

**ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE**

FAKULTA STROJNÍ



**DIPLOMOVÁ PRÁCE**

**ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE**

**FAKULTA STROJNÍ**

**JADERNÁ ENERGETICKÁ ZAŘÍZENÍ**

**Studie podchlazeného varu v hypervapotronu**

**Vedoucí diplomové práce:**

Ing. Pavel Zácha, Ph. D

**Vypracoval:**

Bc. Vojtěch Pitoňák

Praha 2017



# ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

**pro:** Bc. Vojtěch PITOŇÁK

**program:**

**obor:** Jaderná energetická zařízení

**Název tématu:** Studie podchlazeného varu v hypervapotronu

**Title:** Overcooled boiling study of hypervapotron

## *Zásady pro vypracování:*

Podchlazený var představuje vysoce komplikovanou formu dvoufázového proudění kapaliny, ve které jednofázový tok kapaliny předchází v dvoufázový a zpět na jednofázový. Lokální vznik a zánik dvoufázového proudění umožňuje využít skupenské teplo varu pro odvod tepla z povrchu do kapaliny bez vzniku krize varu. Práce se zaměřuje na studii možnosti výkonové a rozměrové škálovatelnosti hypervapotronu a na ověření vhodnosti CFD kódu ANSYS CFX pro simulace podchlazeného varu v podmínkách hypervapotronu.

## **Práce bude obsahovat:**

- 1. Rešerše chladicích technik ve fúzních reaktorech. Popis principu hypervapotronu a jeho možné využití v oblasti fúzních reaktorů.**
- 2. Analýza realizovaných experimentů využívajících podchlazený var se zaměřením na hypervapotrony. Studie možnosti výkonové a rozměrové škálovatelnosti hypervapotronu.**
- 3. Výpočty pro vybranou geometrii hypervapotronu v CFD kódu ANSYS CFX.**
- 4. Zpracování výsledků, jejich analýza. Porovnání výsledků s dříve uskutečněnými simulacemi.**

*Rozsah grafických prací:* ---

*Rozsah průvodní zprávy:* ---

*Seznam odborné literatury:*

*Vedoucí diplomové práce:* Ing. Pavel Zácha, Ph.D.

*Konzultant/i:*

*Datum zadání diplomové práce:* 27. 10. 2016

*Datum odevzdání diplomové práce:* 11. 1. 2017

Neodevzdá-li student/ka bakalářskou nebo diplomovou práci v určeném termínu, tuto skutečnost předem písemně zdůvodnil a omluva byla děkanem uznána, stanoví děkan studentovi náhradní termín odevzdání bakalářské nebo diplomové práce. Pokud se však student/ka řádně neomluvil/a nebo omluva nebyla děkanem uznána, může si student/ka zapsat bakalářskou nebo diplomovou práci podruhé.

*Posluchač/ka bere na vědomí, že je povinen/povinna vypracovat bakalářskou nebo diplomovou práci samostatně bez cizí pomoci s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v bakalářské nebo diplomové práci.*

Zadání diplomové práce převzal dne: 31. 10. 2016

.....  
student/ka

.....  
doc. Ing. Michal Kolovratník, CSc.  
vedoucí Ú 12115



.....  
prof. Ing. Michael Valášek, DrSc.  
děkan fakulty

# **Anotační list**

**Jméno autora:** Vojtěch Pitoňák

**Název diplomové práce:** Studie podchlazeného varu v hypervapotronu

**Anglický název:** Overcooled boiling study of hypervapotron

**Akademický rok:** 2016/2017

**Studijní program:** Jaderná energetická zařízení

**Vedoucí diplomové práce:** Ing. Pavel Zácha, Ph. D.

**Bibliografické údaje:** Počet stran: 72

Počet obrázků: 41

Počet tabulek: 5

Počet příloh: 4

**Klíčová slova:** hypervapotron, podchlazený var, CFD simulace, dvoufázové proudění, ANSYS CFX

**Key words:** hypervapotron, subcooled boiling, CFD calculation, two-phase flow, ANSYS CFX

## **Anotace**

Tato diplomová práce se zabývá problematikou hypervapotronu a proudění v něm. První část práce je zaměřena na chlazení ve fúzních reaktorech, detailnímu popisu hypervapotronu a analýzou experimentů, které zkoumaly hypervapotron. Praktická část je zaměřena na CFD výpočty hypervapotronu v oblasti podchlazeného varu, konkrétně na validaci modelu a návrh parametrů modelu hypervapotronu pro experimentální zařízení.

## **Abstract**

This thesis deals with the hypervapotron cooling technique and a flow inside. First part of the thesis focuses on cooling in fusion reactors, detailed description of hypervapotron and analysis of experiments that focus on hypervapotron. Practical part includes CFD calculations of hypervapotron in subcooled boiling regime, concretely validation of two-phase flow model and a design of basic parameters of hypervapotron for experimental device.

## Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou diplomovou práci vypracoval samostatně a použil jsem pouze podklady (literaturu, projekty, SW atd.) uvedené v příloženém seznamu. Nemám závažný důvod proti užití tohoto školního díla ve smyslu § 60 zákona č. 121/2000 Sb., o právu autorském, o právech souvisejících s právem autorským a o změně některých zákonů (autorský zákon).

V Hradci Králové dne:

.....

Bc. Vojtěch Pitoňák

## **Poděkování**

Tímto bych rád poděkoval vedoucímu diplomové práce panu Ing. Pavlu Záchovi, Ph. D. za odborné vedení, jeho pomoc, čas a cenné rady, které mi při zpracování této práce věnoval.



**Obsah**

Seznam obrázků .....	3
Seznam zkratk .....	5
1. Úvod.....	8
2. Rešerše chladících technik ve fúzních reaktorech a popis hypervapotronu .....	10
2.1 Chlazení ve fúzních reaktorech.....	10
2.2 Hypervapotron .....	14
3. Analýza provedených experimentů využívajících podchlazený var .....	19
3.1 Provedené experimenty.....	19
3.1.1 Experiment č. 1 .....	19
3.1.2 Experiment č. 2 .....	20
3.1.3 Experiment č. 3 .....	21
3.2 Popis jednotlivých částí experimentální smyčky .....	22
3.2.1 Systém řízení průtoku .....	22
3.2.2 Systém ohřevu.....	23
3.2.3 Systém sběru dat .....	23
3.2.4 Vizualizace.....	24
3.3 Parametry experimentálního zařízení pro studii podchlazeného varu.....	24
3.4 Zařízení BESTH.....	25
4. Analýza funkčních závislostí hypervapotronu .....	29
4.1 Závislost tepelného toku na rychlosti chladiva .....	29
4.2 Závislost tepelného toku na tlaku chladiva .....	30
4.3 Závislost tepelného toku na výšce žebra.....	31
4.4 Závislost tepelného toku na vstupní teplotě chladiva.....	32
4.5 Závislost tlakových ztrát na rychlosti proudění .....	32
4.6 Škálovatelnost .....	34
5. Model a výpočetní síť .....	35
5.1 Kvalita sítě .....	36
5.2 Citlivostní analýza.....	37
6. Výpočetní CFD model .....	41
6.1 CFD program ANSYS CFX.....	41
6.2 Popis použitých numerických modelů .....	43
6.2.1 Model turbulence .....	44
6.2.2 Přenos tepla mezi fázemi .....	44

6.2.3	Přenos hmoty mezi fázemi .....	45
6.2.4	Přenos hybnosti mezi fázemi .....	51
7.	CFD výpočty .....	54
7.1	Konvergence .....	54
7.2	Definice vlastností materiálů.....	55
7.3	Typ analýzy .....	55
7.4	Validace modelu .....	56
7.4.1	Definice okrajových podmínek pro validaci modelu .....	56
7.4.2	Výsledky simulací.....	56
7.5	Návrh aktivní části hypervapotronu pro zařízení BESTH.....	60
7.5.1	Model a síť .....	60
7.5.2	Okrajové podmínky.....	60
7.5.3	Výpočetní model .....	61
7.5.4	Konvergence .....	61
7.5.5	Průběh výpočtu.....	62
7.5.6	Výsledky simulací.....	62
7.6	Diskuze výsledků .....	66
8.	Závěr .....	68
	Seznam použité literatury.....	69
	Přílohy.....	72

## Seznam obrázků

Obrázek č. 1 - HCLL a HCPB .....	11
Obrázek č. 2 - WCLL .....	12
Obrázek č. 3 - DCLL .....	12
Obrázek č. 4 - příklady systému pro odvod vysokého tepelného toku .....	13
Obrázek č. 5 - testovací chladicí soubory v různých materiálových kombinacích .....	14
Obrázek č. 6 - schéma hypervapotronu .....	15
Obrázek č. 7 - vizualizace vypařování a proudění uvnitř hypervapotronu .....	16
Obrázek č. 8 - detail na štěrbinu mezi jednotlivými žebry .....	16
Obrázek č. 9 - závislost odvedeného tepelného toku na přehřátí stěny .....	18
Obrázek č. 10 - modely hypervapotronu používané v tokamaku JET .....	21
Obrázek č. 11 - výsledky provedeného experimentu .....	21
Obrázek č. 12 - průběh teplot po výšce pro průtok $14,4 \text{ m}^3/\text{h}$ a výkon $0,9 \text{ MW}$ .....	22
Obrázek č. 13 - schéma zařízení BESTH .....	27
Obrázek č. 14 - závislost tepelného toku na teplotě podchlazení při měnících se rychlostech proudění chladiva .....	29
Obrázek č. 15 - závislost tepelného toku na teplotě přehřátí materiálu při měnícím se tlaku chladiva .....	30
Obrázek č. 16 - závislost tepelného toku na teplotě přehřátí materiálu při měnící se výšce žebra .....	31
Obrázek č. 17 - závislost tepelného toku na teplotě přehřátí materiálu při měnícím se podchlazení chladiva .....	32
Obrázek č. 18 - závislost tlakové ztráty na rychlosti proudění .....	33
Obrázek č. 19 - rozměry modelu a rozdělení na jednotlivé části .....	35
Obrázek č. 20 - boční pohled na vytvořené síť (ve směru čtení od 1 do 5) .....	36
Obrázek č. 21 - hodnocení zkosení buňky dle ANSYS .....	37
Obrázek č. 22 - znázornění rovin, ve kterých byla vyhodnocována data .....	38
Obrázek č. 23 - hodnoty rychlosti rovině A v závislosti na na použité síti .....	38
Obrázek č. 24 - hodnoty rychlosti rovině B v závislosti na na použité síti .....	39
Obrázek č. 25 - průměrná rychlost v hypervapotronu v závislosti na použité síti .....	39
Obrázek č. 26 - zobrazení proudění v rovině mezi žebry blíže ke vstupu chladiva .....	40
Obrázek č. 27 - definice kontrolního objemu .....	42
Obrázek č. 28 - znázornění průměru bublin v závislosti na podchlazení kapaliny .....	48
Obrázek č. 29 - korelace Anglart Nylund pro průměr bubliny v proudu kapaliny .....	51
Obrázek č. 30 - objemový podíl páry a rozložení teplot v materiálu dle [12] .....	57
Obrázek č. 31 - objemový podíl páry a rozložení teplot .....	57
Obrázek č. 32 - porovnání výsledků simulací a experimentálních dat .....	59
Obrázek č. 33 - porovnání výsledků simulací a experimentálních dat	
Obrázek č. 34 - zkrácený model v pohledu na rovinu symetrie tělesa .....	60
Obrázek č. 35 - zobrazení rychlosti proudění v hypervapotronu ( $T_{IN}=100 \text{ }^\circ\text{C}$ , $v=1 \text{ m/s}$ ) .....	63
Obrázek č. 36 - znázornění proudění uvnitř hypervapotronu ( $v \cong 7 \text{ m/s}$ ) .....	63
Obrázek č. 37 - závislost teplot pevném materiálu na tepelném toku .....	64

