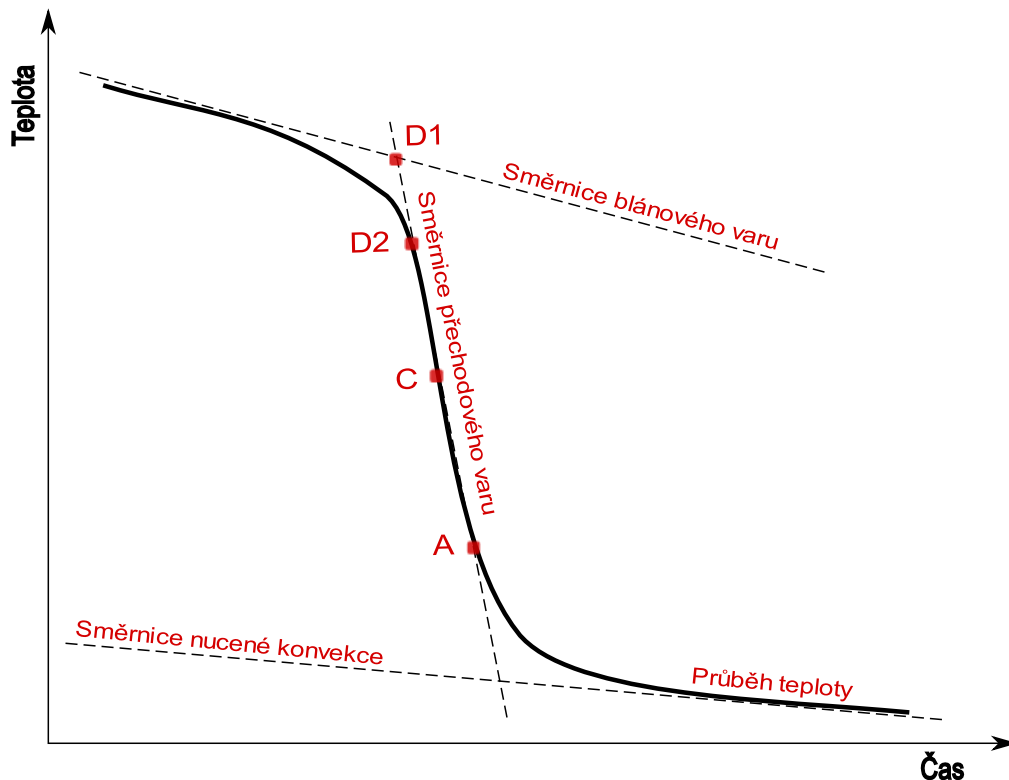
11.2 Princip detekce důležitých teplotních bodů

V literatuře lze nalézt různé definice teplot, které popisují proces smáčení horkého povrchu. Rozlišujeme především tři základní teplotní body. Jedná se o teplotu prudkého ochlazování (quenching temperature) T_q , teplotu opětovného smočení horkého povrchu (rewetting temperature) T_{rew} a teplotu maximálního tepelného toku T_{CHF} (critical heat flux). Obecná definice T_{rew} říká, že jde o maximální možnou teplotu, která umožňuje kontakt chladicí kapaliny a povrchu materiálu. Tato definice koresponduje s Leidenfrostovým bodem na křivce varu (viz obrázek 1.1, s. 13).

Tvorba skriptu vychází z vybrané definice, která popisuje T_q jako průsečík směrnice blánového varu a směrnice přechodového varu. Tento bod má na obrázku 11.1 (s. 54) označení D1. Metoda hledání T_q vyniká svou jednoduchostí. Lze ji provádět také na papíře bez použití výpočetní techniky. Na druhou stranu nemůže být fyzikálně přesná, protože průsečík směrnic neleží na křivce teploty. Z tohoto důvodu skript využívá pro stanovení T_q definici, která tuto hodnotu popisuje jako minimum druhé derivace průběhu teploty. V obrázku 11.1 (s. 54) jde o bod D2. Opodstatnění této volby lze nalézt v disertační práci doktora Štěpánka [11].

Zvolená definice říká, že teplota prudkého ochlazování a teplota smočení jsou stejné ($T_q = T_{rew}$). Další důležitý teplotní bod T_{CHF} se definuje jako minimum první derivace průběhu teploty (pokud uvažujeme absolutní hodnoty, jedná se o maximum první derivace), na obrázku 11.1 (s. 54) se označuje jako bod C.

Pro následné vyhodnocování experimentů je zásadnější T_{CHF} . Hledaná teplota odpovídá minimu první derivace teplotního profilu. Tento fakt koresponduje s tím, že zde dochází k nejrychlejšímu poklesu teploty. Z toho dále vyplývá, že zde součinitel přestupu tepla nabývá nejvyšší hodnoty, proto se zde dosahuje maximálního tepelného toku. V tomto bodě dochází k přechodu do bublinkového varu. Tento bod se používá pro výpočet rychlosti postupu smáčecí fronty především z důvodu snazší detekce a menšího rozptylu v čase.



Obrázek č. 11.1: Umístění důležitých teplotních bodů

Další důležitý bod reprezentuje přechod z bublinkového varu do oblasti nucené konvekce. Detekce tohoto bodu označeného jako A probíhá obdobně jako v případě teploty smočení. Teplota přechodu k nucené konvekci odpovídá maximu druhé derivace průběhu teploty.

Průběhy první derivace T'_t a druhé derivace T''_t teplotních profilů se ve výpočtovém skriptu získávají aplikací rovnic 11.1 a 11.2. Index t označuje daný časový okamžik, T značí teplotu v určitém čase a Δt představuje velikost časového kroku. Jeho definici zachycuje rovnice 11.3, jedná se o časový rozdíl současného a následujícího měření. Index i značí index v matici dat.

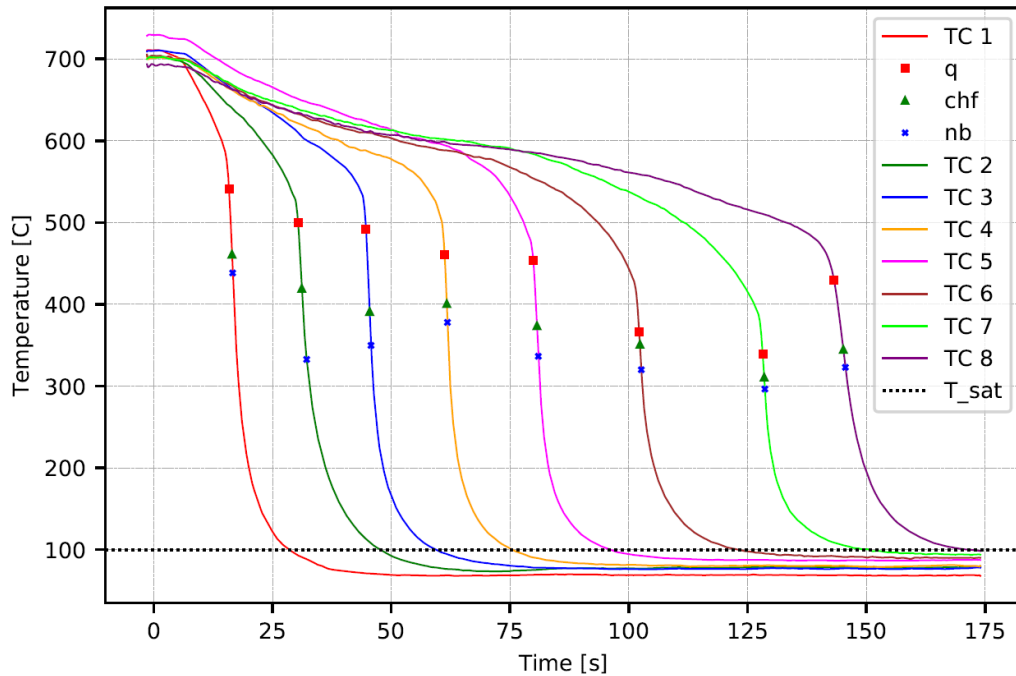
$$T'_t = \frac{T_{t+\Delta t} - T_{t-\Delta t}}{2\Delta t} \text{ [}^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1}\text{]} \quad (11.1)$$

$$T''_t = \frac{T_{t+\Delta t} - 2T_t + T_{t-\Delta t}}{\Delta t^2} \text{ [}^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-2}\text{]} \quad (11.2)$$

$$\Delta t = t_{i+1} - t_i \text{ [s]} \quad (11.3)$$

Ukázku výstupu z výpočetního skriptu poskytuje obrázek 11.2 (s. 55). Jedná se o průběh teplot včetně vyznačených bodů - teplota prudkého ochlazování T_q (v grafu q) a teplota maximálního tepelného toku T_{chf} (v grafu chf). Přechod z bublinkového varu

do oblasti nucené konvence je v grafu vyznačen jako nb. Obrázek 11.2 ukazuje reálný průběh teplotních profilů, jde o záznam měření 1.csv s počáteční teplotou 700 °C a hmotnostním tokem 80 kg/m²s.



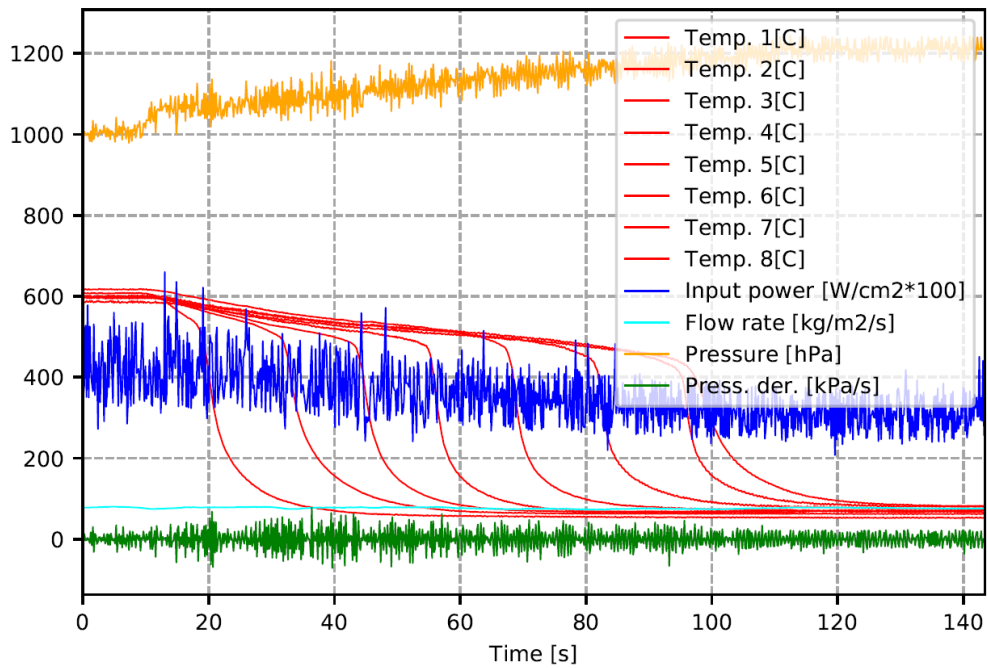
Obrázek č. 11.2: Průběh teplot s vyznačením důležitých teplotních bodů

11.3 Detekce počátku a konce experimentu

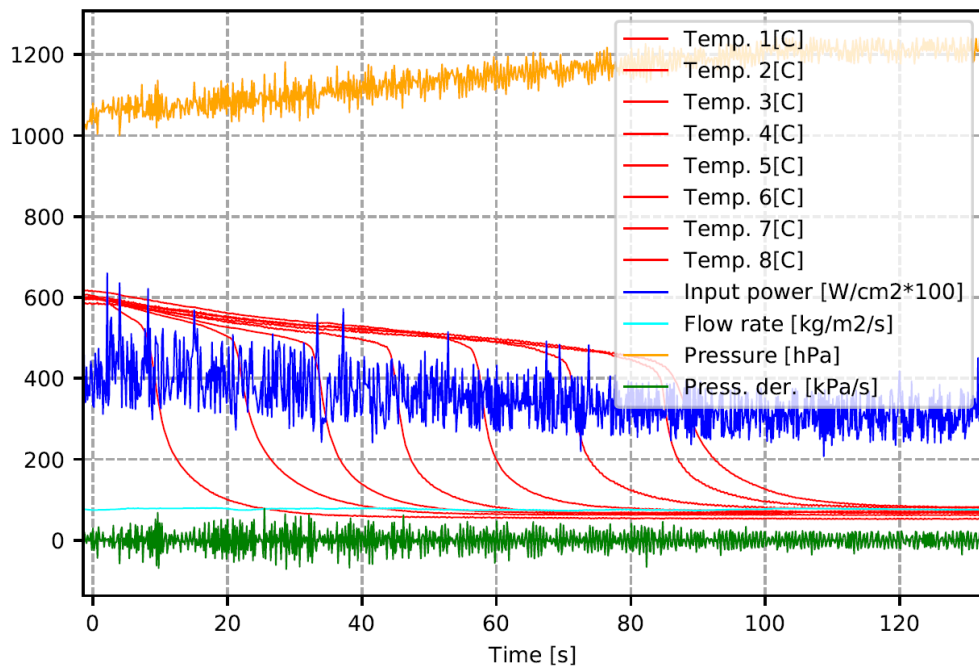
Průběh každého měření zahrnuje delší časový úsek. Na počátku se obvykle nachází část měření, během které doházelo k finální kontrole nastavení požadovaných parametrů a případně k jejich korekci. Pro porovnání jednotlivých výsledků je nezbytné najít počátek zaplavování. K tomuto účelu slouží část skriptu, která hledá počátek zaplavování pomocí růstu hydrostatického tlaku v dolní komoře. K tomuto účelu využívá postup založený na první derivaci průběhu tlaku.

Konec experimentu skript detekuje několika možnými způsoby. Skript sleduje hodnoty dodávané energie, ukončí sledování měření v případě, že dojde k odpojení svářecího usměrňovače. Vyhodnocení končí také v okamžiku zastavení přívodu chladiva, což obvykle nastává, pokud je celý kanál zaplněn vodou. Pokud nenastane ani jedna z těchto možností, vykreslují se všechna zaznamenaná data.

Obrázek 11.3 (s. 56) zachycuje celý průběh jednoho z experimentů s počáteční teplotou 600 °C a hmotnostním tokem 80 kg/m²s. Obrázek 11.4 (s. 56) popisuje stejné měření s detekovanými hranicemi experimentu.



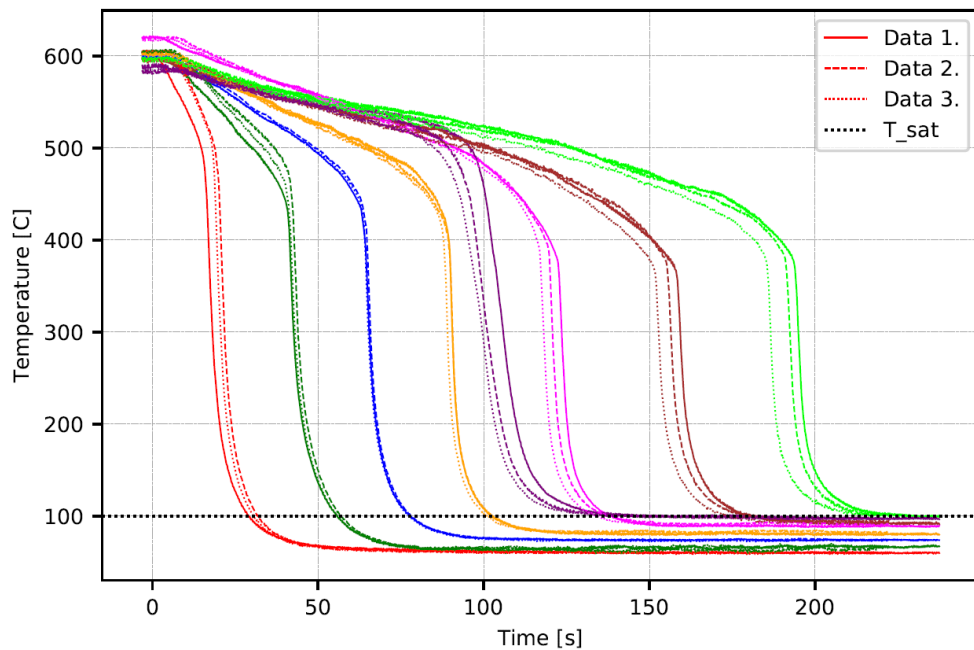
Obrázek č. 11.3: Průběh měření bez upravených hranic experimentu



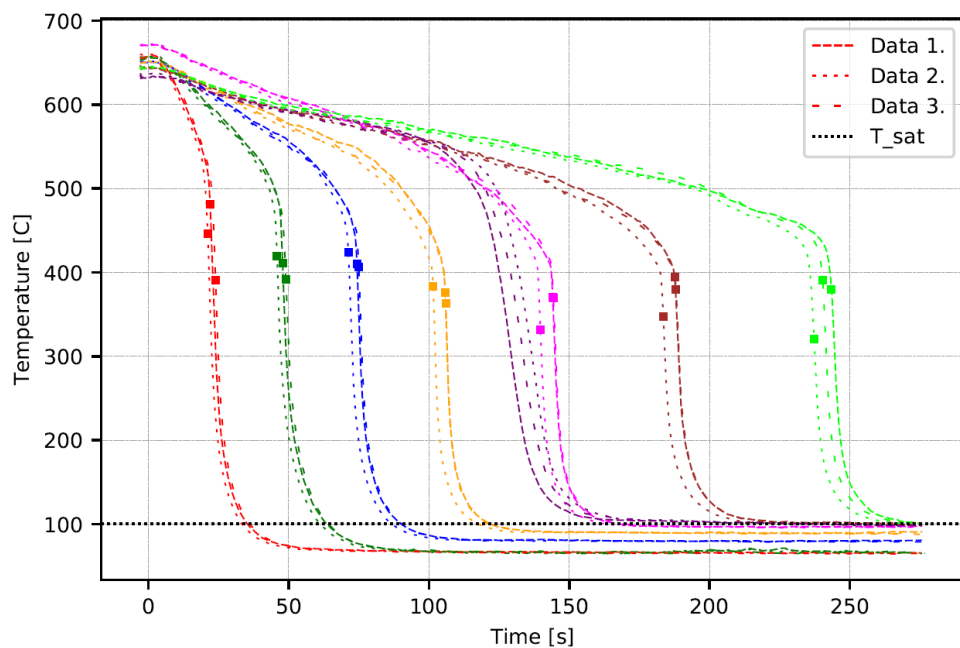
Obrázek č. 11.4: Průběh měření s úpravou hranic experimentu

Hlavním přínosem detekce počátku experimentu v této diplomové práci je možnost hrubého srovnání naměřených dat. Všechna měření se stejnými počátečními podmínkami jsou srovnána do jednoho grafu tak, jak to ukazuje obrázek 11.5 (s. 57). Zde jsou zobrazena všechna měření při počáteční teplotě $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ a hmotnostním tokem $40\text{ kg/m}^2\text{s}$.

Obrázek 11.6 ukazuje průběh měření při počáteční teplotě $650\text{ }^{\circ}\text{C}$ a hmotnostním tokem $40\text{ kg/m}^2\text{s}$. Tento graf zobrazuje průběhy teplot a navíc vyznačené T_q . Grafy tohoto typu jsou zpracovány pro všechny kombinace počátečních podmínek teplot a průtoků. Následně lze snadno zhodnotit, která data mohou být zatížena velkou chybou, či nepřesností měření. Tato data jsou na tomto základě blíže kontrolována a případně vyřazena z vyhodnocení.



Obrázek č. 11.5: Průběhy všech měření se stejnými počátečními podmínkami

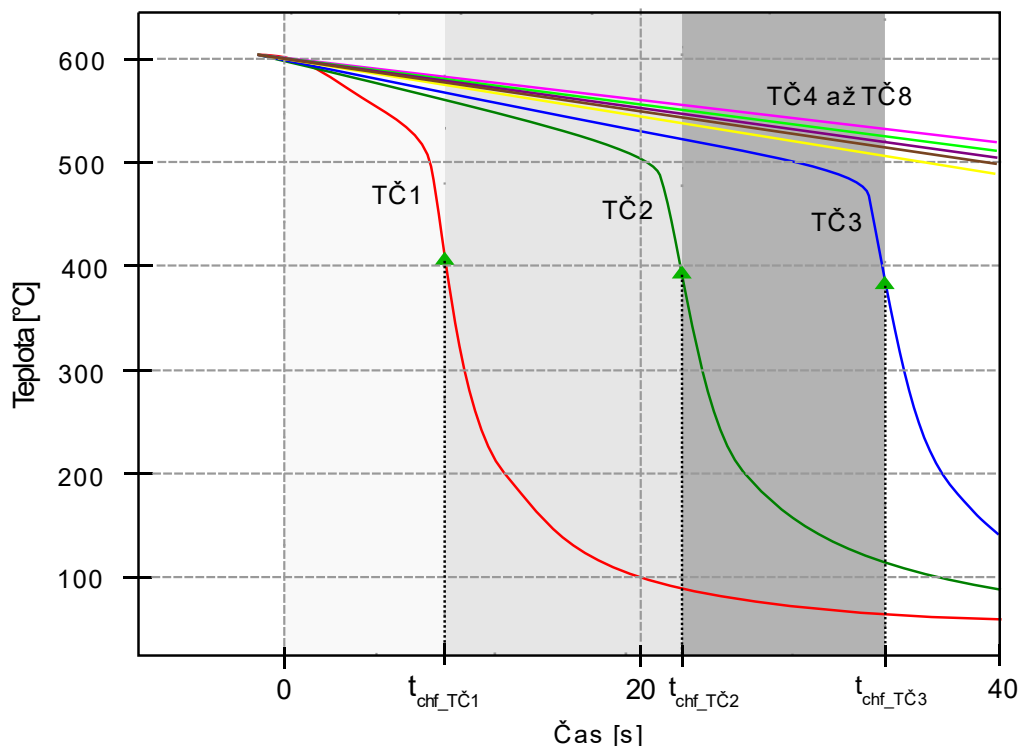


Obrázek č. 11.6: Průběhy měření teploty včetně vyznačených teplot T_q

11.4 Výpočet rychlosti chladicí fronty

Jak již bylo popsáno výše, skript hledá důležité teplotní body pomocí první a druhé derivace. Pro výpočet rychlosti postupu chladicí fronty slouží teploty maximálního tepelného toku T_{chf} . Ve výpočtu se používají časy t_{chf} , které odpovídají příslušným teplotám T_{chf} .

Rychlost chladicí fronty se definuje jako daná vzdálenost, kterou překoná chladicí fronta za měřený časový úsek. Dráha je jasně určena vzdáleností mezi termočlánky. Termočlánky jsou vždy rozmístěny s rozestupem 200 mm. Hodnoty časů t_{chf} získáme právě pomocí skriptu. Ten následně vypočítá průměrnou rychlost chladicí fronty v úsecích mezi termočlánky. Rovnice 11.4 zachycuje definici rychlosti chladicí fronty mezi termočlánky číslo 1 a 2. Graf na obrázku 11.7 přibližuje způsob získání potřebných časových hodnot t_{chf} .



Obrázek č. 11.7: Princip získání časových údajů pro výpočet rychlosti chladicí fronty

$$u_{12} = \frac{L_{TČ2} - L_{TČ1}}{\Delta t_{12}} = \frac{0,2}{t_{chf_TČ2} - t_{chf_TČ1}} \quad [m \cdot s^{-1}] \quad (11.4)$$

11.4.1 Relativní rychlost chladicí fronty

Pro možnost porovnání měření při různých průtocích byla zavedena relativní rychlost chladicí fronty U . Rychlost je definována jako poměr rychlosti smáček fronty u a rychlosti vody na vstupu do experimentálního kanálu c_{in} . Rychlost chladiva na vstupu se počítá jako průměrná hodnota rychlosti vody na vstupu mezi příslušnými okamžiky, které jsou dány teplotami T_{chf} . Porovnání pomocí relativní rychlosti lze provádět i mezi termočlánky, které neleží přímo vedle sebe. Příklad výpočtu relativní rychlosti chladicí fronty mezi termočlánky 1 a 7 ukazuje rovnice 11.5 a 11.6.

$$U_{17} = \frac{u_{17}}{c_{in\ 17}} [-] \quad (11.5)$$

$$c_{in\ 17} = \frac{\int_{t_{chf_T\check{c}1}}^{t_{chf_T\check{c}7}} c_{in}(t) dt}{\Delta t_{17}} = \frac{\int_{t_{chf_T\check{c}1}}^{t_{chf_T\check{c}7}} \frac{Q_{hm}(t)}{\rho(t)} dt}{\Delta t_{17}} [m \cdot s^{-1}] \quad (11.6)$$

12 Výsledky měření

Tato kapitola obsahuje souhrn získaných dat, obsahuje grafické výstupy a shrnuje výsledky provedených experimentů. Průběh teploty představuje nejdůležitější měřený parametr, z těchto hodnot se následně hledají důležité teplotní body, jedná se především o počáteční teploty T_0 , teploty T_q a T_{chf} . Výsledky samozřejmě závisí také na časech odpovídajících těmto teplotám.

Průběhy teplot společně s dopočítanými veličinami, mezi které patří absolutní a relativní rychlost chladicí fronty, poskytují rozsáhlý popis vyšetřovaného procesu smáčení horkých povrchů. Na základně zpracovaných grafických výstupů lze provést řadu závěrů. Právě absolutní a relativní rychlosti chladicí fronty patří mezi nejdůležitější výsledky této práce. Kapitola též obsahuje popis výpočtu nejistot.

12.1 Výpočet nejistoty měření

Jak již bylo popsáno v kapitole 10 (s. 48), výsledky vždy obsahují tři až pět naměřených hodnot pro každé měření s různými počátečními podmínkami. Během zpracování výsledků se získaná data průměrují. Pro určení chyby aritmetického průměru byl použit následující postup. Nejistoty spojené s přesností měřicích přístrojů nejsou zahrnuty. Ve srovnání s chybou aritmetického průměru mají zanedbatelný vliv.

V prvním kroku se počítá aritmetický průměr \bar{x} dle rovnice 12.1, dále se stanoví standardní odchylka aritmetického průměru $s_{\bar{x}}$. Vzorec popisuje rovnice 12.2. Veličina n představuje počet opakování daného měření a x_i jednotlivé hodnoty. Konečný zápis výsledku může být zapsán ve tvaru dle rovnice 12.3.

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (12.1)$$

$$s_{\bar{x}} = \sqrt{\frac{1}{n(n-1)} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (12.2)$$

$$x = \bar{x} \pm t \cdot s_{\bar{x}} \quad (12.3)$$

Koeficient t představuje Studentův koeficient. Jeho hodnota závisí na počtu opakování daného měření a liší se dle zvolené pravděpodobnosti. [22] Tato veličina vychází z Gaussova rozdělení a udává pravděpodobnost, se kterou se správná hodnota

nachází ve vypočteném intervalu. Pro následující vyhodnocení byly zvoleny dvě hodnoty pravděpodobnosti. Hodnoty Studentova koeficientu v závislosti na zvolené pravděpodobnosti a počtu provedených měření shrnuje tabulka 12.1.

Počet měření	Hodnota Studentova koeficientu t	
	Pravděpodobnost 68,3 %	Pravděpodobnost 90 %
2	1,839	6,314
3	1,322	2,920
4	1,198	2,353
5	1,142	2,132

Tabulka č. 12.1: Hodnoty Studentova koeficientu dle počtu měření a zvolené pravděpodobnosti

12.2 Výsledky absolutní rychlosti postupu chladicí fronty

Vyhřívaná část experimentálního zařízení byla osazena 8 termočlánky umístěnými po výšce s rozestupy 200 mm. Z toho vyplývá, že se zde nachází 7 úseků, na kterých lze vyhodnocovat průměrnou rychlost chladicí fronty. Na základně získaných zkušeností, které vyplynuly z průběhu experimentů víme, že TČ 8 umístěný v nejvyšším místě kanálu byl silně ovlivněn okolními vlivy. Touto problematikou se zabývá kapitola 7.2 (s. 29).

Z výše uvedených důvodů docházelo na TČ 8 k výraznému ochlazování a následně předčasnému smočení. Z tohoto důvodu není tento termočlánek vyhodnocován. Stejně tak nejsou součástí vyhodnocení veličiny počítané z hodnot měřených na TČ 8. Mezi nezařazené veličiny patří absolutní rychlost fronty na sedmém úseku u_{78} , stejně tak není vyhodnocována relativní rychlost chladicí fronty na úseku mezi TČ 1 a TČ 8.