Obrázek č. 38 - rozložení teplot v pevném materiálu $P=0,9 \text{ MW/m}^2$ a $v=1 \text{ m/s}$ .....	64
Obrázek č. 39 - objemový podíl páry pro $P=0,9 \text{ MW/m}^2$ a $v=1 \text{ m/s}$ .....	64
Obrázek č. 40 - průměrná teplota chladiva v závislosti na vzdálenosti .....	65
Obrázek č. 41 - průměrný objemový podíl v závislosti na vzdálenosti od vstupu .....	66

**Seznam zkratk**

BESTH	Beryllium Sample Thermal Testing
CFD	Computational Fluid Dynamics
ČVUT	České vysoké učení technické v Praze
DEMO	Demonstration Power Plant
HIP	Hot Isostatic Pressing
ITER	International Thermonuclear Experimental Reactor
JET	Joint European Torus
KoHLT	Korea Heat Load Test facility
PIV	Particle Image Velocimetry
PLIF	Planar Laser-Induced Fluorescence
ÚJV	Ústav jaderného výzkumu Řež a. s.

## Seznam veličin

Veličina	Význam
$A_1$	podíl plochy, kde dochází k přestupu tepla konvekcí
$A_2$	podíl plochy, kde dochází k ovlivnění přestupu tepla bublinami
$c_p$	měrná tepelná kapacita
$d_b$	střední průměr bubliny
$d_w$	průměr bublin odpoutávajících se od stěny
$f$	frekvence odpoutávání bublin od stěny
$g$	gravitační zrychlení
$h$	součinitel přestupu tepla
$i_{lg}$	skupenské teplo vypařování
$\dot{m}$	hmotnostní tok
$n$	hustota aktivních nukleačních míst
$Nu$	Nusseltovo číslo
$p$	tlak
$Pr$	Prandtlovo číslo
$r$	objemový podíl
$Re$	Reynoldsovo číslo
$T$	teplota
$T_s$	teplota mezifázového rozhraní
$t_w$	doba čekání bubliny
$\Delta T_{sup}$	přehřátí stěny
$\Delta T_{sub}$	podchlazení kapaliny
$q$	tepelný tok
$Q_e$	tepelný tok přecházející do páry
$Q_l$	tepelný tok přecházející do kapaliny
$\alpha$	teplotní vodivost
$\lambda$	tepelná vodivost
$\mu$	dynamická viskozita
$\rho$	hustota
$\sigma$	povrchové napětí

<b>Index</b>	<b>Význam</b>
$l$	kapalina (voda)
$g$	plyn (pára)
$w$	stěna
$\alpha, \beta$	odlišení fáze

## 1. Úvod

Potřeba elektrické energie se s postupujícím časem neustále zvyšuje a vzhledem k omezené dostupnosti fosilních zdrojů energie se hledají dlouhodobě udržitelné alternativy výroby elektřiny. Kromě obnovitelných zdrojů energie, které v posledních letech bývají využívány čím dál častěji, je nutné zapojit kromě klasické jaderné energetiky i nový zdroj a diverzifikovat zdroje energie, tak aby byly do budoucna zajištěny podmínky pro technologický pokrok. Jednou z možností jsou fúzní reaktory. Vývoj fúzních reaktorů probíhá již desítky let, ale zatím není v dohledné budoucnosti připraveno spuštění fúzní elektrárny.

Již od uvedení prvních tokamaků do provozu bylo jasné, že odvod tepelné energie bude hrát velkou roli při jejich budoucím využití. V průběhu let bylo vyvinuto několik perspektivních systémů, v nichž nejčastěji používaná chladiva jsou voda, hélium a eutektická slitina LiPb. Systémy využívající jako chladivo vodu, mohou pracovat za podobných podmínek jako u jaderných reaktorů, tj. při vysokých teplotách a vysokých tlacích, anebo lze využít podchlazeného varu a přejít na chladivo o nižších parametrech. Intenzifikace přestupu tepla využitím varu lze použít i v jiných oblastech (např. v počítačové technice) a proto je tento model odvodu tepla velice perspektivní. Jednou z chladících metod, která může mít v budoucnu široké uplatnění je i hypervapotron, který je schopný odvádět tepelné toky až 30 MW/m<sup>2</sup>.

Do budoucna je v plánech pro výrobu energie několik konceptů, z nichž nejověřenější využívá jako chladivo vodu a jeho uspořádání je podobné jako v jaderných elektrárnách. Voda o podobných parametrech by se ohřívala v primárním okruhu a v sekundárním okruhu by se vytvářela pára, která by poháněla turbínu. V případě vysokých tepelných toků by však k uchlazení tato metoda nemohla kvůli omezenému přestupu tepla být pravděpodobně využita, a tak by i použitých chladících systémů muselo být několik. Dalším směrem, kterým se lze ubírat je chlazení héliem, které však zatím není schopno odvádět tak vysoké tepelné toky, které v budoucnu budou zapotřebí. Chladivo, které je schopné takto vysoké tepelné toky odvést je eutektická slitina LiPb, ale zde nastávají problémy s bezpečností a nároky na materiál. Cesta k dokončení první fúzní elektrárny je tak složitá a je k tomu zapotřebí náročný a nákladný výzkum.



V dnešní době je důležité kromě experimentálních a provozních dat využívat i počítačových simulací pro předpověď některých jevů a tato data prokázat za věrohodná. Oblast dvoufázového proudění v CFD není ani dnes detailně zvládnutá a stále vyžaduje mnoho práce. V případě hypervapotronu již v minulosti proběhla celá řada simulací a výsledná data prokázala potenciál k určitému předvídání provozních charakteristik i když v některých ohledech jsou data stále poměrně hodně nepřesná. V minulosti v rámci diplomové práce proběhla simulace hypervapotronu přímo na ČVUT v programu ANSYS Fluent, avšak data z tohoto softwaru nebyla vyhodnocena jako vhodná a proto i v rámci dostupnosti licencí od společnosti ANSYS pro ČVUT bylo rozhodnuto přejít na další CFD software z jejich balíčku, a to ANSYS CFX. Tento software již byl v minulosti ověřen, a proto bude v rámci této práce navázáno na výpočty provedené právě v tomto programu. Cílem je ověřit v minulosti používaný model a poskytnout data pro návrh experimentálního zařízení pro studii podchlazeného varu v podmínkách hypervapotronu na mnohem větším modelu, než byl v minulosti v ANSYS CFX používán.

Zpracování výsledků a následná analýza chování modelu bude navazovat na úvodní teoretickou část této práce, jejímž hlavním zaměřením je popsat chování hypervapotronu teoreticky, ale i prakticky z provozních a experimentálních dat. Dále bude uvedena část, která se zabývá i samotnými experimenty, jejímž cílem bude zmapovat pole provedených experimentů a vyvodit závěry pro další potenciální experiment.

## 2. Rešerše chladících technik ve fúzních reaktorech a popis hypervapotronu

Chlazení fúzních reaktorů se dá obecně rozdělit do několika kategorií v závislosti na použitém chladivu, lokaci, použitých materiálech a případně i uspořádání. Některé systémy se navíc prolínají a je těžké je od sebe oddělit. Fúzní reaktor se skládá z mnoha částí a na každou jsou kladeny trochu jiné nároky, co se týče materiálů, tepelného toku apod. Z hlediska chladicí techniky jsou nejnamáhanější oblasti první stěna a divertor. Dále existuje velké množství dalších systémů, které je potřeba chladit. Jedním z tepelně namáhanějších je například systém *Neutral Beam Injector*, ve kterém je použit hypervapotron pro odvádění tepelných toků až  $30 \text{ MW/m}^2$  v tokamaku JET. Tento systém slouží k ohřevu plazmatu a jeho výkon může dosahovat okolo 100 MW [1].

### 2.1 Chlazení ve fúzních reaktorech

Chlazení první stěny má oproti ostatním chladicím systémům jedno specifikum. Pro dlouhodobě udržitelnou fúzní reakci bude muset být na rozdíl od dnešních tokamaků přítomen plodící materiál pro produkci tritia. Celý systém chlazení se tak ještě více komplikuje. V souvislosti s budoucím použitím bylo navrženo několik systémů blanketu. Samozřejmě nelze plně odloučit funkci chladiva a plodícího materiálu, protože plodící materiál také absorbuje tepelnou energii a stále je nutné jej chladit. Teplo obsažené v chladivu by následně bylo převedeno přes parogenerátor nebo tepelný výměník do média, které by pohánělo turbínu. Tyto chladicí systémy se dělí do několika skupin podle typu chladiva a plodícího materiálu. Některé tyto systémy již byly v praxi otestovány v tokamaku ITER. Pro rozdělení je nejvhodnější použít následující zkratky, které pak v kombinaci tvoří názvy příslušných systémů.