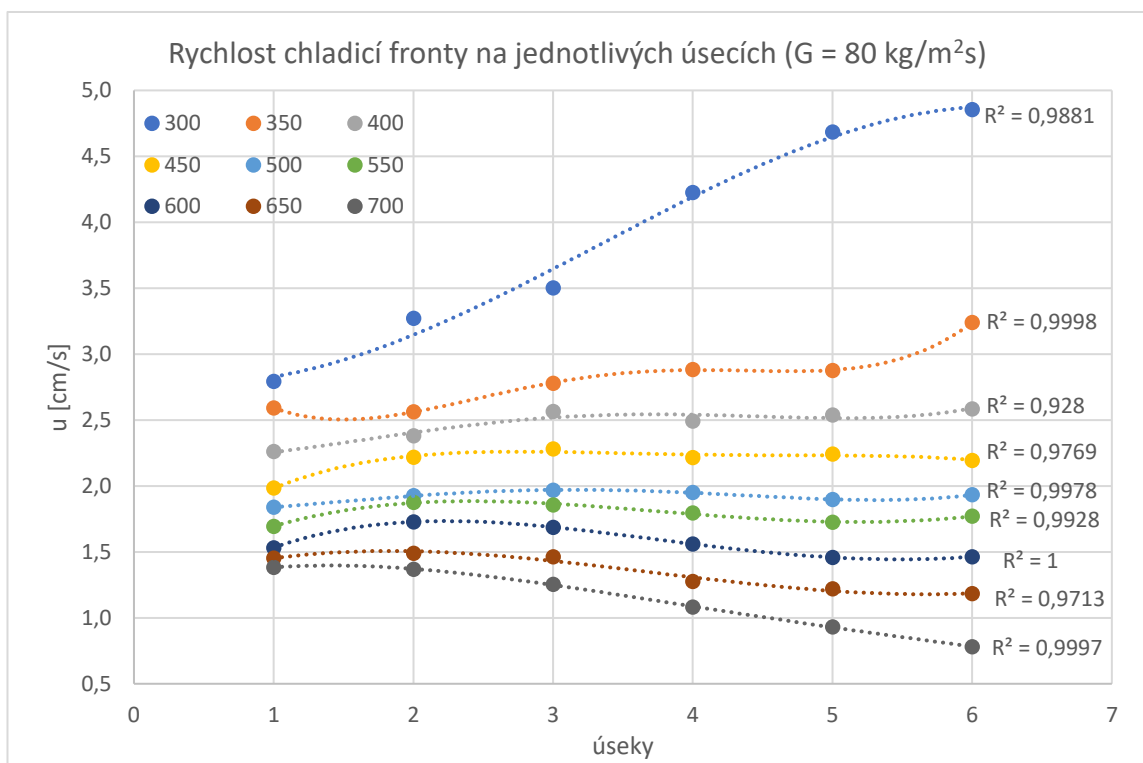
Pokud bylo smočení TČ 8 detekováno před TČ 7, znamená to, že došlo k jeho smočení sekundární frontou nacházející se na horním konci kanálu. V některých případech při nižších počátečních teplotách docházelo k ovlivnění také TČ 7, ochlazení nastalo před TČ 6. Tyto výsledky nejsou zahrnuty do vyhodnocování.

V případě, že výpočtový skript nenašel hledanou hodnotu teploty, přestože to bylo možné, byla tato hodnota dohledána ručně. Získané hodnoty byly následně využity pro výpočet souvisejících rychlostí a také tyto výsledky jsou součástí vyhodnocení. Tato data byla dohledána pomocí T_q , nikoli T_{chf} . V principu na zvolené metodě příliš nezáleží, rozdíl časů mezi dvěma termočlánky lze vyhodnocovat oběma způsoby.

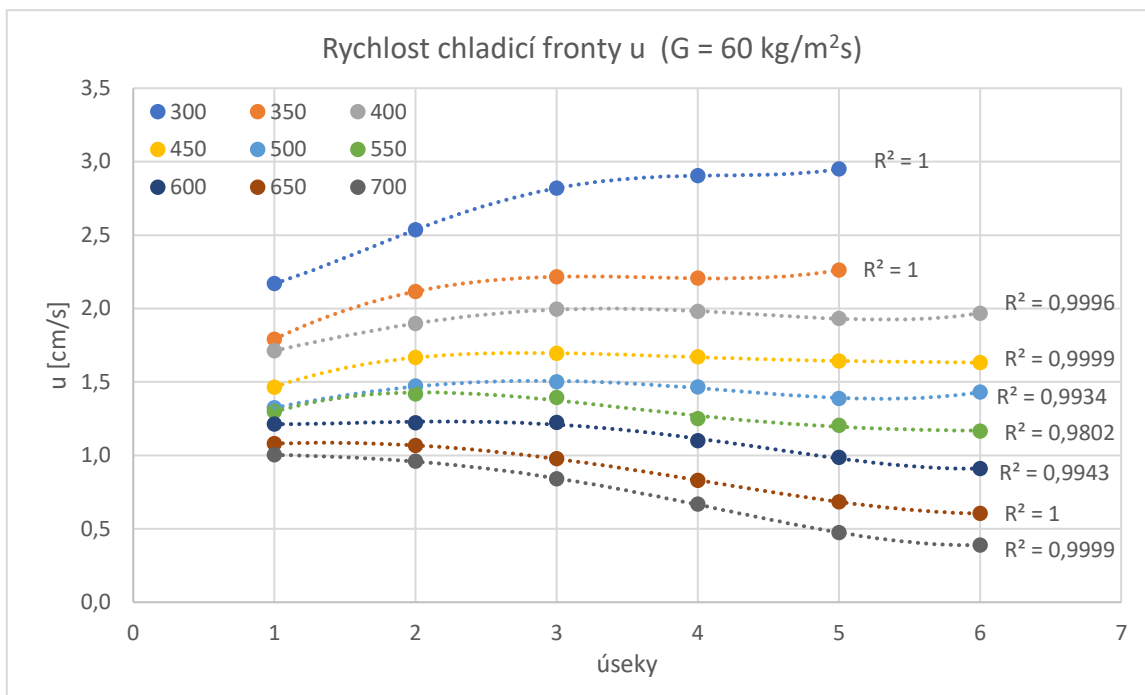
T_q však v některých případech vykazuje mírně vyšší rozptyl v čase, proto takto získané hodnoty mohou být zatíženy určitou chybou.

12.2.1 Absolutní rychlost na jednotlivých úsecích

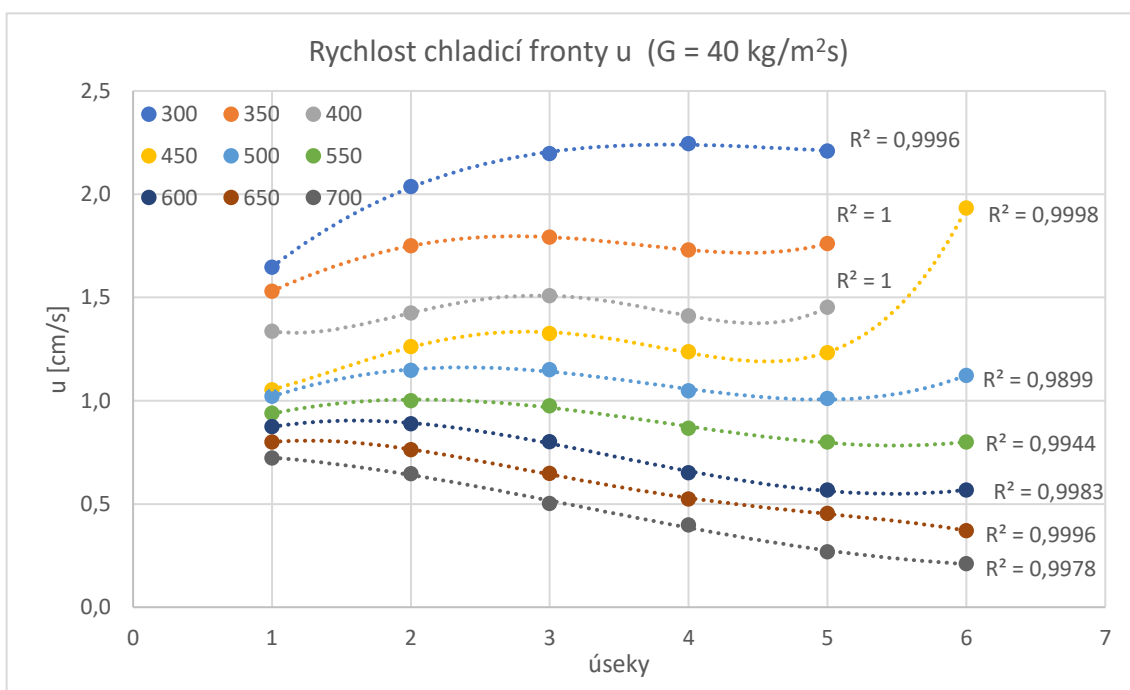
Závislost rychlosti chladicí fronty u na jednotlivých úsecích při různých počátečních teplotách T_0 zachycují grafy na obrázcích 12.1, 12.2 a 12.3 (s. 63). Výsledky se liší dle zvoleného průtoku chladiva. Všechny datové řady jsou proloženy spojnicí trendu ve tvaru polynomu třetího, nebo čtvrtého stupně. V grafu se nacházejí též zobrazené hodnoty spolehlivosti proložení spojnice trendu.



Obrázek č. 12.1: Průměrné hodnoty rychlosti u na jednotlivých úsecích pro $G = 80 \text{ kg/m}^2\text{s}$



Obrázek č. 12.2: Průměrné hodnoty rychlosti u na jednotlivých úsecích pro $G = 60 \text{ kg/m}^2\text{s}$



Obrázek č. 12.3: Průměrné hodnoty rychlosti u na jednotlivých úsecích pro $G = 40 \text{ kg/m}^2\text{s}$

Následující tabulky shrnují data, ze kterých vznikly předchozí grafy. Průměrné rychlosti smáčecí fronty na jednotlivých úsecích jsou doplněny o nejistotu výpočtu. Hodnoty nejistot jsou vypočítány pro zvolenou PST = 68,3 %. Úsek 1 představuje vzdálenost mezi TČ 1 a TČ 2, úsek 2 je dán vzdáleností mezi TČ 2 a TČ 3. Analogicky se definují další úseky, délka všech úseků je zde 200 mm.

Rychlost (úsek) [cm/s]	T_0								
	300	350	400	450	500	550	600	650	700
$u_{12}(1)$	2,793	2,593	2,262	1,984	1,840	1,693	1,532	1,454	1,383
	±0,094	±0,132	±0,102	±0,085	±0,089	±0,061	±0,016	±0,030	±0,012
$u_{23}(2)$	3,272	2,563	2,381	2,217	1,926	1,876	1,728	1,489	1,368
	±0,133	±0,066	±0,090	±0,046	±0,038	±0,024	±0,038	±0,020	±0,031
$u_{34}(3)$	3,503	2,779	2,566	2,281	1,967	1,857	1,687	1,464	1,255
	±0,213	±0,064	±0,027	±0,012	±0,058	±0,040	±0,039	±0,039	±0,017
$u_{45}(4)$	4,227	2,884	2,493	2,216	1,951	1,796	1,561	1,275	1,082
	±0,102	±0,059	±0,138	±0,038	±0,037	±0,023	±0,016	±0,032	±0,024
$u_{56}(5)$	4,684	2,877	2,538	2,243	1,897	1,725	1,458	1,220	0,931
	±0,273	±0,069	±0,085	±0,038	±0,047	±0,031	±0,010	±0,032	±0,018
$u_{67}(6)$	4,854	3,240	2,585	2,195	1,933	1,771	1,463	1,184	0,781
	±0,145	±0,143	±0,061	±0,036	±0,040	±0,027	±0,016	±0,025	±0,019

Tabulka č. 12.2: Hodnoty rychlostí na daných úsecích pro $G = 80 \text{ kg/m}^2\text{s}$

Rychlost (úsek) [cm/s]	T_0								
	300	350	400	450	500	550	600	650	700
$u_{12}(1)$	2,171	1,791	1,713	1,464	1,324	1,297	1,214	1,080	1,004
	±0,155	±0,082	±0,044	±0,045	±0,047	±0,036	±0,027	±0,011	±0,012
$u_{23}(2)$	2,536	2,116	1,897	1,666	1,472	1,418	1,222	1,068	0,959
	±0,106	±0,049	±0,054	±0,028	±0,036	±0,017	±0,015	±0,028	±0,019
$u_{34}(3)$	2,819	2,216	1,995	1,695	1,500	1,394	1,224	0,976	0,841
	±0,148	±0,037	±0,044	±0,017	±0,033	±0,021	±0,036	±0,034	±0,022
$u_{45}(4)$	2,904	2,206	1,980	1,670	1,466	1,250	1,100	0,830	0,667
	±0,143	±0,038	±0,027	±0,027	±0,024	±0,020	±0,017	±0,031	±0,016
$u_{56}(5)$	2,930	2,262	1,932	1,643	1,388	1,205	0,987	0,684	0,473
	±0,173	±0,028	±0,040	±0,040	±0,013	±0,018	±0,040	±0,026	±0,009
$u_{67}(6)$			1,968	1,632	1,431	1,166	0,909	0,604	0,389
			±0,016	±0,021	±0,017	±0,015	±0,028	±0,012	±0,053

Tabulka č. 12.3: Hodnoty rychlostí na daných úsecích pro $G = 60 \text{ kg/m}^2\text{s}$

Rychlost (úsek) [cm/s]	T_0								
	300	350	400	450	500	550	600	650	700
$u_{12}(1)$	1,646	1,531	1,336	1,053	1,021	0,939	0,874	0,800	0,723
	±0,045	±0,054	±0,055	±0,011	±0,039	±0,010	±0,043	±0,006	±0,007
$u_{23}(2)$	2,038	1,750	1,425	1,261	1,147	1,001	0,888	0,762	0,647
	±0,096	±0,057	±0,015	±0,032	±0,018	±0,034	±0,019	±0,009	±0,015
$u_{34}(3)$	2,197	1,792	1,508	1,326	1,150	0,976	0,802	0,648	0,503
	±0,061	±0,079	±0,041	±0,036	±0,025	±0,016	±0,014	±0,011	±0,013
$u_{45}(4)$	2,244	1,730	1,411	1,238	1,048	0,866	0,650	0,525	0,399
	±0,061	±0,054	±0,033	±0,043	±0,023	±0,006	±0,030	±0,025	±0,004
$u_{56}(5)$	2,210	1,761	1,453	1,232	1,010	0,801	0,567	0,454	0,268
	±0,041	±0,053	±0,025	±0,052	±0,053	±0,005	±0,010	±0,001	±0,010
$u_{67}(6)$				1,933	1,122	0,800	0,568	0,371	0,211
				±0,177	±0,103	±0,050	±0,015	±0,008	±0,008

Tabulka č. 12.4: Hodnoty rychlostí na daných úsecích pro $G = 40 \text{ kg/m}^2\text{s}$

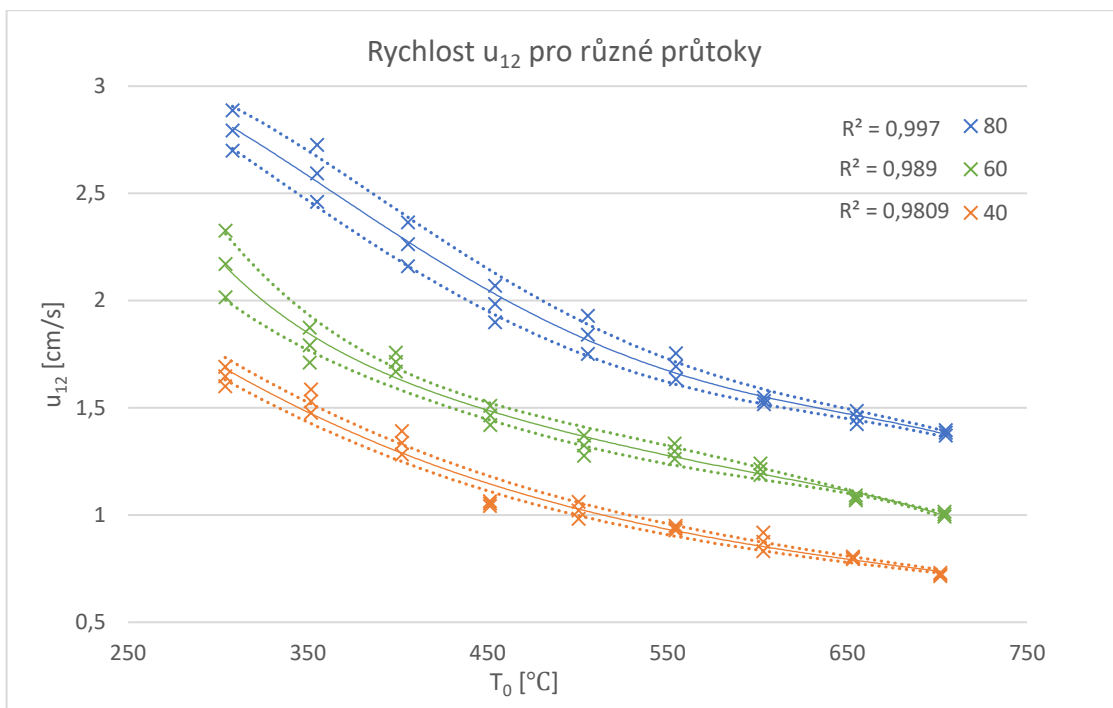
Prázdné buňky v tabulkách 12.3 a 12.4 (s. 64) znamenají, že došlo k předčasnému smočení TČ 7. Proces prudkého ochlazení nastal buď před TČ 6, nebo těsně po něm. V každém případě je toto měření ovlivněno sekundární frontou v horní části kanálu, proto není vyhodnocováno.

Z průběhů rychlostí chladicí fronty je patrné, že se rychlost postupu ve vyhřívané sekci mění. Průběh se liší dle počátečních podmínek. Na tento efekt má vliv několik jevů. V průběhu experimentu dochází k předchlazování suché části kanálu, což následně umožňuje posun hranice. Z tohoto důvodu teplota termočlánků mírně klesá, přestože nejsou smočeny. Tento efekt tedy působí ve prospěch ochlazování a měl by postup fronty urychlovat.

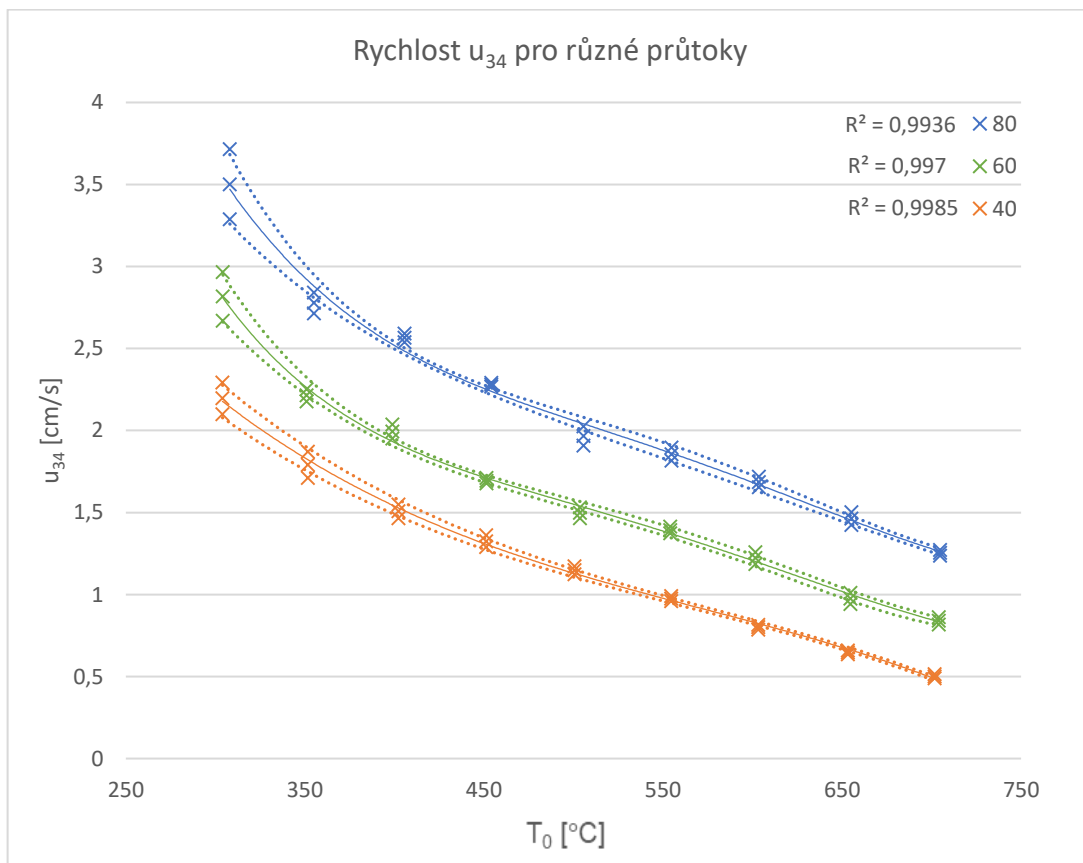
Proti tomuto jevu však působí fakt, že chladivo musí odvádět dodávanou energii z již ochlazené části kanálu, což snižuje schopnost postupovat ve smáčení dalšího povrchu. Tento efekt má zásadnější vliv až při vyšších počátečních teplotách. Určitý vliv zde také má nárůst tlaku spojený s růstem hladiny vodního sloupce, který musí přitékající chladivo překonávat.

Grafy jasně ukazují, že při nízkých počátečních teplotách (např. 300 °C) rychlost postupu smáčecí fronty během experimentu roste. Převládá zde efekt předchlazování. Při středních počátečních teplotách (např. 450, 500 °C) je rychlost u téměř konstantní. V případě vysokých T_0 (např. 700 °C) již rychlost postupu chladicí fronty pouze klesá, dochází zde k intenzivnímu odparu chladiva vlivem vysokých tepelných toků.

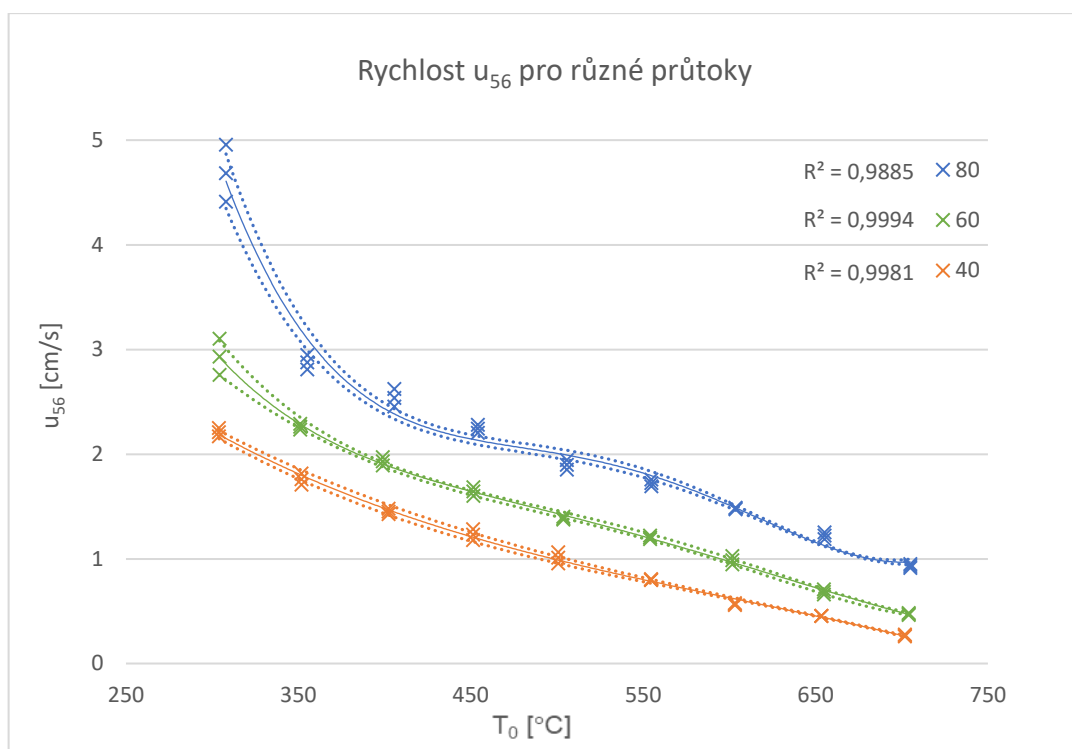
Grafy 12.4 až 12.6 (s. 66, 67) nabízí porovnání vybraných rychlostí chladicí fronty pro jednotlivé průtoky. Na ose x se vynášejí přesnější hodnoty \bar{T}_0 , které představují aritmetický průměr počátečních teplot TČ 1 až TČ 7. Jinými slovy tyto počáteční teploty více odpovídají reálným počátečním teplotám. Grafy zahrnují křivky, které ukazují nejistotu výpočtu pro zvolenou pravděpodobnost PST = 68,3 %.



Obrázek č. 12.4: Průměrná rychlost u_{12} pro $G = 40, 60$ a $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$



Obrázek č. 12.5: Průměrná rychlost u_{34} pro $G = 40, 60$ a $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$

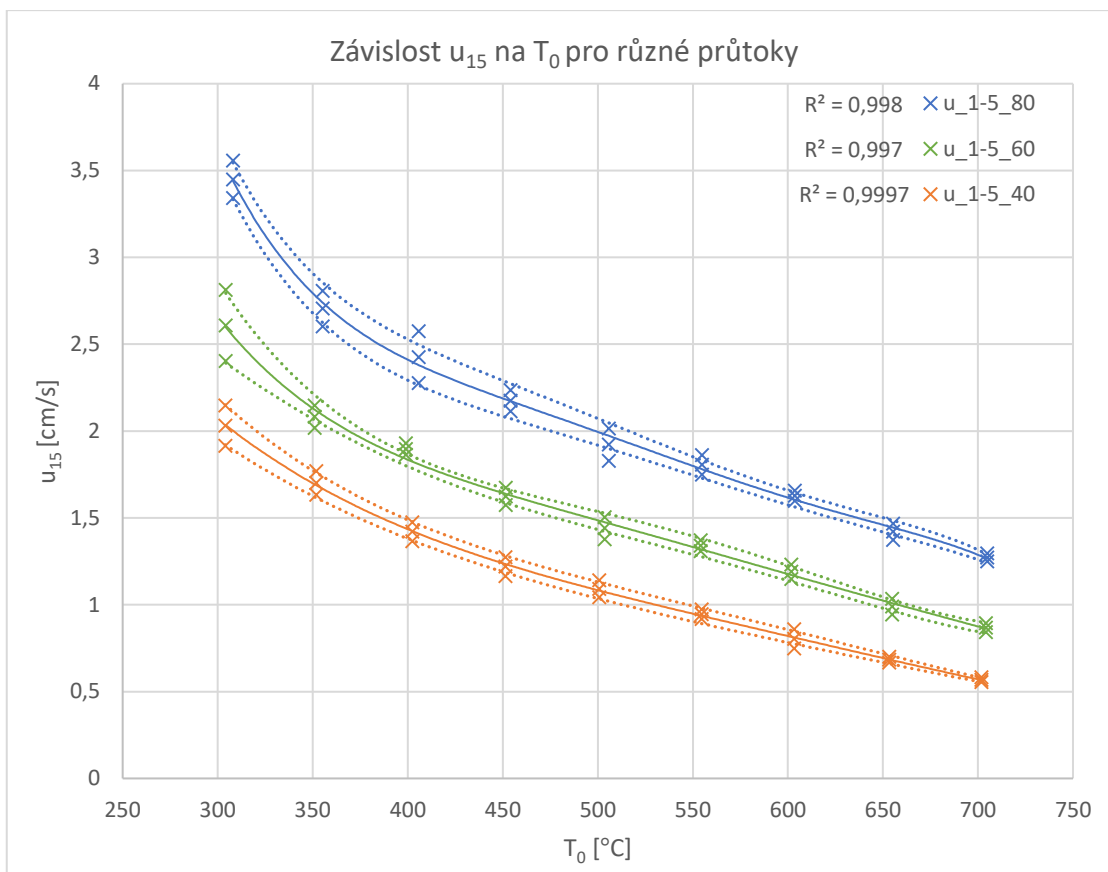


Obrázek č. 12.6: Průměrná rychlost u_{56} pro $G = 40, 60$ a $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$

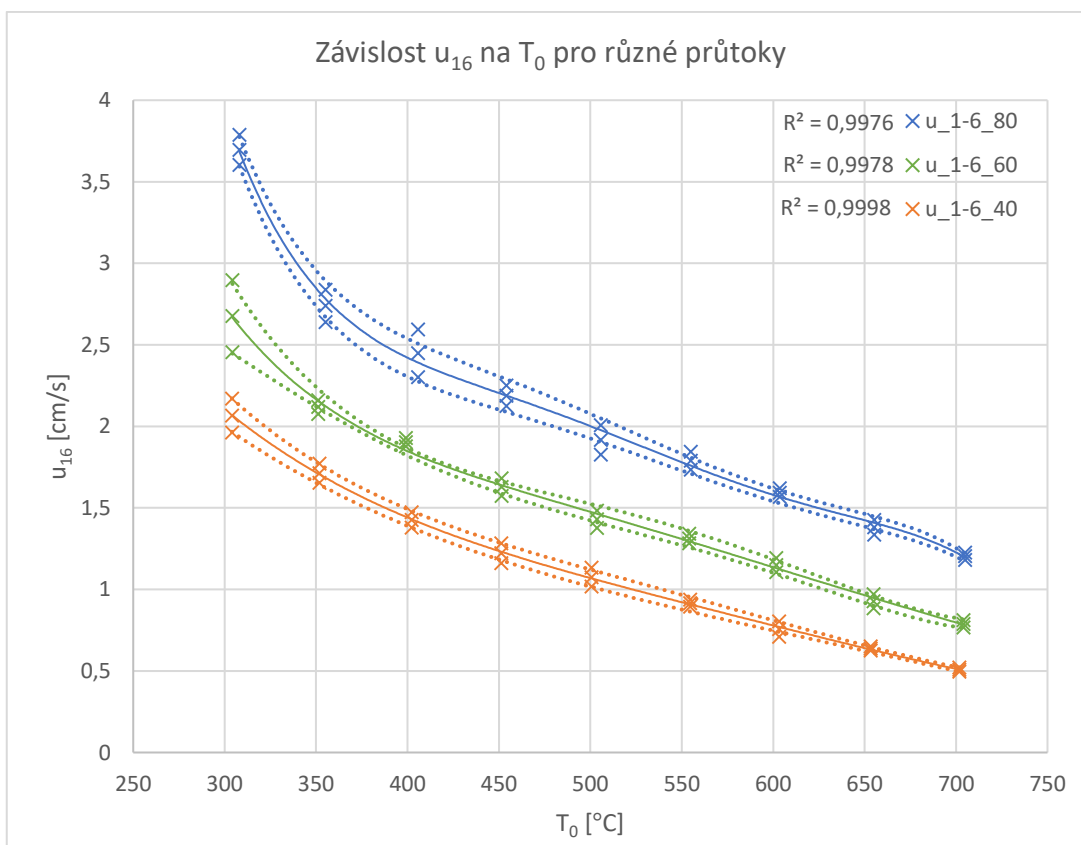
12.2.2 Absolutní rychlosti na delších úsecích

Absolutní rychlosti vyhotovené pro delší úseky, tj. úsek mezi více termočlánky, umožňují lepší porovnání s výsledky jiných experimentů. Mají vyšší výpovědní hodnotu, neboť průměrují více dat a postihují delší časové a prostorové úseky.