#### Typy chladiva

HC (*Helium Cooled*) - chlazení héliem

WC (*Water Cooled*) - chlazení vodou

LC (*LiPb Cooled*) - chlazení eutektickou slitinou LiPb

DC (*Double Cooled - LiPb+He*) - dvojitý chlazení, eutektickou slitinou LiPb a zároveň héliem

### Typy plodícího materiálu

PB (*Pebble Beds*) - plodící materiál ve formě keramických kuliček  $\text{Li}_4\text{SiO}_4$  v kazetách

CB (*Ceramic Breeder*) - plodící materiál ve formě  $\text{Li}_2\text{TiO}_3$

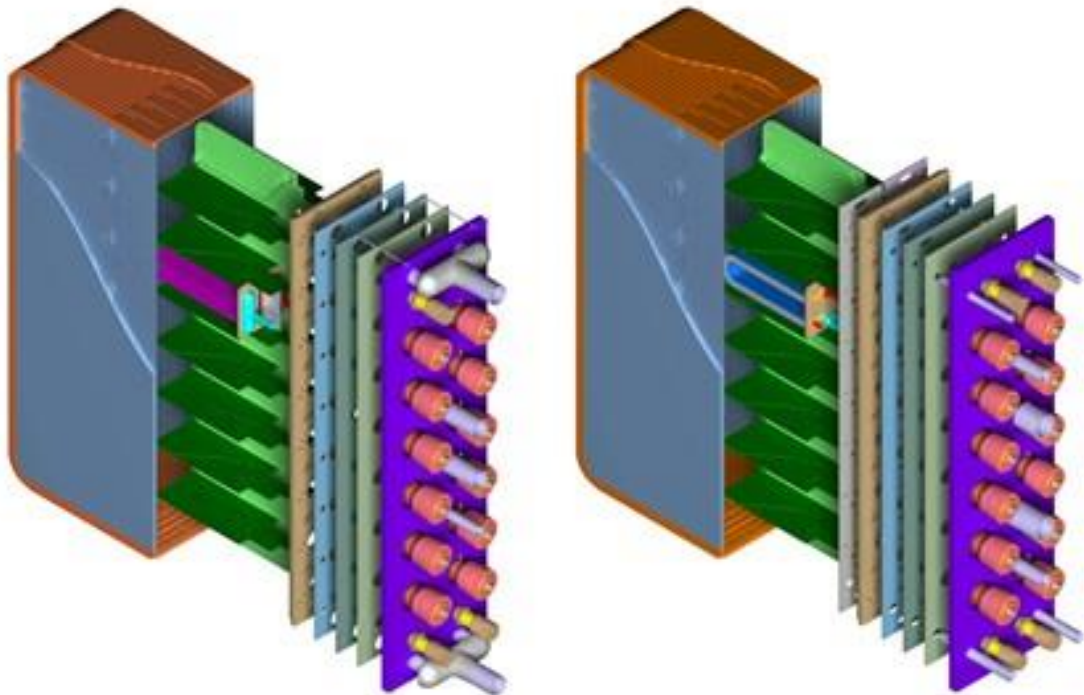
LL (*Lithium Lead*) - plodící materiál ve formě eutektické slitiny LiPb

MS (*Molten Salt*) - plodící materiál ve formě tavených solí (FLiBe, FLiNaBe)

Těchto systémů vzniká celá řada, ale pro použití jich nejvhodnějších bude jen několik. V rámci evropského výzkumu jsou čtyři nečastěji skloňované systémy tyto následující. Všechny používají v návrhu jako hlavní konstrukční materiál EUROFER. Nejčastěji se jedná o chlazení héliem, které může dosahovat vysokých teplot a není omezené teplotou sytosti jako voda. [2]

#### *HCLL (Helium Cooled Lithium Lead)*

Tento typ byl otestován v tokamaku ITER. Jako chladivo je použito hélium a jako plodící materiál LiPb. Hélium o parametrech  $p=8$  MPa a  $T_{\text{OUT}}=500$  °C chladí první stěnu. LiPb proudí v plodící zóně velmi pomalu, kvůli snížení úniku tritia na minimum. V plodící zóně jsou vloženy chladicí moduly, kterými proudí hélium, tak aby se zabránilo většímu ohřátí plodícího materiálu. [3] Model je uveden na obrázku č. 1.



Obrázek č. 1 - HCLL a HCPB [4]

*HCPB (Helium Cooled Pebble Bed)*

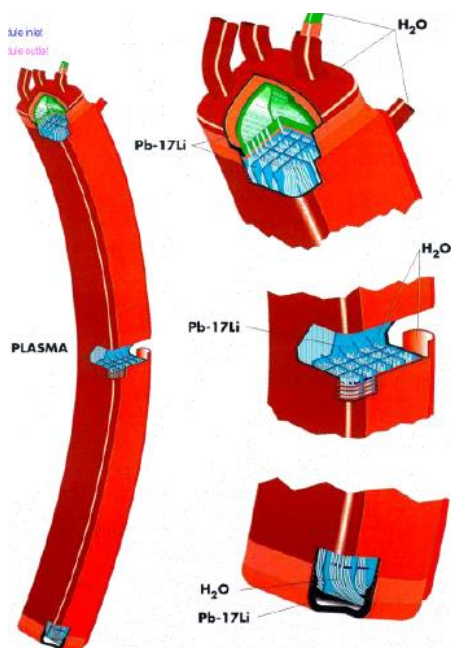
Chladivem je v tomto případě hélium, které kromě chlazení obstarává i funkci nositele tritia. Model je uveden na obrázku č. 1. Jelikož oba zmíněné systémy byly otestovány v tokamaku ITER, mají velmi podobné dispozice s tím rozdílem, že zde místo modulu, ve kterém normálně proudí hélium pro chlazení plodící zóny, jsou umístěny kuličky  $\text{Li}_4\text{SiO}_4$ , kolem nichž proudí hélium.

*WCLL (Water Cooled Lithium Lead)*

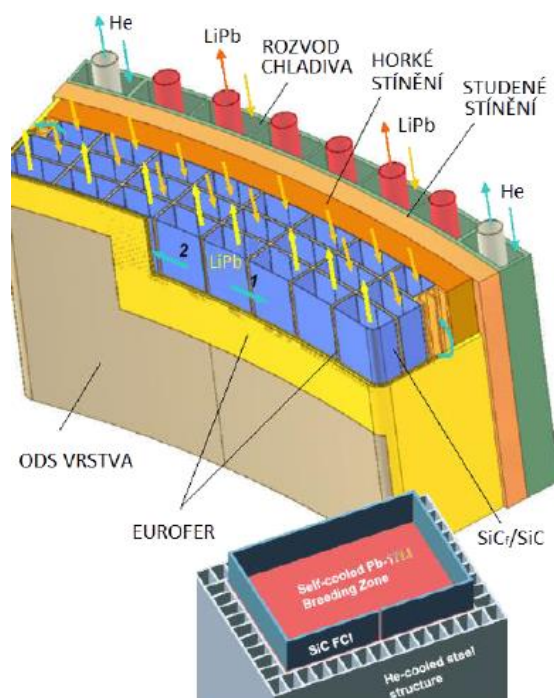
Tento typ chlazení využívá podmínek z tlakovodních reaktorů. Z bezpečnostních hledisek jsou mezi vodou a LiPb dvojité stěny, tak aby se zamezilo v případě prasknutí trubek přímému kontaktu těchto dvou materiálů. Na obrázku č. 3 je uveden model jednoho z možných typů tohoto systému, který by se mohl v budoucnu používat. Parametry vody jsou  $p=15,5 \text{ MPa}$  a  $T_{\text{IN/OUT}}=285/325 \text{ }^\circ\text{C}$ .

*DCLL (Double Cooled Lithium Lead)*

V tomto případě jako chladivo slouží hélium i LiPb. Model tohoto systému je znázorněn na obrázku č. 2. Díky chlazení LiPb je tento systém schopen dosahovat vysoké účinnosti. Maximální teplota LiPb dosahuje až  $700 \text{ }^\circ\text{C}$ , u hélia je to až  $500 \text{ }^\circ\text{C}$ . Cca 40% výkonu je odváděno héliem a 60% LiPb.



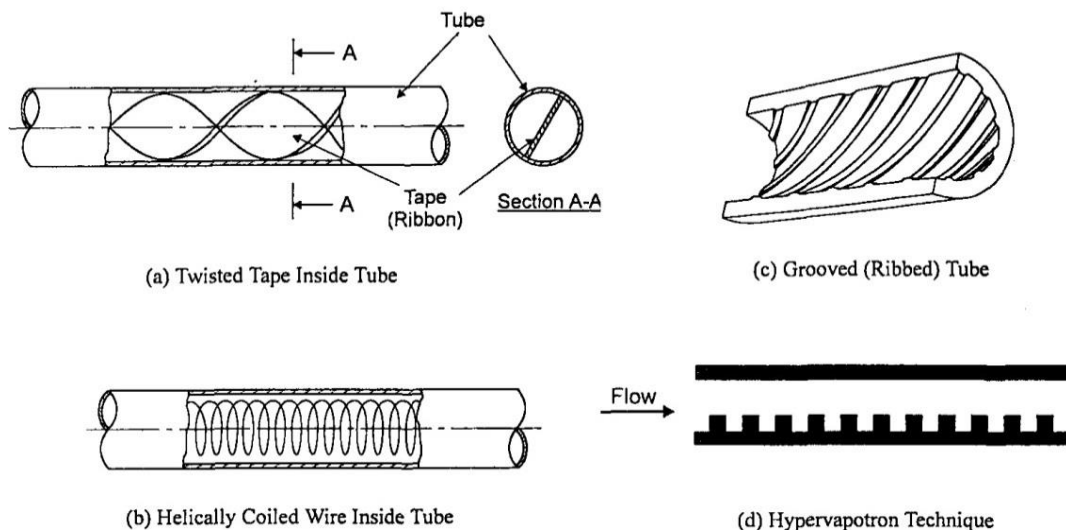
Obrázek č. 3 - DCLL [2]



Obrázek č. 2 - WCLL [2]

Divertor je součást tokamaku, na kterou jsou z hlediska tepelného toku kladeny nejvyšší nároky. Tato část slouží k odvádění nečistot a tím pomáhá udržovat plazma čisté. Magnetické pole v této oblasti směřuje nečistoty, které se uvolňují ze stěn nebo pronikají skrz stěny do vakuové komory na sběrnou desku, kde se zachytí a dále se odvádějí pryč. Chlazení divertoru je tudíž mnohem složitější než u první stěny. V návrzích se nejčastěji používá jako chladivo voda, ale pro budoucí dlouhodobý provoz je počítáno i s héliem. [5]

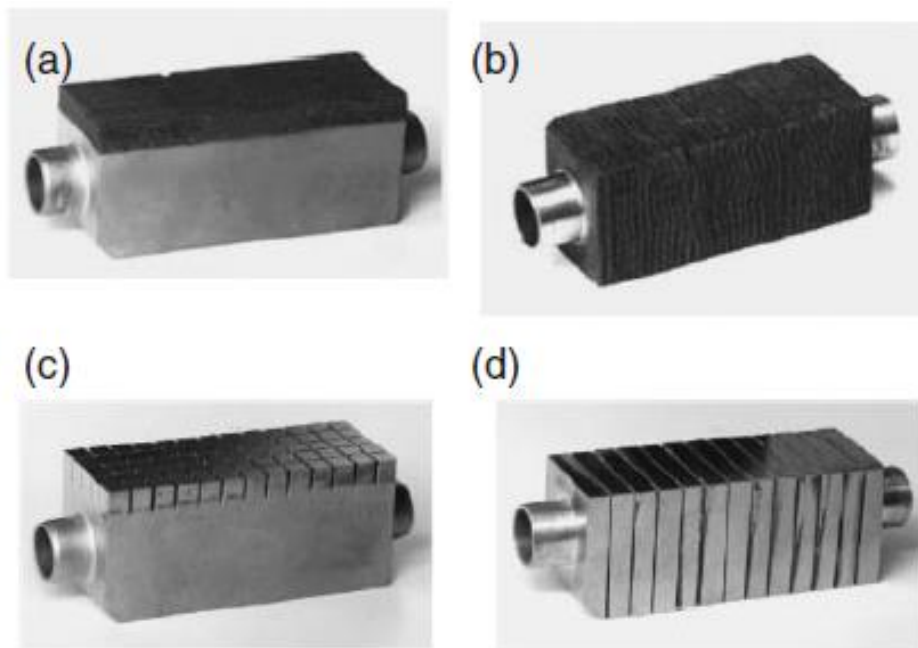
V souvislosti s odvedením vysokých tepelných toků se často hovoří o využití varu vody. Jednoduchý princip spočívá ve vytvoření překážek v proudu vody, které lokálně zpomalí rychlost proudění a vlivem vysokého tepelného toku dojde k vypařování vody a její následné kondenzaci, což má velký dopad na přestup tepla. Existuje mnoho geometrií a způsobů jak tohoto jevu dosáhnout. Může se jednat o trubku s vnitřními žebry ve tvaru spirály, s vnitřním závitem, s vnitřní spirálovou páskou, s cívkou v kanálu nebo o žebra v kanálu, která mohou být orientována různými směry. Různé příklady jsou uvedeny na obrázku č. 4. Nevýhodou těchto systémů je zvýšení tlakových ztrát a tím i větší nároky na čerpací techniku. Součástí těchto systémů je i hypervapotron, který bude popsán v následující podkapitole.



**Obrázek č. 4 - příklady systému pro odvod vysokého tepelného toku [6]**

Nedílnou součástí vývoje nových chladicích systémů je i materiálový výzkum. Všechny použité materiály [7] musí v tomto případě mít dobrou radiální odolnost, tepelnou vodivost a ideálně i vysokou teplotu tání a pevnost. Jelikož je tyto podmínky těžké splnit u jednoho materiálu, většinou se součást dělí na několik částí s rozdílnou funkcí. Ve styku s plazmatem většinou bývá materiál, který má vysokou teplotu tání

a musí být odolný vůči erozi, tak aby nedošlo ke znečištění plazmatu. Nejpoužívanější materiály jsou v tomto případě wolfram, CFC (Carbon Fibre Composites) a beryllium. Pro odvod tepla je pak v další vrstvě umístěna nejčastěji slitina mědi a pro své výborné vlastnosti z hlediska pevnosti, tepelné vodivosti a radiační odolnosti je nejvíce používána slitina CuCrZr. Jako konstrukční materiály se pak používají nerezavějící oceli, které mohou být při vyšších nárocích disperzně zpevněny. Do vlastní skupiny se pak dají zařadit kompozity, u kterých může docházet umístování tenkých vrstev různých materiálů (lamináty) nebo použití vláken wolframu do měděného základu. [2] Cílem v těchto případech bývá zajistit požadované mechanické a tepelně-vodivostní charakteristiky. Na obrázku č. 5 je zobrazeno několik typů možných kombinací materiálů. Na případech (a) a (c) je použit materiál čelící plazmě v kombinaci s materiálem, který dále odvádí teplo k trubce, ve které proudí chladivo. V případech (b) a (d) je použit tzv. monoblok (CFC respektive wolfram) z jednoho materiálu a v něm je umístěna samotná trubka s chladivem.



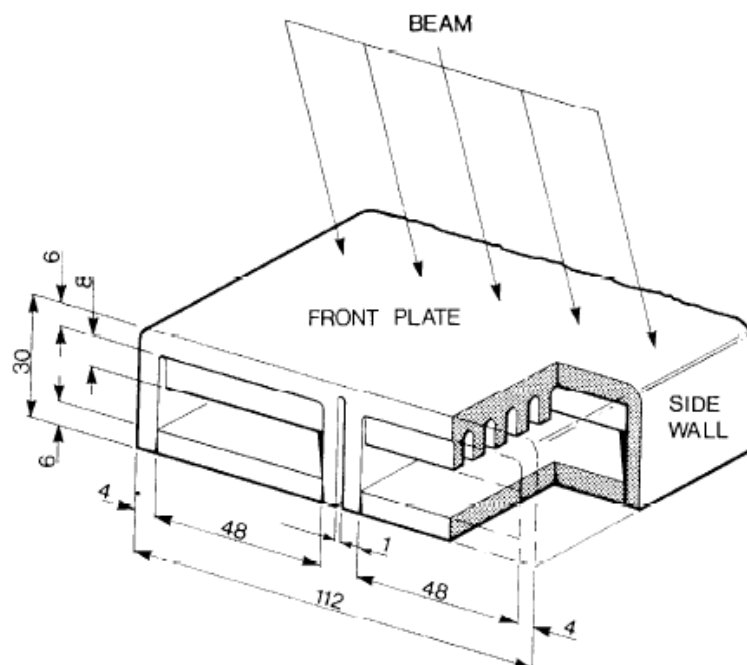
**Obrázek č. 5 - testovací chladičové soubory v různých materiálových kombinacích [8]**

## 2.2 Hypervapotron

Od uvedení fúzních reaktorů již uběhla celá řada let a až doposud jsou nároky na systémy odvodu tepla v nich jedny z největších. V oblastech divertoru dosahuje tepelný tok hodnot až  $20 \text{ MW/m}^2$  a potřeba odvádět takto velký výkon se časem může ještě zvyšovat. Jedním z možných kandidátů na široké využití do budoucna je i

hypervapotron. Jedná se o chladicí zařízení ve tvaru kanálu, které je zevnitř opatřeno žebry o rozměrech v řádu milimetrů. V kanálu v prostorech mezi žebry dochází k vypařování vstupující vody a následné kondenzaci vzniklé páry. Toto zařízení využívá podchlazeného varu, kdy střední teplota chladiva v kanálu je hluboko pod teplotou sytosti. Přestup tepla je velmi závislý na parametrech proudění, pracovní látky, teplotě podchlazení a geometrii kanálu. Použití je vhodné zejména v oblastech vysokých tepelných toků. V současné době se maximální odvedený tepelný tok pohybuje až k hodnotě  $30 \text{ MW/m}^2$ .

Vzhledem k velkým rychlostem uvnitř kanálu a přítomnosti žebér, která jsou umístěna kolmo na směr proudění chladiva, dochází vlivem velkých turbulencí k snazšímu odpoutávání bublin od povrchu, a tím i ke zlepšení odvodu tepla. Jelikož jsou vysoké požadavky na odvod tepla, musí být hypervapotron vyroben z materiálu s vysokou tepelnou vodivostí. Jako jediná použitelná varianta pro fúzní reaktory se jeví materiál CuCrZr, který kromě vysoké tepelné vodivosti vyniká i dobrou radiační odolností a vysokou pevností. Schéma hypervapotronu, který je používán v rámci tokamaku JET je na obrázku č. 6.

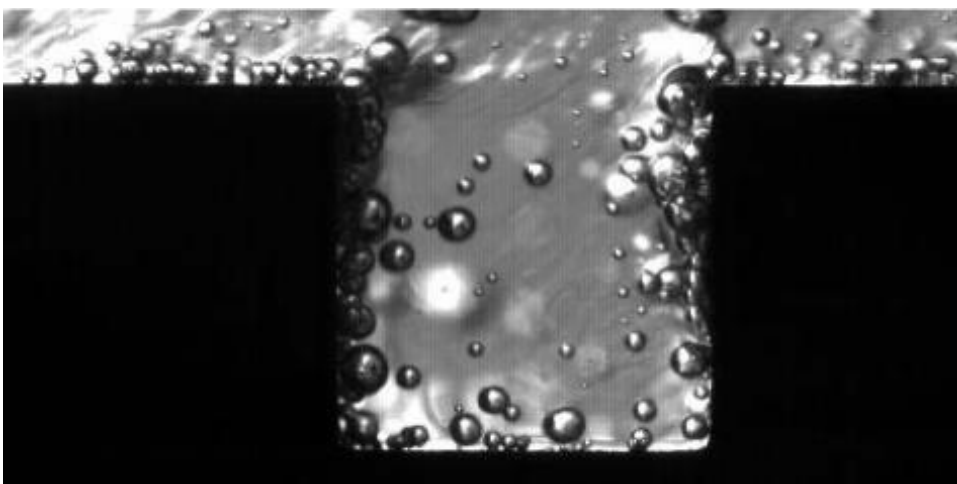


Obrázek č. 6 - schéma hypervapotronu [1]

Tento typ se s pozměněnými rozměry používá v tokamaku JET dodnes. Jedná se o dvoukanálové uspořádání, kde tepelný tok dopadá na horní plochu zařízení. Poté se teplo vedením šíří materiálem až na vnitřní plochy, které jsou omývány chladivem. Mezi oběma kanály je mezera, která snižuje maximální teplotu materiálu. Mezery (obtoky chladiva) umístěné po stranách jednotlivých kanálů plní stejnou funkci. K varu chladiva dochází na stěnách žebér. Pro popis vypařování je vhodný obrázek č. 7 a obrázek č. 8., na nichž proudí chladivo zleva doprava. V oblastech kde je dostatečně vysoká teplota stěny, dochází k tvorbě malých bublin, které se postupně shlukují do větších. Ty jsou postupně unášeny proudem chladiva a vlivem podchlazení chladiva kondenzují.