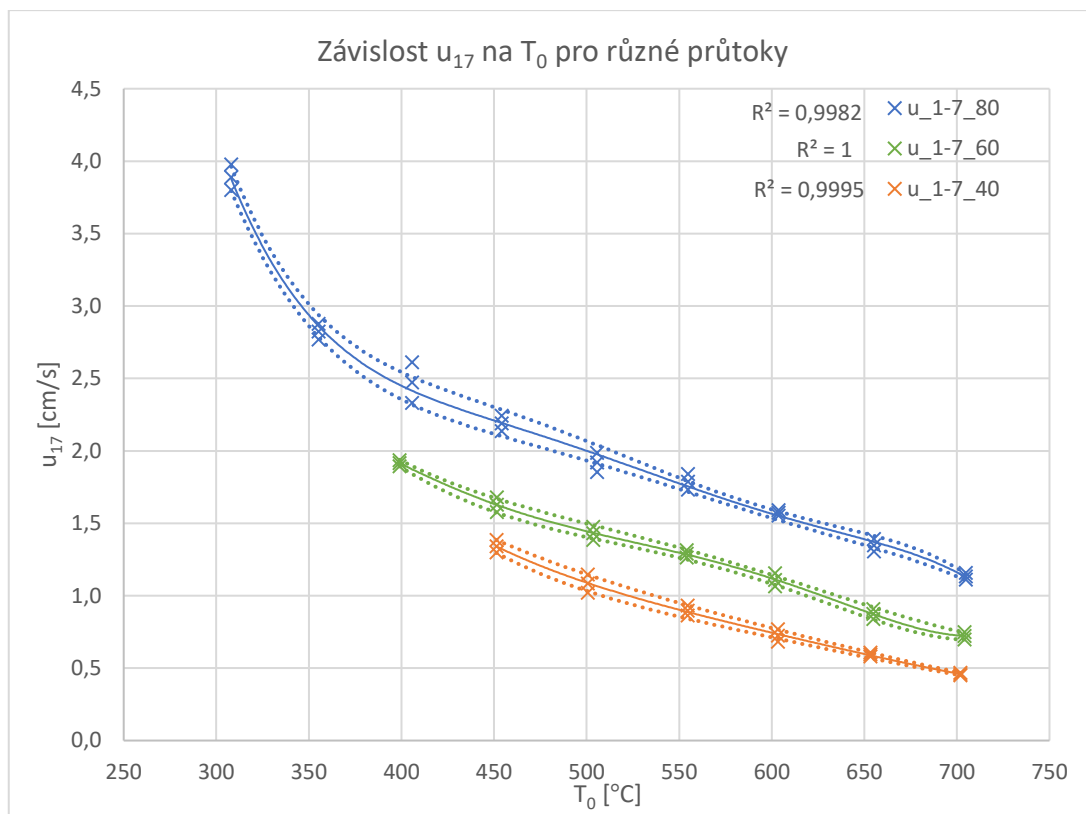
Pro porovnání byly vybrány rychlosti u_{15} , u_{16} a u_{17} . Jedná se tedy o úseky o délce 0,8 m, 1,0 m a 1,2 m. Na ose x jsou opět používány zpřesněné hodnoty počátečních teplot \bar{T}_0 . Graf 12.7 (s. 68) nabízí srovnání rychlostí u_{15} pro různé průtoky. Smáčecí rychlost u_{16} je zobrazena na grafu 12.8 (s. 68), výsledné hodnoty se příliš neliší oproti u_{15} . Obdobné hodnoty vykazuje také rychlost u_{17} na grafu 12.9 (s. 69). V tomto grafu se záměrně nezobrazují hodnoty při nízkých průtocích a nízkých počátečních teplotách, protože zde došlo k výraznému ovlivnění TČ 7 sekundární frontou nacházející se v horní části kanálu. Všechny tři grafy zahrnují křivky nejistot výpočtu pro zvolenou pravděpodobnost $PST = 90,0 \%$.



Obrázek č. 12.7: Průměrná rychlost u_{15} pro $G = 40, 60$ a $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)



Obrázek č. 12.8: Průměrná rychlost u_{16} pro $G = 40, 60$ a $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)



Obrázek č. 12.9: Průměrná rychlost u_{17} pro průtoky $G = 40, 60$ a $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ($\text{PST}=90,0$)

Rychlost [cm/s]	T_0								
	300	350	400	450	500	550	600	650	700
u_{15}	3,448 $\pm 0,108$	2,705 $\pm 0,103$	2,426 $\pm 0,149$	2,174 $\pm 0,061$	1,921 $\pm 0,094$	1,805 $\pm 0,056$	1,627 $\pm 0,030$	1,420 $\pm 0,047$	1,272 $\pm 0,024$
u_{16}	3,696 $\pm 0,093$	2,739 $\pm 0,099$	2,448 $\pm 0,146$	2,188 $\pm 0,064$	1,916 $\pm 0,090$	1,789 $\pm 0,055$	1,593 $\pm 0,026$	1,380 $\pm 0,045$	1,204 $\pm 0,022$
u_{17}	3,889 $\pm 0,089$	2,823 $\pm 0,055$	2,471 $\pm 0,140$	2,189 $\pm 0,053$	1,919 $\pm 0,067$	1,786 $\pm 0,054$	1,572 $\pm 0,019$	1,348 $\pm 0,044$	1,133 $\pm 0,023$

Tabulka č. 12.5: Hodnoty rychlostí pro $G = 80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ($\text{PST}=90,0$)

Rychlost [cm/s]	T_0								
	300	350	400	450	500	550	600	650	700
u_{15}	2,607 $\pm 0,205$	2,082 $\pm 0,064$	1,896 $\pm 0,033$	1,624 $\pm 0,050$	1,440 $\pm 0,064$	1,340 $\pm 0,031$	1,190 $\pm 0,042$	0,989 $\pm 0,045$	0,868 $\pm 0,025$
u_{16}	2,676 $\pm 0,220$	2,118 $\pm 0,043$	1,903 $\pm 0,025$	1,628 $\pm 0,055$	1,430 $\pm 0,053$	1,313 $\pm 0,029$	1,149 $\pm 0,043$	0,928 $\pm 0,043$	0,789 $\pm 0,022$
u_{17}			1,914 $\pm 0,022$	1,628 $\pm 0,051$	1,430 $\pm 0,046$	1,288 $\pm 0,025$	1,109 $\pm 0,045$	0,874 $\pm 0,034$	0,722 $\pm 0,026$

Tabulka č. 12.6: Hodnoty rychlostí pro $G = 60 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ($\text{PST}=90,0$)

Rychlost [cm/s]	T_0								
	300	350	400	450	500	550	600	650	700
u_{15}	2,031	1,701	1,420	1,220	1,091	0,945	0,803	0,684	0,568
	±0,116	±0,068	±0,054	±0,054	±0,049	±0,028	±0,056	±0,016	±0,014
u_{16}	2,067	1,713	1,427	1,222	1,075	0,916	0,756	0,638	0,508
	±0,104	±0,059	±0,047	±0,062	±0,058	±0,021	±0,047	±0,013	±0,013
u_{17}				1,341	1,083	0,897	0,725	0,593	0,459
				±0,043	±0,062	±0,035	±0,043	±0,013	±0,010

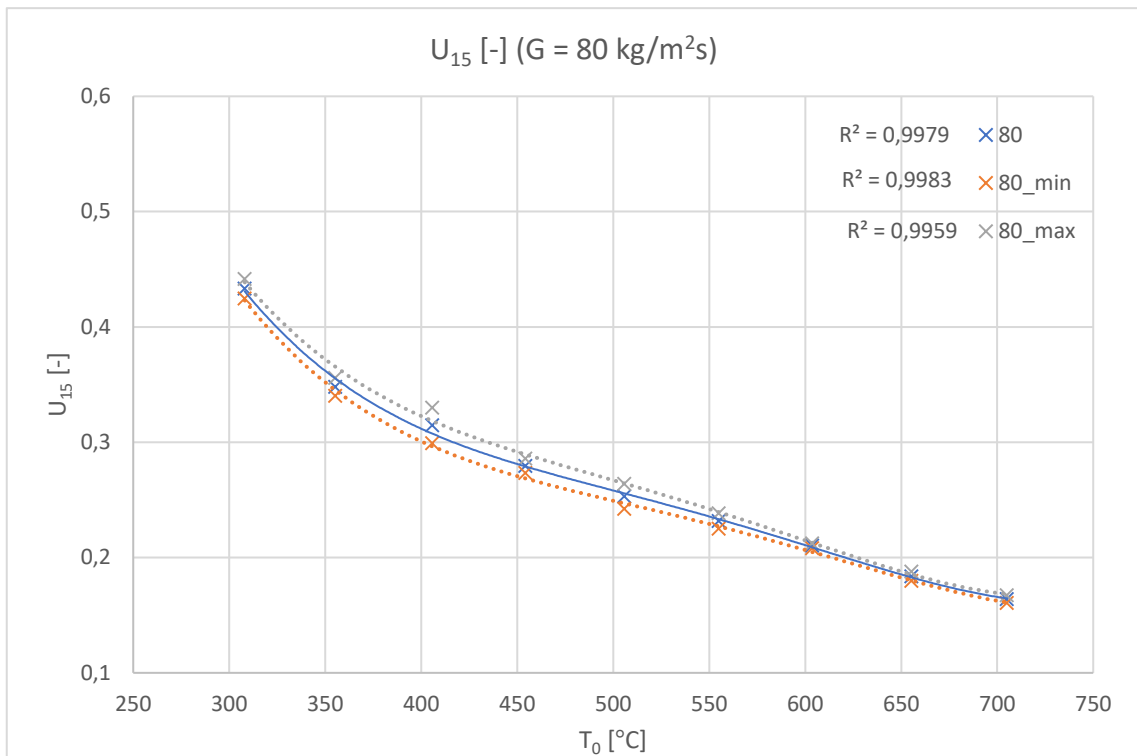
Tabulka č. 12.7: Hodnoty rychlostí pro $G = 40 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)

Tabulky 12.5 až 12.7 (s. 69, 70) shrnují výsledky rychlostí smáčecí fronty na delších úsecích, ze kterých vznikly grafy 12.7 až 12.9 (s. 68, 69). Ze stejného důvodu jako v případě tabulek 12.3 a 12.4 (s. 64) nejsou některé hodnoty u_{17} v tabulkách 12.6 a 12.7 uvedeny. Důvodem je již zmíněný výrazný vliv okolních vlivů a efekt předchlazování.

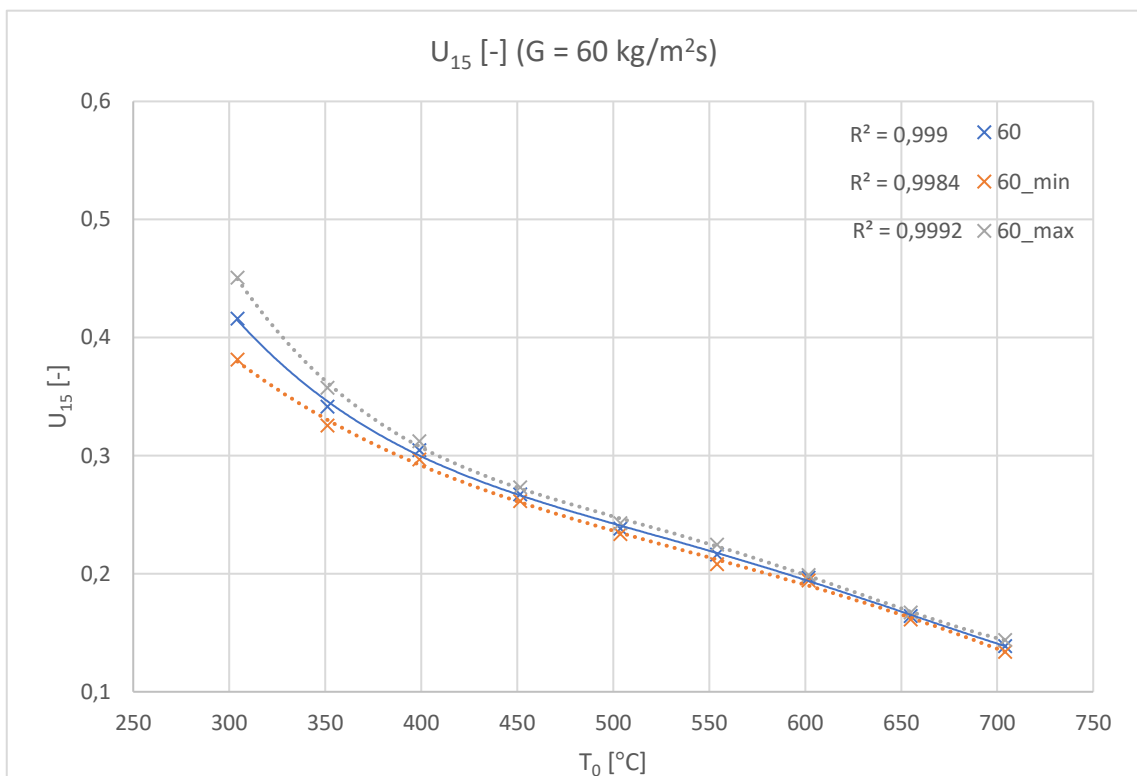
12.3 Výsledky relativní rychlosti postupu chladicí fronty

Relativní rychlosti chladicí fronty U slouží především pro potřeby snadného porovnání s jinými provedenými experimenty. Výpočet se provádí dle rovnice 11.5 (s. 59), vztahují se k průtoku na vstupu do experimentálního kanálu. Na osu x se vynášejí zpřesněné hodnoty počátečních teplot \bar{T}_0 .