**Obrázek č. 7 - vizualizace vypařování a proudění uvnitř hypervapotronu [9]**



**Obrázek č. 8 - detail na štěrbinu mezi jednotlivými žebry [10]**

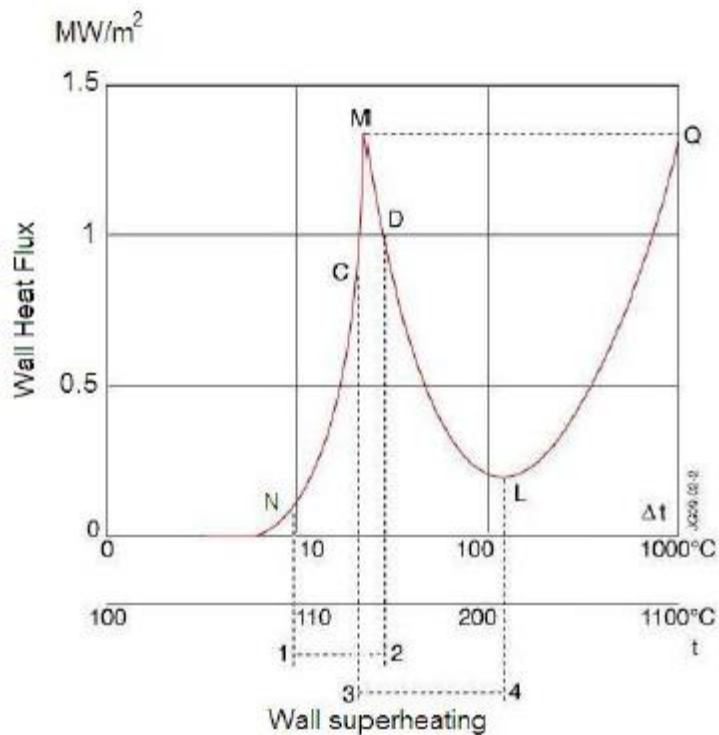


Klasický mechanismus funkce hypervapotronu (také nazývan hypervapotron efekt), který je popsán například v [11] se skládá ze dvou fází. První fází je vypařování vody, dokud pára nezaplní celý prostor mezi žebry a druhou fází je kondenzace vodní páry a následné zaplavení prostoru mezi žebry vodou. Tento jev se periodicky opakuje s určitou frekvencí. K tomuto jevu však dle provedených experimentů dochází při velice nízkých rychlostech proudění. Při vyšších rychlostech už se naopak uplatňuje vysoce turbulentní proudění, které ovlivňuje i přestup tepla. Dochází k snazšímu odpoutávání bublin, případně narušování filmu páry a hodnoty kritického tepelného toku jsou tím pádem mnohem vyšší než za použití klasických metod odvodu tepla. Při vyšších rychlostech proudění lze rozlišit tři režimy přestupu tepla [1]. Prvním je konvektivní přestup, než se dostatečně ohřeje voda mezi žebry. Při tomto režimu nedochází k varu a teplota chladiva jako funkce tepelného toku není závislá na tlaku. Při druhém režimu dochází k nástupu bublinkového varu a teplota již začíná být funkcí tlaku chladiva. Tento režim se nazývá *soft-boiling*. Při třetím *noisy-boiling* režimu teplota opět není závislá na tlaku a dochází k hlučnému vření vody. To se projevuje například pulsy na tlakových snímačích. Procento tepelného toku, které jde na generaci páry, může dosahovat dle provedených experimentů až několik desítek procent. [9]

### **Historie a využití hypervapotronu ve fúzních reaktorech**

Předchůdcem hypervapotronu je technologie vapotron, která byla vyvinuta v roce 1950 Charlesem Beurtheretem a francouzskou společností Thomson CSF. Při tomto jevu dochází k stabilizaci varu na neizotermické stěně. Studený konec operuje při jiné teplotě než horký a pomocí rozdílu teplot se dá celý proces řídit. Dalšími vylepšeními vznikl super-vapotron. Mezi vapotronem a super-vapotronem jsou však malé rozdíly. K rozdělení systémů je vhodné využít závislost na obrázku č. 9. Vapotron pracuje se studeným koncem žebra na teplotě, kdy ještě nedochází k varu a horkým koncem pod Leidenfrostovou teplotou. Super-vapotron naopak pracuje se studeným koncem žebra na teplotě vyšší než je teplota sytosti, ale nižší než je teplota krize varu prvního druhu a horký konec žebra má teplotu dosahující až k Leidenfrostově teplotě. Na níže uvedeném grafu je provozní oblast vapotronu mezi body 1-2 a super-vapotronu a hypervapotronu mezi body 3-4. Vapotron byl schopen odvést až  $1,5 \text{ MW/m}^2$ , kdežto super-vapotron tepelné toky s horní hranicí v rozmezí  $3-5 \text{ MW/m}^2$ . I když směr proudění u super-vapotronu nebyl nějak definován, předpokládá se, že měl být

orientován paralelně s žebry. U hypervapotronu už je směr proudění definován a je kolmý na žebra. [12]



**Obrázek č. 9 - závislost odvedeného tepelného toku na přehřátí stěny [12]**

První využití hypervapotronu v oblasti fúzních reaktorů bylo provedeno na tokamaku JET v 80. letech 20. století. Jeho následný vývoj je neodlučitelně spjat právě s tímto tokamakem. S návrhem reaktoru ITER je samozřejmě plánováno i využití hypervapotronu pro odvod tepla i v něm a v současné době probíhají návrhové a konstrukční práce. Současně s tím probíhají i kvalifikace různých systémů, během nichž jsou ověřovány a testovány i charakteristiky hypervapotronu.

Společnost Thomson CSF v roce 1980 provedla studii možnosti použití hypervapotronu právě na tokamaku JET. Původní návrh z trubky kruhového průřezu však musel být přepracován na obdélníkový průřez z dispozičních hledisek zařízení JET. V roce 1987 byly publikovány výsledky testů hypervapotronu typu Mk1 [13] bez obtoků chladiva po stranách kanálu provedené Tiveyem a kol. pro podsystémy *Full Energy Ion Dumps* a *Test Bed Beam Dump*. Tato mezera byla přidána v roce 1989 a otestována Altmannem a kol. [14]. Výsledky testů prokázaly snížení maximální teploty o 100 °C a přesunutí nejteplejšího místa nad jednotlivé kanály. Následně bylo provedeno mnoho experimentů, avšak geometrie se měnila velmi málo.

### **3. Analýza provedených experimentů využívajících podchlazený var**

I když je problematika hypervapotronů velice obsáhlá a bylo provedeno množství výpočtů, experimentálních pokusů nebylo provedeno tolik, kolik by bylo potřeba. K následné validaci výpočetních dat jsou samozřejmě experimentální data naprosto nezbytná. Smyslem této kapitoly bude udělat souhrn všech dostupných provedených experimentů a vyvodit závěry pro návrh podmínek pro případný experiment, který by se v budoucnu mimo rámec této práce mohl uskutečnit. Některé experimenty budou popsány podrobněji. Provedené experimenty se dají rozdělit do několika skupin podle měření, která si při nich prováděla. Nejrozsáhlejší skupinou jsou experimenty zaměřené na tepelné charakteristiky. Většinou se jedná o stanovení kritických tepelných toků nebo průběhu teplot a případně lze ještě do této kategorie řadit materiálové testy, kdy po tepelném zatížení následuje rozbor materiálu a jeho následné vyhodnocení. Další poměrně rozšířená skupina jsou experimenty vizuální, při kterých dochází k optickému zaznamenávání určitého jevu a následného vyhodnocení. Pak ještě existují experimenty, které nelze k žádné výše uvedené skupině přiřadit, ty ale nejsou předmětem zkoumání této práce, jedná se například o akustické experimenty apod. Dále bude v této kapitole popsána experimentální smyčka a systémy které jsou její součástí.

#### **3.1 Provedené experimenty**

Jelikož v dalších částech této práce budou uvedena a využita některá data z experimentů, zejména pak v části věnující se popisu funkčních charakteristik hypervapotronu a validaci modelu, budou vybrané experimenty popsány podrobněji.

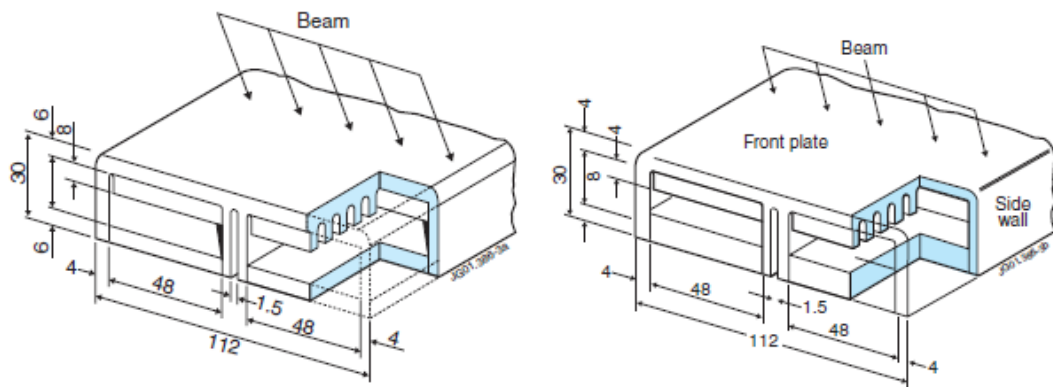
##### **3.1.1 Experiment č. 1**

Jedny z prvních testů hypervapotronu, které jsou dostupné, byly provedeny v laboratořích SIET v Piacenze v Itálii. Cílem práce bylo popsat fyzikální chování hypervapotronu v závislosti na geometrii a termohydraulických vlastností chladiva. Bylo postaveno experimentální měřicí zařízení, které mělo následující maximální parametry: tlak 7MPa, teplota 300°C, hmotnostní tok 11 kg/s, elektrický proud 50 kA, napětí 160 V. Pro chlazení byla použita demineralizovaná a odplyněná voda. Pro pozorování byla použita trubka Pyrex, která byla průhledná a taktéž místo dnes používaných plochých geometrií byly žebra vytvořeny na trubce. Proud chladiva proudil v mezitrubkovém prostoru. Voda byla poháněna odstředivým čerpadlem a