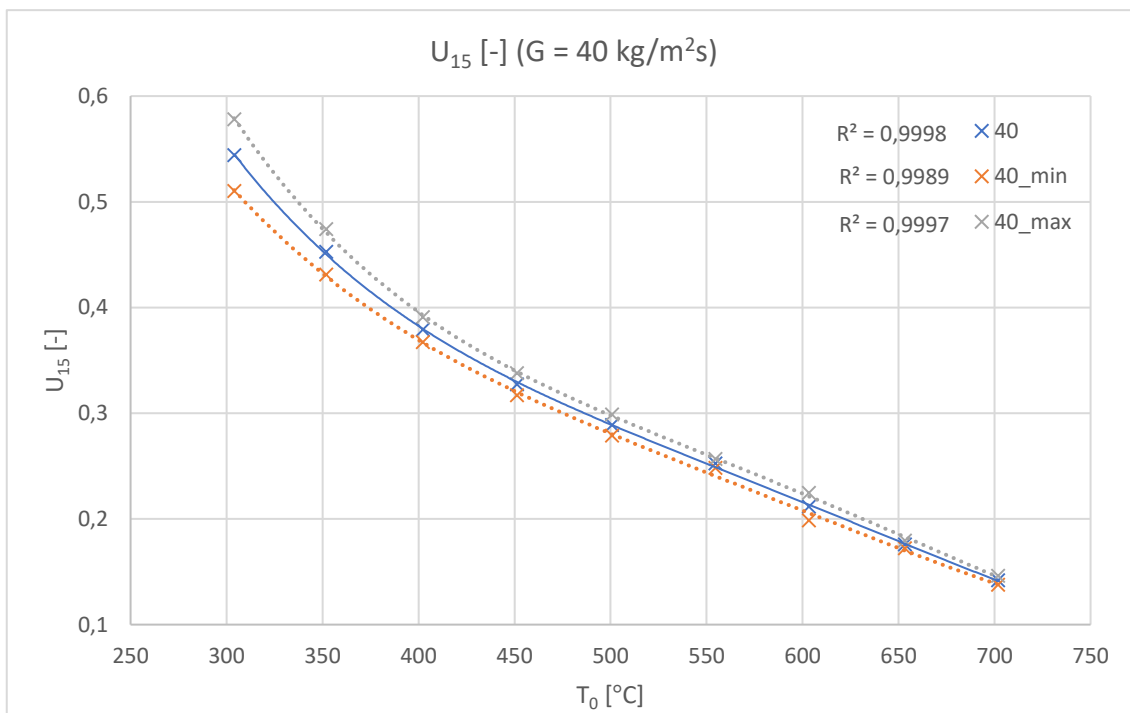
Vyhodnocení bylo provedeno na více úsecích, grafy 12.10 až 12.15 (s. 71 až 73) popisují relativní rychlosti U_{15} , U_{16} a také U_{17} . Tyto relativní rychlosti se tedy vyhodnocují na úsecích délky 0,8 m, 1,0 m a 1,2 m. Vytvořené grafy relativních rychlostí pracují s hodnotou PST = 0,90 %.



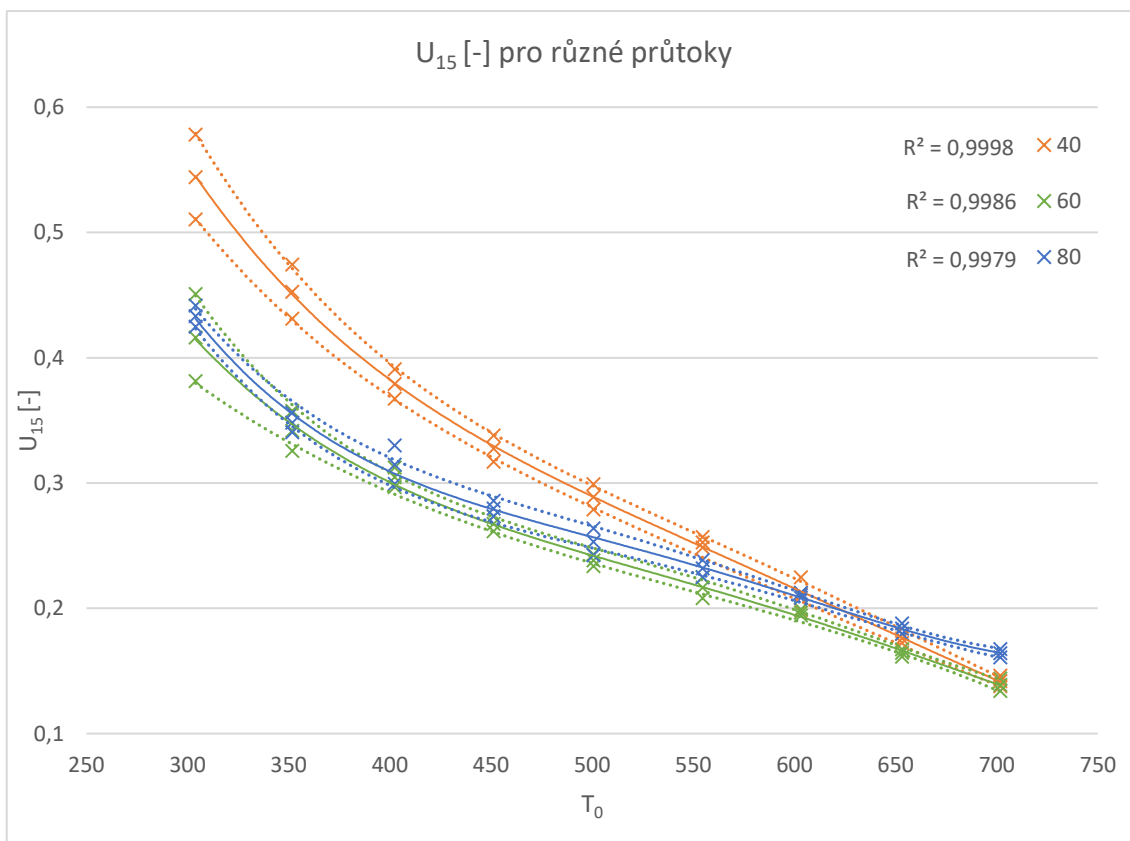
Obrázek č. 12.10: Průměrná relativní rychlost U_{15} pro $G = 80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)



Obrázek č. 12.11: Průměrná relativní rychlost U_{15} pro $G = 60 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)

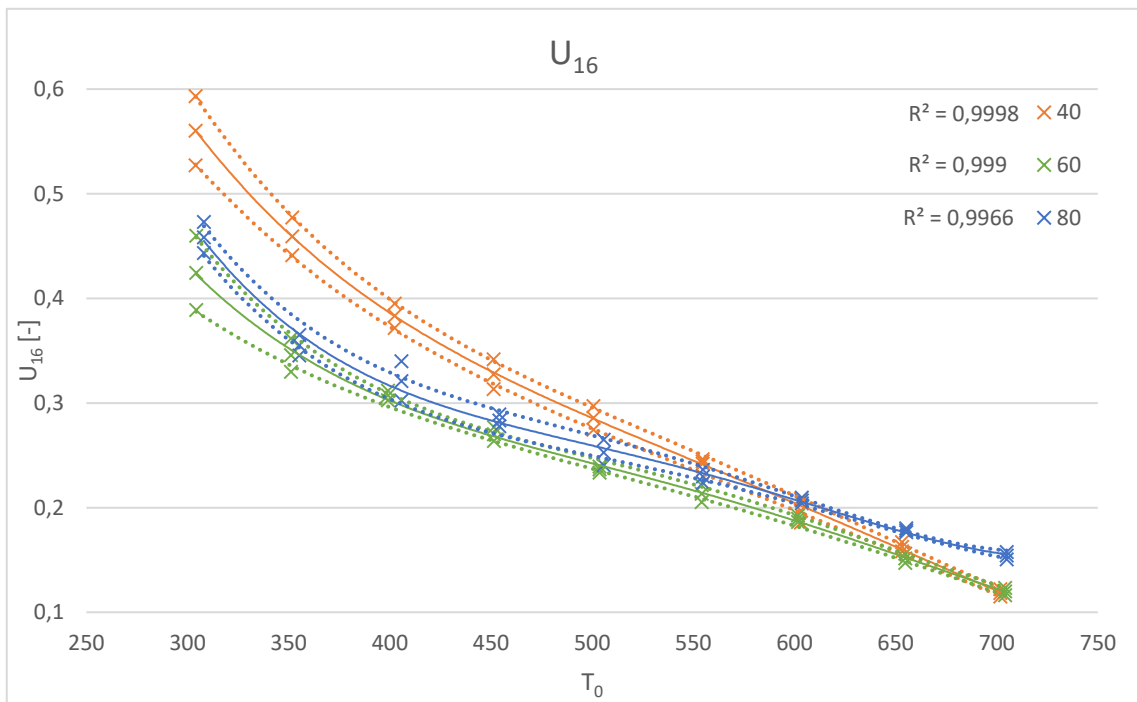


Obrázek č. 12.12: Průměrná relativní rychlost U_{15} pro $G = 40 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)

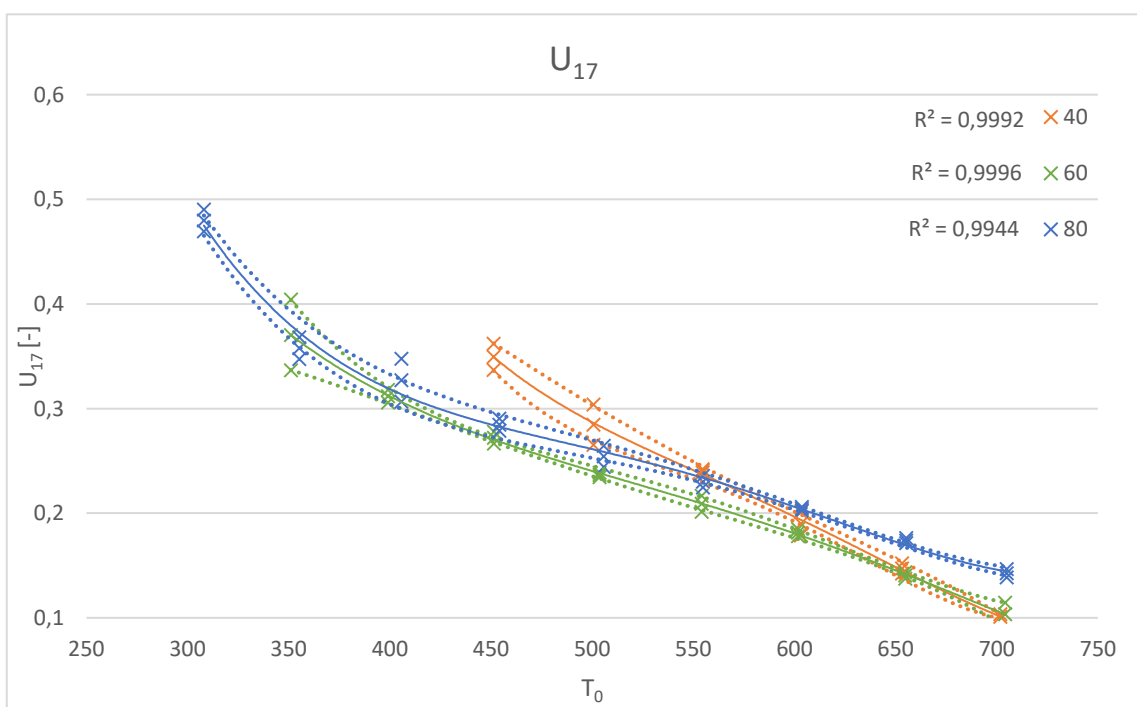


Obrázek č. 12.13: Průměrná relativní rychlost U_{15} pro $G = 40, 60, 80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)

Graf 12.13 (s. 72) dává do porovnání relativní rychlosti U_{15} pro všechny tři zvolené průtoky. Hodnoty odpovídající hmotnostním tokům $G = 60$ až $80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ se poměrně přesně shodují. Měření s hmotnostním tokem $G = 40 \text{ kg/m}^2\text{s}$ vykazuje mírný rozdíl při nižších počátečních teplotách T_0 . Výsledné grafy pro U_{16} vykazují obdobné křivky jako U_{15} . Porovnání relativních rychlostí smáčení fronty U_{16} zachycuje graf 12.14.



Obrázek č. 12.14: Průměrná relativní rychlost U_{16} pro $G = 40, 60, 80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)



Obrázek č. 12.15: Průměrná relativní rychlost U_{17} pro $G = 40, 60, 80 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (PST=90,0)

Graf 12.15 (s. 73) úmyslně zobrazuje jen některé hodnoty. Důvodem je již zmíněné ovlivnění posledních termočlánků okolními vlivy a jejich předčasné smočení. Ze získaných výsledků vyplývá, že bezrozměrná rychlost smáčecí fronty U příliš nezávisí na délce úseku. Hodnoty bezrozměrných rychlostí na úsecích délky 0,8 m až 1,2 m se relativně přesně shodují.

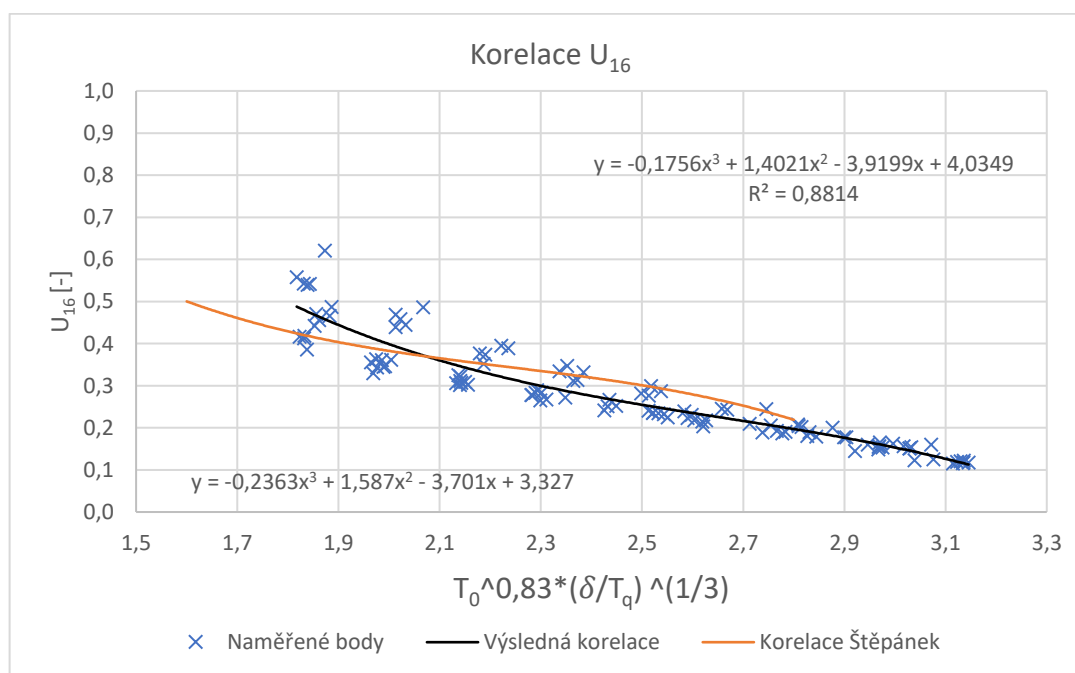
12.4 Korelace

Hodnoty bezrozměrných rychlostí na úseku mezi TČ 1 a TČ 6, tedy na úseku o délce 1,0 m, byly zpracovány do výsledné korelace. Ta může sloužit pro názorné porovnání výsledků této práce s jinými výsledky, zároveň ji lze použít pro odhad bezrozměrné rychlosti chladicí fronty U_{16} pro dané hodnoty veličin.