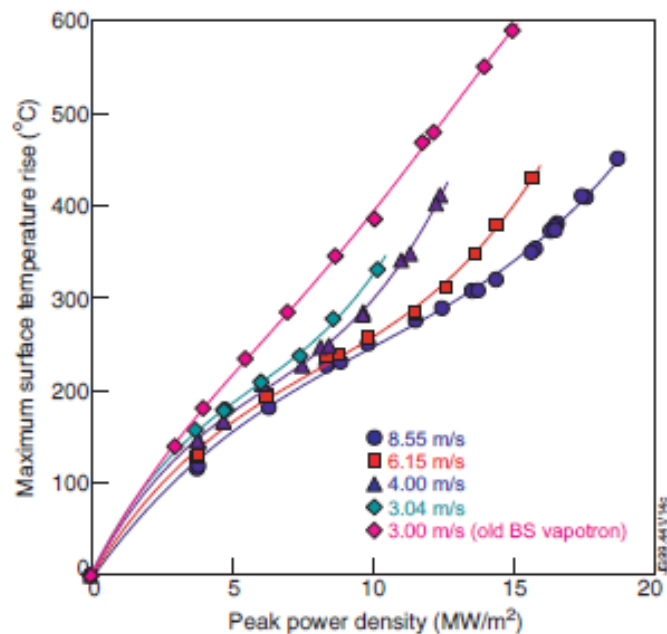
průtok byl řízen ventilem. Délka zahřívání sekce hypervapotronu byla 150 mm. Žebrovaná trubka hypervapotronu byla vyrobena z materiálu Glidcop (slitina mědi) anebo z molybdenu. Pro měření teploty bylo zařízení osazeno čtyřmi termočlánky typu K o průměru 0,5 mm. Experiment byl prováděn za různých podmínek a jeho výsledkem je závislost tepelného toku na podchlazení chladiva oproti stěně při změně různých parametrů, jako je např. tlak, změna geometrie, rychlost, vstupní teplota atd. Dále byly pořízeny snímky vysokorychlostní kamerou, která znázorňuje průběh hypervapotron efektu. Samotné měření probíhalo metodou postupného zvyšování výkonu až do zjištění kritického tepelného toku. Termohydraulické parametry chladiva byly následující: tlak (0,5; 0,75; 0,9 MPa), vstupní teplota 60-130 °C, podchlazení na vstupu 45 -115 °C a rychlost proudění (3; 4,5; 6; 7,5 a 9 m/s). Maximální kritický tepelný tok dosáhl hodnoty 29,4 MW/m<sup>2</sup> při tlaku 0,9 MPa, rychlosti proudění 9 m/s a vstupní teploty chladiva 60 °C. Hypervapotron efekt byl pozorován pouze při nízkých rychlostech a podchlazeních. Frekvence varu a kondenzace se pohybovala v rozmezí 10 - 40 Hz. [11]

### 3.1.2 Experiment č. 2

V rámci vývoje nového typu hypervapotronu pro vylepšení *Neutral Beam Injection System* na tokamaku JET došlo i k testování hypervapotronu. Kvůli snaze dosáhnout lepšího odvodu tepla byly provedeny některé geometrické změny. Došlo ke snížení tloušťky čelní stěny z 6 na 4 mm, tak aby nebyla překročena teplota 450 °C (aby nedošlo k precipitaci chrómu a zhoršení vlastností materiálu). Byla snížena výška kanálu z 10 na 8 mm. Tím došlo ke zvýšení rychlosti proudícího média bez větších tlakových ztrát v zařízení. Dále byla snížena výška žeber z 8 na 4 mm, což zajistilo lepší proudění a lepší odvod tepla. Pro ověření těchto vylepšení byl otestován model v plném měřítku na zařízení JET *Neutral Beam Test Bed*. Rozměry původního modelu a nově zkušebního jsou na obrázku č. 10. Výsledná data z experimentu jsou uvedena na obrázku č. 11. Zde je patrné snížení teploty vlivem nové geometrie. Dále jsou uvedeny hodnoty i pro vyšší rychlosti proudění, a lze tak pozorovat výrazný vliv rychlosti chladiva na teplotu materiálu především za vysokých tepelných toků. [15]



Obrázek č. 10 - modely hypervapotronu používané v tokamaku JET [15]

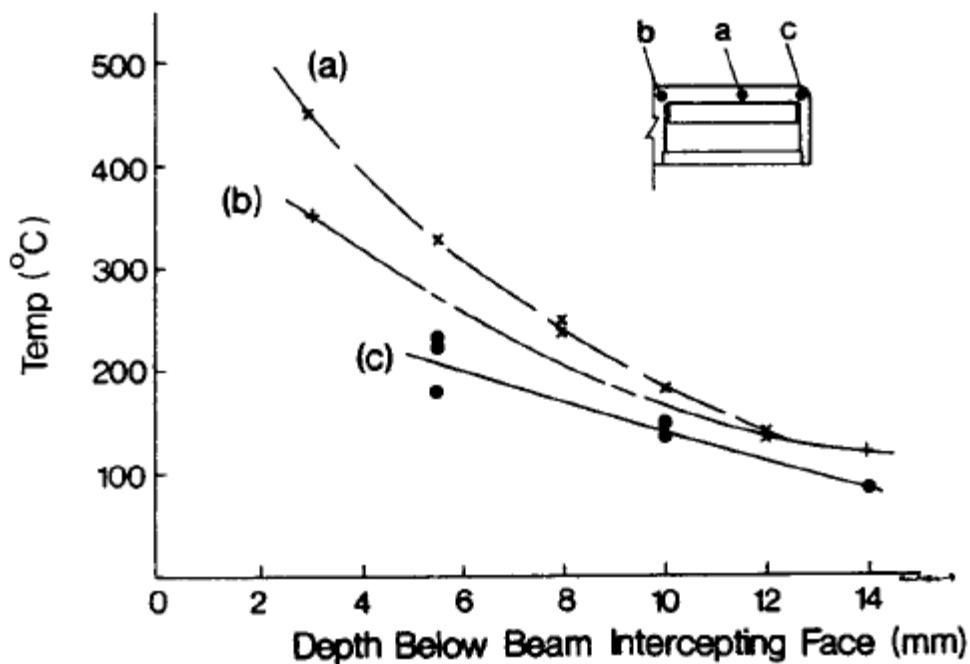


Obrázek č. 11 - výsledky provedeného experimentu [15]

### 3.1.3 Experiment č. 3

Další zajímavý experiment, který se týká hypervapotronu byl prováděn na *Neutral Injection Test Bed* v tokamaku JET pro posouzení operačních limitů. Testován byl hypervapotron a další vyvinutý způsob odvodu tepla *Multitube element*. Výsledky testů zobrazují závislosti tepelného toku na průtoku chladiva, tlaku a celkovém přijatém výkonu. Oba návrhy jsou podle výsledků vhodné pro použití ve 140kV deuterovém a 160kV tritiovém NBI. Limitující teplota, kvůli použitému materiálu CuCrZr je 450 °C, která je měřena 3 mm pod čelní stěnou a následně přepočítávána na maximální teplotu materiálu v součásti. Celý experiment spočíval

v umístění těchto zařízení do zdroje záření. Celkový tepelný tok se mohl měnit v závislosti na úhlu dopadu. Chladivo bylo dodáváno paralelními okruhy a jeho výstupní sekce byly odděleny. Pro snímání teplot (teploty materiálu i chladiva) bylo použito více jak 100 termočlánků. Dále bylo prováděno měření odchylek a tlakových ztrát. I díky velkému množství termočlánků se podařilo sestavit průběh teploty v závislosti na vzdálenosti pod stěnou, kam dopadá tepelný tok. Nejvyšších teplot je dosahováno v oblastech nad kanálem s tím, že mezi jednotlivými kanály je teplota o něco nižší. [14]



Obrázek č. 12 - průběh teplot po výšce pro průtok  $14,4 \text{ m}^3/\text{h}$  a výkon  $0,9 \text{ MW}$  [14]

### 3.2 Popis jednotlivých částí experimentální smyčky

V této podkapitole bude uvedeno shrnutí jednotlivých částí experimentálních zařízení. Celá experimentální smyčka se většinou dělí do tří skupin podle funkce, kterou daná část zastává. Jsou to systémy řízení průtoku, ohřevu a sběru dat. Jednotlivé systémy se samozřejmě liší dle prováděného experimentu a mohou se vzájemně prolínat i ovlivňovat.

#### 3.2.1 Systém řízení průtoku

Cílem tohoto systému je dosažení požadovaných vlastností chladiva, z nichž nejdůležitější jsou tlak, teplota a průtok. Chladivo je poháněno pomocí čerpadel různých typů (odstředivé, zubové apod.). Průtok může být řízen například ventilem, který může být ovládán pomocí dat z průtokoměru. Pro ovládání teploty vstupníhoho

chladiwa může být použit samotný systém ohřevu, případně pro lepší kontrolu může být k tomuto systému přidán ještě externí predehřivací systém, který bude oba proudy smíchávat, či pomocí výměníku dosahovat potřebné teploty na vstupu. Pro řízení tlaku ve smyčce se používá kompenzátor objemu, nebo samotné čerpadlo. Rychlost chladiwa se ovládá pomocí dat z průtokoměru a známé geometrie. Další prvek, který je na smyčce umístěn, je napájecí nádrž. Ta poskytuje dostatečnou zásobu chladiwa. K udržování teploty musí být na smyčce umístěny i chladicí systémy. Většinou je pak uspořádání víceokruhové.