Proměnné na ose x jsou zvoleny na základě jiných korelací. [11] Jako proměnné zde vystupují zprůměrované hodnoty teplot \bar{T}_q a \bar{T}_0 . V případě této práce je další parametr δ , který označuje tloušťku stěny, pevně dán a má hodnotu 0,001 m. Pro porovnání získaných výsledků je v grafu vyznačena také výsledná korelace doktora Štěpánka [11]. Tvar získané korelace popisují rovnice 12.4 a 12.5.

$$U_{16} = -0,1756 \cdot A^3 + 1,4021 \cdot A^2 - 3,9199 \cdot A + 4,0349 \quad (12.4)$$

$$A = \bar{T}_0^{0,83} \left(\frac{\delta}{\bar{T}_q} \right)^{1/3} \quad (12.5)$$



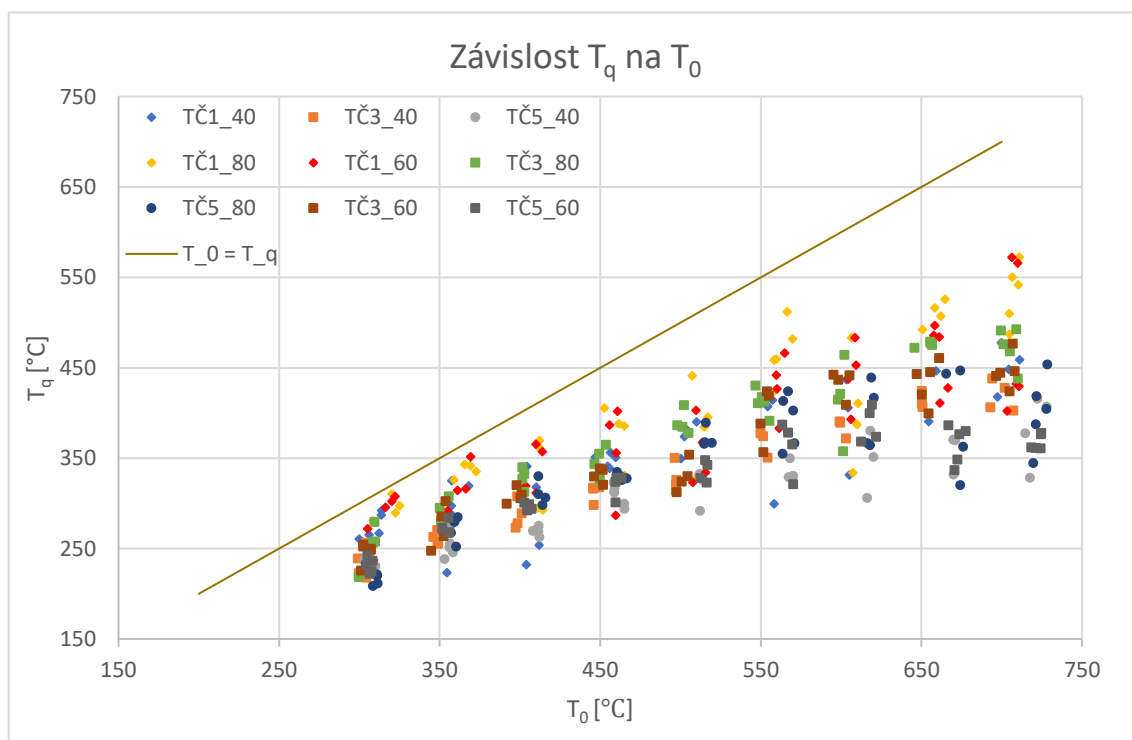
Obrázek č. 12.16: Průběh výsledné korelace pro bezrozměrnou rychlost U_{16}

12.5 Výsledné teploty prudkého ochlazování

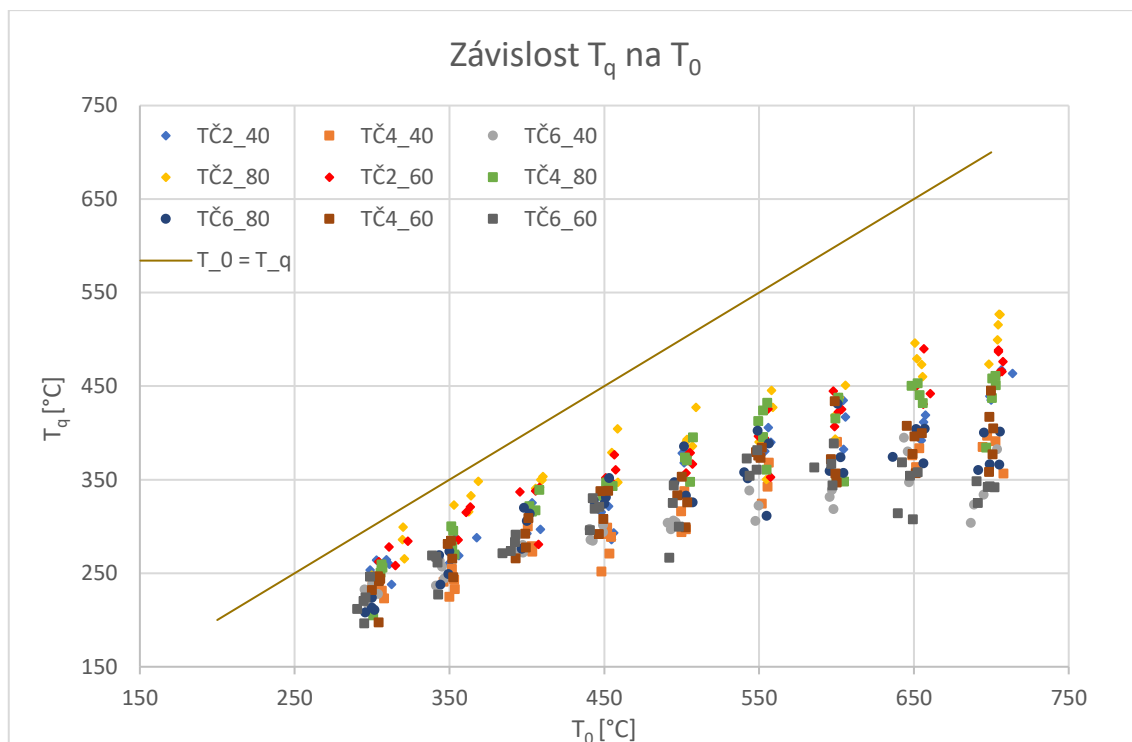
Získané teploty prudkého ochlazování T_q definují stav, který umožňuje obnovit kontakt mezi kapalnou fází a smáčenou stěnou. V tomto bodě dochází ke zlomu teplotního profilu. V následujícím okamžiku se odehrává prudký pokles teploty stěny, který souvisí s vyšší hodnotou přestupu tepla.

Z průběhu experimentů vyplývá, že s růstem počáteční teploty dochází k většímu předchlazení stěny. Hodnoty T_q jsou při vyšších počátečních teplotách více odchýleny od znázorněné přímky $T_0 = T_q$ (obr. 12.17 a 12.18, s. 75, 76). Vyšší hodnoty T_q při dané počáteční teplotě znamenají, že je potřeba odvést méně naakumulovaného tepla před příchodem smáčecí fronty. Díky tomu se může smáčecí fronta pohybovat vyšší rychlostí.

Grafy 12.17 a 12.18 (s. 75, 76) zachycují všechny hodnoty, při kterých bylo dosaženo teploty T_q pro termočlánky 1 až 6. Výsledky potvrzují fakt, že s růstem počáteční teploty dochází k vyššímu relativnímu předchlazení stěny potřebné pro příchod smáčecí fronty. Obecně lze říci, že při nižším průtoku chladiva dochází k vyššímu předchlazení stěny kanálu. Termočlánky umístěné ve spodní části kanálu jsou smočeny při vyšších teplotách, než je tomu v případě termočlánků na opačném konci.



Obrázek č. 12.17: Závislost T_q na T_0 pro termočlánky 1, 3 a 5



Obrázek č. 12.18: Závislost T_q na T_0 pro termočlánky 2, 4 a 6

Tabulka 12.18 obsahuje souhrn průměrných teplot T_q v závislosti na počátečních podmínkách. Data ukazují, že vyšší průtok chladiva vede ke smožení při vyšší teplotě. Tento efekt je patrný od počátečních teplot $T_0 = 350$ °C. Při teplotě $T_0 = 300$ °C probíhá proces zaplavování natolik rychle, že T_q jsou v podstatně nezávislé na průtoku. Z výsledků vyplývá, že průměrná teplota prudkého ochlazování T_q s rostoucí T_0 stále roste. U termočlánků v horní polovině zaplavovaného kanálu však lze pozorovat, že dochází k ustálení hodnoty T_q při vyšších počátečních teplotách T_0 . Tento efekt vykazují např. TČ 5 a TČ 6.

Průtok G [kg/m^2s]	40	60	80
T_0 [°C]	T_q [°C]		
300	243,70	243,83	243,22
350	261,98	280,07	287,65
400	284,27	302,49	319,50
450	308,88	330,77	343,52
500	330,72	333,34	373,91
550	349,46	378,19	399,58
600	365,78	393,62	395,06
650	389,90	396,59	436,49
700	397,99	413,31	441,70

Tabulka č. 12.8: Průměrné teploty T_q v závislosti na počátečních podmínkách

13 Závěr

Rešerše v úvodu práce shrnuje základní poznatky nutné pro pochopení problematiky smáčení horkých povrchů. Popisuje proces sdílení tepla při dvoufázovém proudění, problematiku krize varu a s ní spojené režimy proudění. Vysvětluje procesy, ke kterým dochází u zirkoniového pokrytí při vysokých teplotách a dává je do souvislosti se zbytkovým teplem. V neposlední řadě poskytuje popis LOCA havárie, při které je nezbytné zabránit přehřátí aktivní zóny a předejít tak roztavení paliva.

Omezení spojená s LOCA havárií jakožto nejnepříznivější situací, která může během havárie na jaderné elektrárně nastat, stanovuje zásadní limity. Proto je nezbytně nutné rozšiřovat a zpřesňovat dosud získané poznatky. Proces smáčení horkého povrchu patří mezi nejsložitější jevy, které během LOCA havárie probíhají. Smyslem této diplomové práce má být prohloubení znalostí ohledně problematiky smáčení horkého povrchu.

Za tímto účelem proběhl v následujícím kroku návrh experimentálního zařízení, které je tvořeno vertikálním průtočným kanálem kruhového průřezu. Díky tomuto konstrukčnímu řešení bylo možné osadit kanál vyšším počtem termočlánků. Výhodou je také odstranění nevyhřívané vnější stěny, která se využívá u anulárního kanálu a vnáší do procesu nepřesnosti. Rozměry experimentálního kanálu jsou voleny tak, aby se svými parametry přibližoval v současnosti provozovaným jaderným reaktorům. Návrh dále zahrnuje výpočet a konstrukci nového zařízení na měření malých průtoků potřebných pro experimenty.

Výsledkem této diplomové práce je určení důležitých teplotních bodů, které popisují proces smáčení horkého povrchu. Tato data byla následně využita pro výpočet rychlostí smáčecí fronty, které představují nejvýznamnější část této práce. Nachází se zde výsledky průměrné rychlosti postupu smáčecí fronty na jednotlivých úsecích o délce 200 mm a také rychlosti na delších úsecích o délce 0,8 m až 1,2 m.

Dále byly vyhodnocovány relativní rychlosti smáčecí fronty na úsecích délky 0,8 m až 1,2 m. Výsledky experimentů provedených pro různé průtoky chladiva vykazují relativní shodu. Tyto rychlosti slouží pro snadné porovnání s výsledky jiných experimentů. Srovnání poskytuje vytvořená korelace, která se nachází v kapitole 12.4 (s. 74). Z relativní rychlosti smáčecí fronty lze vyčíst, jaká část chladiva se v průběhu

zaplavování vypaří. Při nejvyšších počátečních teplotách ($T_0 = 700 \text{ }^\circ\text{C}$) dochází k vypaření více než 80 % dodávaného chladiva.

Vyhodnocení všech teplot počátku prudkého ochlazování T_q , které definují začátek procesu smáčení, potvrzuje fakt, že s růstem počáteční teploty dochází k vyššímu relativnímu předchlazení stěny. Po tomto předchlazení následuje příchod smáčecí fronty.

Obecně lze říci, že při nižším průtoku chladiva dochází k vyššímu předchlazení stěny kanálu. Závisí však také na poloze termočlánků. Pokud jsou umístěny blíže přítoku chladiva, jsou smočeny při vyšších teplotách, než je tomu v případě termočlánků v horní části zařízení. Z výsledků vyplývá, že průměrná teplota prudkého ochlazování T_q s rostoucí T_0 stále roste. U termočlánků umístěných v horní části zařízení však dochází k ustálení na určité hodnotě teploty T_q . Při vyšších počátečních teplotách se již teplota T_q těchto termočlánků příliš nemění.

Získané výsledky lze použít jako vstupy pro analytické a CFD práce. Experimentální zařízení může v budoucnu sloužit pro další experimenty. Nabízí se možnost úpravy zařízení pro ohřev na vyšší počáteční teploty. Možné je též provést změnu zvolené geometrie, která by umožnila zkoumat vliv distančních mřížek. Další experimentální činnost by se mohla zabývat vlivem obsahu kyseliny borité, která se vyskytuje v chladivu jaderného reaktoru. Mezi další doporučení lze zařadit použití zirkoniového kanálu namísto nerezové oceli, zde by bylo pravděpodobně nutné použít nepřímý ohřev.

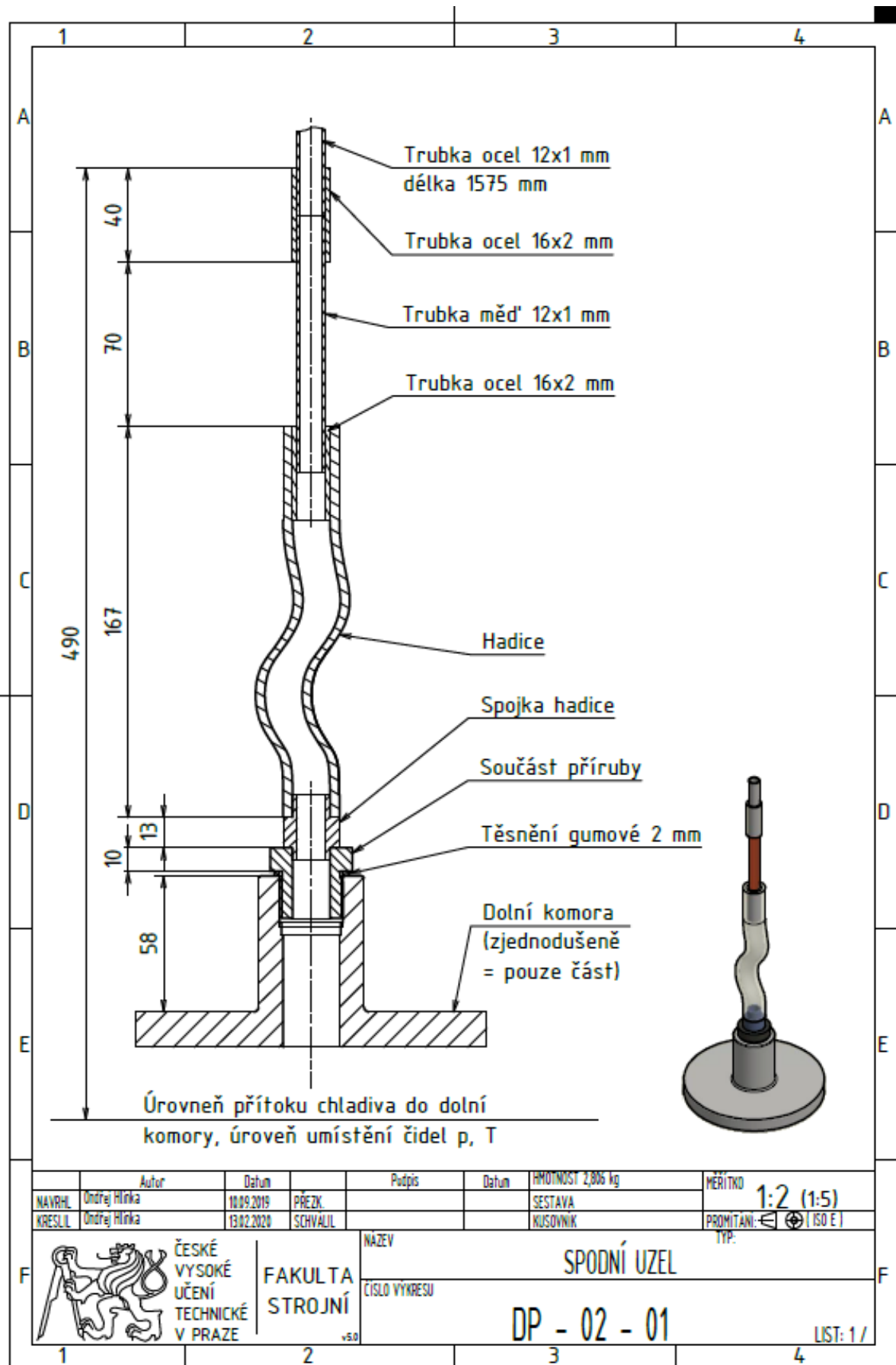
Samotné výsledky této práce mohou být využity pro další výpočty, které by se zabývaly určením součinitele přestupu tepla během procesu zaplavování.

14 Zdroje

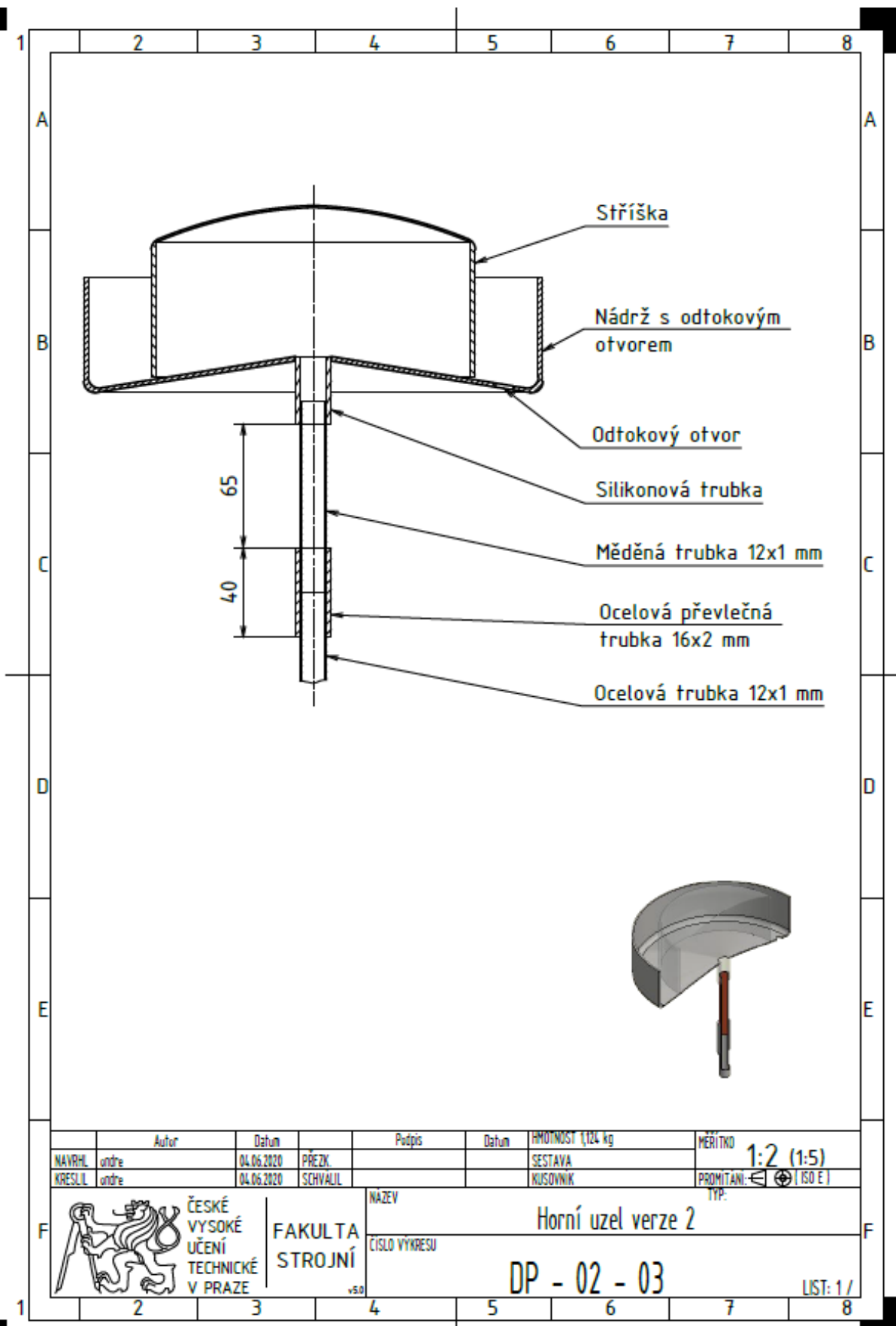
- [1] INCROPERA, Frank a David DEWITT. *Fundamentals of heat and mass transfer* [online]. 7. USA: John Wiley, 2011 [cit. 2019-09-15]. ISBN 978-0470-50197-9. Dostupné z: https://www.academia.edu/31181539/Fundamentals_of_Heat_and_Mass_Transfer_7th_Edition_Incropera_dewitt
- [2] TONG, L. S. a Joel WEISMAN. *THERMAL ANALYSIS OF PRESSURIZED WATER REACTORS* [online]. 3. USA: American Nuclear Society, 1996 [cit. 2019-09-15]. ISBN 0-89448-038-3. Dostupné z: <http://www.gammaexplorer.com/wp-content/uploads/2014/03/Thermal-Analysis-of-Pressurized-Water-Reactors-Tong.pdf>
- [3] GRANDJEAN, Claude a Georges HACHE. *A STATE-OF-THE-ART REVIEW OF PAST PROGRAMMES DEVOTED TO FUEL BEHAVIOUR UNDER LOSS-OF-COOLANT CONDITIONS* [online]., 239 stran [cit. 2019-09-15]. Dostupné z: https://www.irsn.fr/EN/Research/publications-documentation/Publications/DPAM/SEMCA/Documents/IRSN_review-LOCA-Part3.pdf
- [4] TODREAS, Neil a Mujid KAZIMI. *NUCLEAR SYSTEMS I Thermal Hydraulic Fundamentals* [online]. 2. USA: Taylor & Francis, 2011 [cit. 2019-09-15]. ISBN 9781439808870. Dostupné z: <https://anscnny.files.wordpress.com/2015/01/nuclear-1-thermal-hydraulic-fundamentals.pdf>
- [5] OECD and NUCLEAR ENERGY AGENCY. *Nuclear Fuel Behaviour in LOCA Conditions* [online]. Francie, 2009 [cit. 2019-09-15]. ISBN 978-92-64-99091-3. Dostupné z: <https://www.oecd-nea.org/nsd/docs/2009/csni-r2009-15.pdf>
- [6] MASTERSON, Robert. *Nuclear Reactor Thermal Hydraulics* [online]. USA: CRC Press, 2019 [cit. 2019-09-15]. ISBN 9781315226231. Dostupné z: https://books.google.cz/books?id=_2ytDwAAQBAJ&printsec=frontcover&hl=cs&source=gbs_ge_summary_r&cad=0#v=onepage&q&f=false
- [7] CENGEL, Yunus A. a Afshin J. GRAJAR. *Heat and Mass Transfer* [online]. 5. New York: McGraw-Hill Education, 2015 [cit. 2020-04-12]. ISBN 978-0-07-339818-1. Dostupné z: https://www.academia.edu/37959323/Yunus_A._%C3%87engel_Heat_and_mass_transfer
- [8] LIENHARD IV, John H. a John H. LIENHARD V. *A Heat Transfer Textbook* [online]. 4. Cambridge, Massachusetts, USA: Phlogiston Press, 2017 [cit. 2020-04-12]. Dostupné z: <https://www.emse.fr/~bonnefoy/Public/MFTBibliography/Heat%20transfers%20by%20Lienhard.pdf>
- [9] SUK, Ladislav. *KONSTRUKČNÍ NÁVRH ČÁSTI ZAŘÍZENÍ PRO STUDIJNÍ ÚČELY KRIZE VARU* [online]. Brno, 2012 [cit. 2019-09-15]. Dostupné z: https://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=56116. Diplomová práce. VUT.


- [10] BEDNÁŘ, Michal. *KRIZE VARU V JADERNÝCH REAKTORECH* [online]. Brno, 2019 [cit. 2019-09-15]. Dostupné z: https://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=194217. Bakalářská práce. VUT.
- [11] ŠTĚPÁNEK, Jan. *Dynamics of heat transfer during cooling of overheated surfaces* [online]. Praha, 2018 [cit. 2019-09-15]. Dostupné z: https://www.vhttps://dspace.cvut.cz/bitstream/handle/10467/82083/F2-D-2019-Stepanek-Jan-Disertacni_prace.pdf?sequence=1&isAllowed=yutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=56116. Disertační práce. ČVUT.
- [12] Bezpečnost jaderných elektráren III.: LOCA a těžké havárie . In: Prof. Ing. HEŘMANSKÝ Bedřich, CSc., Praha, 2011, s. 70 [cit. 2020-01-26].
- [13] Bezpečnost jaderných elektráren IV.: Bezpečnostní systémy JE s PWR: VVER II. a III. generace, EPR, AP. In: Prof. Ing. HEŘMANSKÝ Bedřich, CSc., Praha, 2011, s. 89 [cit. 2020-01-26].
- [14] GUIDELINES FOR ACCIDENT ANALYSIS OF WWER NUCLEAR POWER PLANTS [online]. In: . Vídeň, 1995, s. 136 [cit. 2020-01-26]. ISSN 1025-2762. Dostupné z: https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/28/047/28047164.pdf
- [15] Y. K. PANDEY & ASHOK CHAUHAN. Fuel Management of VVER-1000 Reactors of Kudankulam Nuclear Power Plant, India. [online]. In: . India, s. 15 [cit. 2020-01-26]. Dostupné z: https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/39/079/39079710.pdf
- [16] Doc. Ing. ALEŠ HAVLÍK, CSc., Ing. TOMÁŠ PICEK PhD. *Hydraulika potrubí* [online]. In: . s. 68 [cit. 2020-01-26]. Dostupné z: <https://docplayer.cz/159231151-Fakulta-stavebni-cvut-v-praze-katedra-hydrauliky-a-hydrologie-predmet-hya2-k141-fsv-cvut-hydraulika-potrubi.html>
- [17] Rosemount 1151 Pressure Transmitter [online]. 2010 [cit. 2020-03-17]. Dostupné z: <https://www.emerson.com/documents/automation/product-data-sheet-rosemount-1151-pressure-transmitter-en-73232.pdf>
- [18] Snímač Cressto TM G537A3G [online]. [cit. 2020-03-17]. Dostupné z: <http://www.cressto.cz/snimace-tlaku/serie-a-technicke-udaje?hledam=TM+G537A3G>
- [19] Keysight Technologies 34972A LXI Data Acquisition [online]. [cit. 2020-03-17]. Dostupné z: <https://www.keysight.com/en/pd-1756491-pn-34972A/lxi-data-acquisition-data-logger-switch-unit?nid=-33257.922596.00&cc=CZ&lc=eng>
- [20] A.K. SAXENA, V. VENKAT RAJ a V. GOVARDHANA RAO. Experimental studies on rewetting of hot vertical annular channel. *Nuclear Engineering and Design* (208). 2001, s. 283-303 [cit. 2020-05-07].
- [21] SEOK CHO , SANG-KI MOON , SE-YOUNG CHUN , YEON-SIK KIM & WON-PIL BAEK. Spacer Grid Effects during a Reflood in an Annulus Flow Channel. *Journal of Nuclear Science and Technology* [online]. 2007, 44(7), s. 967-976

- [cit. 2020-05-07]. ISSN 0022-3131. Dostupné z:
<https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/18811248.2007.9711336>
- [22] ŠEDIVÝ, František. Určení chyby aritmetického průměru [online]. 1997 [cit. 2020-05-28]. Dostupné z:
http://amper.ped.muni.cz/jenik/nejistoty/html_tree/node9.html
- [23] Turbine Flowmeter. Trigas DM [online]. [cit. 2020-06-09]. Dostupné z:
https://www.trigasdm.com/wp-content/uploads/2018/06/TrigasDM-Broschure-EN-Turbinen_4_190527.pdf
- [24] Turbínkové průtokoměry pro nízké průtoky kapalin FTB9506. Omega [online]. [cit. 2020-06-09]. Dostupné z: <https://www.omegaeng.cz/pptst/FTB9500.html>
- [25] Plováчковý průtokoměr DK37 M8M. Krohne [online]. [cit. 2020-06-09]. Dostupné z: <https://cz.krohne.com/cs/vyrobky/mereni-prutoku/prutokomery/plovackove-prutokomery/dk37-m8/>
- [26] Průtokoměr SONOFLOW IL.52. Sonotec [online]. [cit. 2020-06-09]. Dostupné z: https://www.sonotec.cz/w/templates/sonotec/files/sonoflow_il_cz_032016.pdf



Příloha B: Výkres konstrukčního řešení dolního uzlu uchycení



	Autor	Datum	Podpis	Datum	HMOTNOST (124 kg)	MĚŘÍTKO
NAVRHL	undře	04.06.2020	PŘEZK.		SESTAVA	1:2 (1:5)
KRESLIL	undře	04.06.2020	SCHVAL.		KUSOVNIK	PROMITÁNÍ: $\left[\begin{array}{c} \ominus \\ \oplus \end{array} \right]$ [ISO E]
	 ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE		FAKULTA STROJNÍ <small>v.s.o.</small>	NAZEV Horní uzel verze 2		
			ČÍSLO VÝKRESU DP - 02 - 03			LIST: 1 /

Příloha C: Výkres finálního provedení horního uchycení