### 3.2.2 Systém ohřevu

Složení tohoto systému se mění dle použitého způsobu, jakým je zajištěn potřebný tepelný tok. Největších tepelných toků dosahují elektronová děla (v řádu stovek kW). Další používaný způsob je přímá přeměna elektrické energie na tepelnou, která ovšem nedosahuje takových parametrů. Varianty se i v tomto případě liší, co se týče použitého materiálu. Použit může být grafit, kde je teplo přenášeno radiací (např. BESTH, KoHLT). I přes velký příkon (až 80kW) je však dosahováno relativně malých tepelných toků v řádu jednotek  $MW/m^2$ . Přímá přeměna může být dosažena i v odporovém elementu. Použité zařízení v laboratořích SIET mělo parametry ( $U=160V$ ,  $I=50kA$ ) a dosahovalo tepelných toků až  $30 MW/m^2$  [11]. Při testování chladiwa R-134a byly použity topné patrony o celkovém výkonu 5,25kW, dosahovaný tepelný tok činil přibližně  $1 MW/m^2$  [16]. Je tedy možné použít jakékoli odporové prvky s dostatečným výkonem. V tomto případě je hlavním omezením maximální teplota odporového materiálu a fakt, že většinou se jedná o nestandardizované prvky.

### 3.2.3 Systém sběru dat

Smyslem tohoto systému je získávání a zpracovávání informací potřebných k řízení smyčky a měření potřebných výstupních veličin. Dále se dělí do subsystémů podle měření, která jsou na zařízení prováděna. Měření teploty je nejčastěji prováděno termočlánky typu K, které jsou vzhledem k možnému rozsahu teplot a provozní spolehlivosti vhodné. Teplota se mimo jiné dá měřit také pomocí infračervené kamery. Měřené hodnoty jsou teplota chladiwa a teplota materiálu hypervapotronu v různých částech. Pomocí výpočtů se pak stanovuje podchlazení chladiwa. Další měřenou veličinou je tlak, případně tlaková diference pro měření tlakových ztrát a případně i průtoku (rychlosti) chladiwa. Samostatnou kapitolu pak tvoří vizuální měření, pomocí kterého se určují charakteristiky proudění.

### 3.2.4 Vizualizace

Vizuální experimenty jsou nutné pro bližší pochopení jevů uvnitř hypervapotronu. Jako zaznamenávací zařízení pro všechny druhy vizuálních experimentů většinou slouží vysokorychlostní kamera. Rozdíl mezi jednotlivými metodami je pouze ve způsobu, jakým se dosahuje znázornění určitého jevu. Metody se používají především dvě a to *Particle Image Velocimetry* (PIV) a *Planar Laser-Induced Fluorescence* (PLIF). Další možností je snímání bez přídavných metod pouze na vysokorychlostní kameru. Nutností v případě těchto měření je umístění zařízení do průhledného materiálu (trubka pyrex apod.) nebo v jedné části zařízení umístit průzor (např. quartz sklo).

#### PIV, PLIF

Obě tyto metody se používají pro znázornění proudění a spočívají v ozařování rozpuštěných částic v chladivu laserem. Částice musí být voleny tak, aby výrazně neovlivnily svojí přítomností proudění nebo fyzikální vlastnosti chladiva. Většinou se používají částice o průměru 1  $\mu\text{m}$  a jejich objemový podíl vůči proudící kapalině je 0,0025%. Volí se částice oxidu hlinitého nebo oxidu křemičitého. K osvětlení se používají laserové pulsy, které trvají 6-10 ns, tak aby výsledný obraz nebyl rozmazaný. Doba mezi jednotlivými pulsy se volí v rozmezí 5-40 ms v závislosti na rychlosti proudění. Pro zvýšení kvality obrazu je možné ještě do sestavy zabudovat filtry pro odstranění vlnových délek. Pomocí čočky se světlo rozptýlí do roviny tlusté přibližně 1 mm. Výsledný jev se zaznamenává na vysokorychlostní kameru a pomocí softwaru se vyhodnocují rychlosti proudění, víry apod. V případě metody PLIF je možno měřit i koncentrace, teplotu a tlak. Zaznamenávací zařízení u obou z těchto metod musí být umístěno kolmo k osvětlené rovině (jsou tedy nutné dva průzory). [17][18]

### 3.3 Parametry experimentálního zařízení pro studii podchlazeného varu

Hypervapotron efekt je vázán na nízké rychlosti proudění a nízké hodnoty podchlazení chladiva (vyplnění celé dutiny parní složkou a její následné zkondenzování, naměřená frekvence tohoto jevu se pohybuje v rozmezí 10-40 Hz). Při vyšších rychlostech a tepelných tocích již dominuje turbulentní proudění a jemu odpovídající přestup tepla. Vzhledem k provedeným experimentům lze konstatovat, že podchlazený var se dá pozorovat téměř za libovolných podmínek (atmosférický tlak, relativně nízké výkony okolo  $1\text{MW/m}^2$ , vstupní teploty chladiva na úrovni okolní teploty, podchlazení



okolo 60 °C). Otázkou pak je, jakou funkci má zařízení plnit a definovat systém, který bude chladit. Pro fúzní reaktory připadá z hlediska vysokého výkonu v úvahu pouze provoz na vyšších parametrech. Jednou z možností je využití pro energetické účely a tedy nejen pro chlazení, ale i pro následnou výrobu páry. Teploty by musely být blízké teplotě sytosti a i tlak by v takovémto případě musel být vysoký. Záleželo by pak i na schopnosti kondenzace páry případně vytvoření zón na výstupu, kde by docházelo vlivem proudění ke zlepšení kondenzace. Je také možné zařízení použít pro ověřování charakteristik proudění a přenosu tepla a případně jej použít k optimalizaci odvodu tepla porovnáváním různých geometrií a podmínek.

Jako materiál hypervapotronu se volí nejčastěji slitina CuCrZr, což je tepelně vytvrzená slitina mědi s vysokou tvrdostí a pevností. Teplota tání tohoto materiálu je 1080 °C, mez pevnosti 540 MPa. Tepelná vodivost se pohybuje okolo 320 W/mK. [19] V rámci experimentu není nutné používat přímo tuto slitinu. Použitý materiál by však měl mít však co nejpodobnější tepelně-vodivostní charakteristiky. V různých experimentech byla použita měď s příměsí oxidu hlinitého. Případně by pro nižší parametry experimentálního zařízení bylo možné použít čistou měď, která však dosahuje ještě vyšších tepelných vodivostí a pokud by výkon zařízení nebyl dostatečný, nemuselo by docházet k varu.

Hypervapotron je zařízení s obrovským potenciálem do budoucnosti. Během jeho provozu v zařízení JET byla prokázána velmi dobrá provozní spolehlivost i při náročných podmínkách. Jeho další vývoj se ubírá směrem k využití na reaktoru ITER. Pro úplné objasnění jevů uvnitř však budou muset být provedeny experimenty, které umožní pochopit a případně předvídat funkci hypervapotronu v závislosti na měnících se podmínkách. Z již provedených experimentů a jejich analýzy lze využít informace pro návrh experimentálního zařízení pro studii podchlazeného varu. Zejména jsou důležité informace o funkčních závislostech pro základní návrh zařízení, ze kterých lze určit, v jakých hodnotách se budou pohybovat výsledné veličiny. Z popisu experimentálních smyček lze získat základní informace o tom, jaké systémy byly v minulosti v rámci podobných experimentů využívány a jaké by měly být použity.

### 3.4 Zařízení BESTH

Pro případný experiment se naskytla možnost využít zařízení BESTH (*Beryllium Sample Thermal Testing*), které je umístěné v ÚJV Řež, a.s. Proto bude v dalších

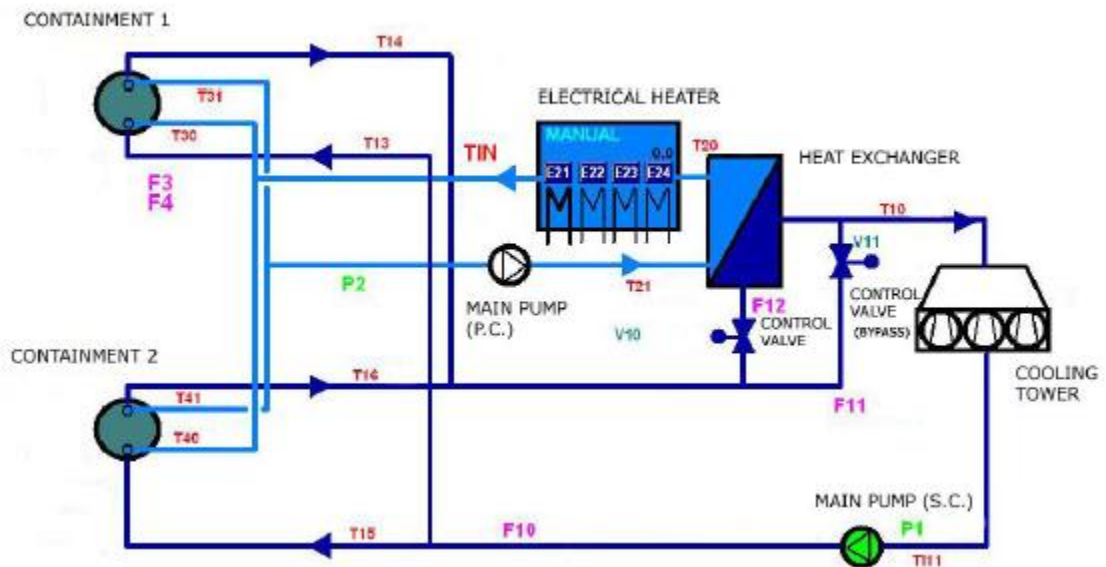
částech této práce proveden návrh na podmínky tohoto zařízení. Zejména je důležitá plocha topného zařízení pro definici geometrie součástí. I když by mohla být použita jakákoliv vnitřní geometrie kanálu, tak vzhledem k provedeným validačním výpočtům bude využita vnitřní geometrie ze zařízení JET, která byla v rámci této práce výpočetně ověřena. Z hlediska výpočtů bude nutné určit z omezujících podmínek maximální hodnoty tepelného toku a tlaku chladiva, určit a ověřit další parametry jako je vstupní rychlost proudění a vstupní teploty chladiva, tak aby uvnitř zařízení docházelo k podchlazenému varu. Tato část vychází z podkladů [20].

Jak již název vypovídá, zařízení se používalo k testování vzorků beryllia, konkrétně výdrže HIP spoje mezi berylliem a materiálem CuCrZr. Vzhledem k tomu, že beryllium je toxické, návrh zařízení je tomu také uzpůsoben. Rozměry testovaných vzorků byly 260x80x80 mm. Zařízení je stavěno na cyklické zatěžování vysokým tepelným tokem, což simuluje podmínky ve fúzním reaktoru. Nominální tepelný tok, který zařízení poskytuje, činí 0,625 MW/m<sup>2</sup>. Maximální používaný dosahoval hodnot až 0,9 MW/m<sup>2</sup>. Délka jednoho cyklu trvala 300 s a počet cyklů na jeden test byl 12 tisíc. Tepelný tok byl generován přeměnou elektrické energie v odporovém elementu z grafitu. Vzhledem k velmi vysoké teplotě grafitového ohříváče, která dosahovala i 2000 °C, se uplatňoval přenos tepla konvekcí, kondukcí i radiací. Mezi ohříváčem a ohřívaným materiálem byla malá mezera. Celý model pak byl umístěn v inertní heliové atmosféře, která zabraňovala vzplanutí a hoření grafitu. Průtok chladiva byl ovládán pomocí regulačního ventilu a průtokoměru a během testů byla rychlost proudění chladiva nastavena na 1,3 m/s. Na každé smyčce byly umístěny tři termočlánky. Jeden měřil teplotu beryllia, zbylé dva měřily vstupní a výstupní teplotu chladiva. Byl také měřen příkon každého panelu a všechna tato data byla zpracovávána v počítači.

### **Popis jednotlivých částí zařízení**

Zařízení se skládá z několika částí, které jsou nutné pro plnění zadané funkce. Zdrojem tepla jsou grafitové panely, které jsou připojeny na zdroj napětí. Samotný grafit je pomocí keramiky uchycen v ocelovém rámu. Keramika v tomto případě plní funkci elektrické i tepelné izolace. Materiál panelu je izostatický grafit R8710. Rozměr topné plochy panelu je 250x80 mm. Maximální výkon jednoho panelu je 40 kW. Vzhledem k nutnosti použití heliové atmosféry musel být celý experiment prováděn v uzavřené nádobě. Ta je válcového tvaru s dutými stěnami, kudy proudí chladivo sekundárního okruhu, zejména pro odvedení tepla přenášeného radiací. Z obou stran je

nádoba utěsněna. Z jedné strany je umístěn průzor z křemičitého skla. Uvnitř kontejnmentu jsou umístěny dva testovací modely, grafitový panel a nosný rám. Celý kontejnment je umístěn v neprodyšném boxu s podtlakem. Kvůli manipulaci jsou do otvorů v boxu umístěny gumové rukavice. Celé zařízení se skládá ze dvou chladících okruhů (schéma na obrázku č. 13), které sdílejí teplo v deskovém tepelném výměníku.



Obrázek č. 13 - schéma zařízení BESTH [20]

Chladivem primárního okruhu je demineralizovaná voda a v sekundárním okruhu proudí směs demineralizované vody a Fridexu. Primární okruh má nastavitelnou vstupní teplotu chladiva, která je v případě potřeby dohřívána 4 elektroohříváky o celkovém výkonu 18 kW. Sekundární okruh je vyveden na chladicí věž. Chladicí věž Palladio je schopna odvést až 120 kW. Věž je vybavena třemi nezávislými ventilátory. Dále je laboratoř vybavena systémem zásobování heliem a vakuovým systémem. Tento systém zajišťuje odsání vzduchu z prostor kontejnmentu a vytvoření heliové atmosféry. Dále tento systém udržuje požadovaný tlak. Pro zajištění bezpečnosti je laboratoř vybavena ventilačním systémem, který zajišťuje požadovaný podtlak prostředí. V laboratoři je to 50 kPa a v boxu 30 kPa. V následující tabulce je uveden souhrn důležitých parametrů.

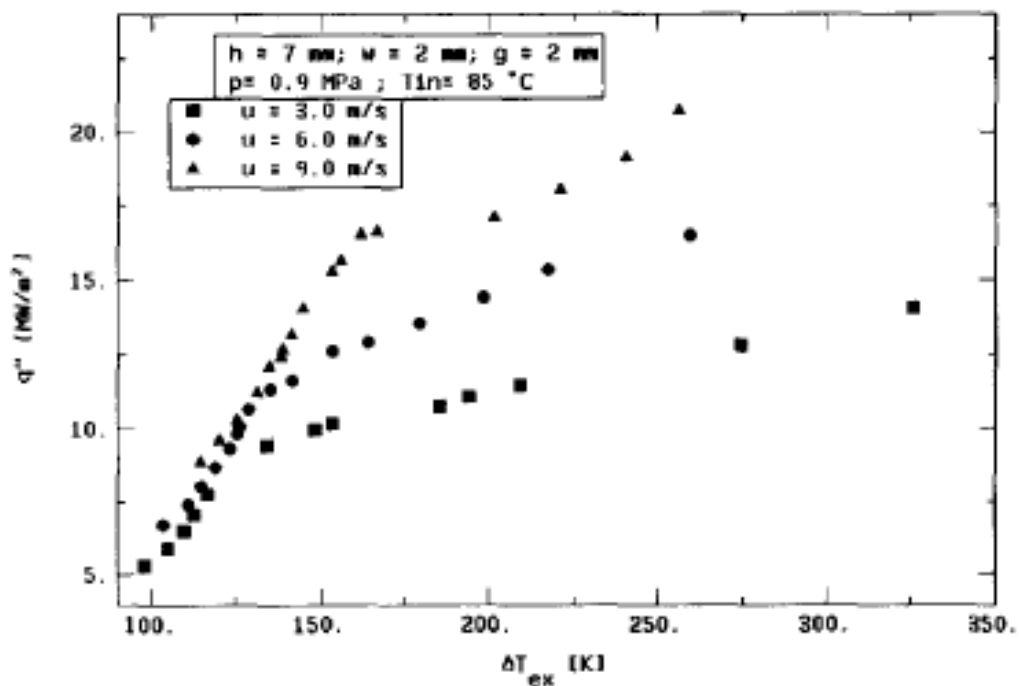
**Tabulka č. 1 - základní parametry zařízení BESTH [20]**

Výkon	40 kW
Maximální elektrický proud	200 A
Maximální napětí	200 V
Maximální tepelný tok	0,9 MW/m <sup>2</sup>
Tlak chladiva	0,6 MPa
Průtok nominální	6,8 m <sup>3</sup> /h
Vstupní teplota chladiva	až 100 °C

#### 4. Analýza funkčních závislostí hypervapotronu

Cílem této kapitoly je popsat funkční závislosti hypervapotronu, zejména závislosti odvodu tepla na různých parametrech. V minulosti proběhly experimenty, které měly za účel zjištění právě těchto charakteristik a které se dají zobecnit pro další využití. Nejdetailnější analýzy těchto závislostí byly provedeny v laboratořích organizace SIET v italské Piacenze [11], kde zkoumali funkci hypervapotronu při měnících se tlacích, teplotách, rychlostech proudění a dokonce i při měnících se geometrických rozměrech.

##### 4.1 Závislost tepelného toku na rychlosti chladiva



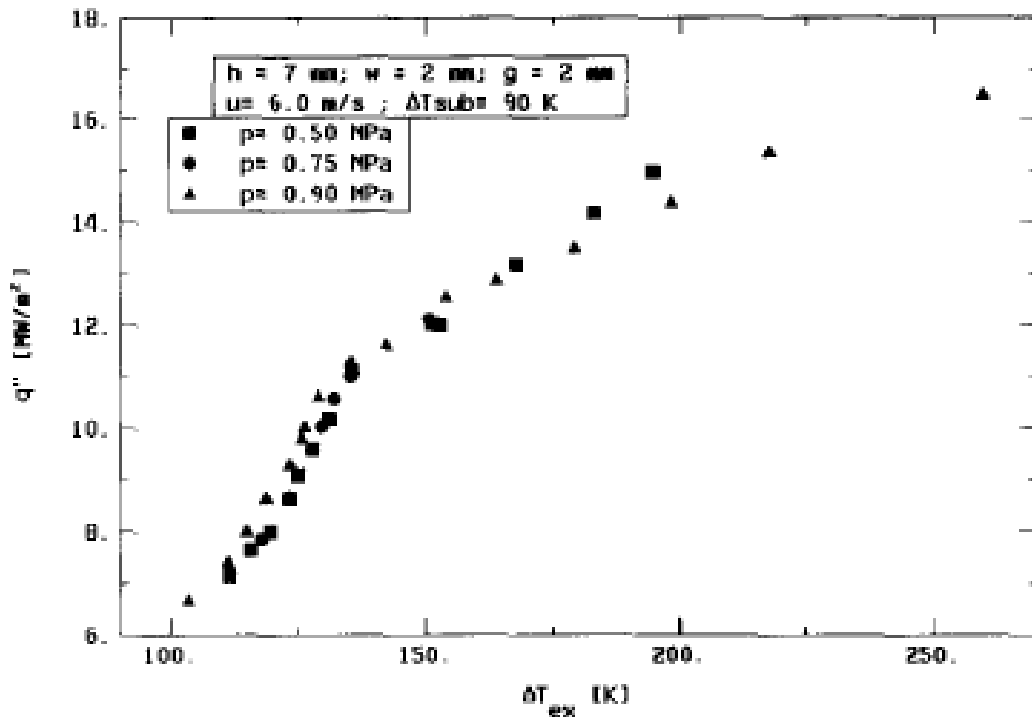
Legenda:  $u$  - rychlost proudění;  $p$  - tlak;  $T_{IN}$  - vstupní teplota chladiva;  $h$ ,  $w$ ,  $g$  - rozměry žeber (výška, šířka, rozteč)

**Obrázek č. 14 - závislost tepelného toku na teplotě přehřátí materiálu při měnících se rychlostech proudění chladiva [11]**

Z výše uvedeného obrázku č. 14 lze vyzorovat, že charakteristika odvodu tepla je silně závislá na rychlosti proudění chladiva. Se zvyšující se rychlostí uvnitř hypervapotronu se schopnost odvodu tepla výrazně zvyšuje. Z toho vyplývá, že při vysokých vstupních parametrech rychlosti proudění lze výrazně omezit přehřátí a

tím výrazně snížit teplotu konstrukčního materiálu. Problémem je, že se zvyšující se rychlostí chladiva rostou tlakové ztráty v kanálu a zvyšují se tak nároky na čerpací techniku.

#### 4.2 Závislost tepelného toku na tlaku chladiva

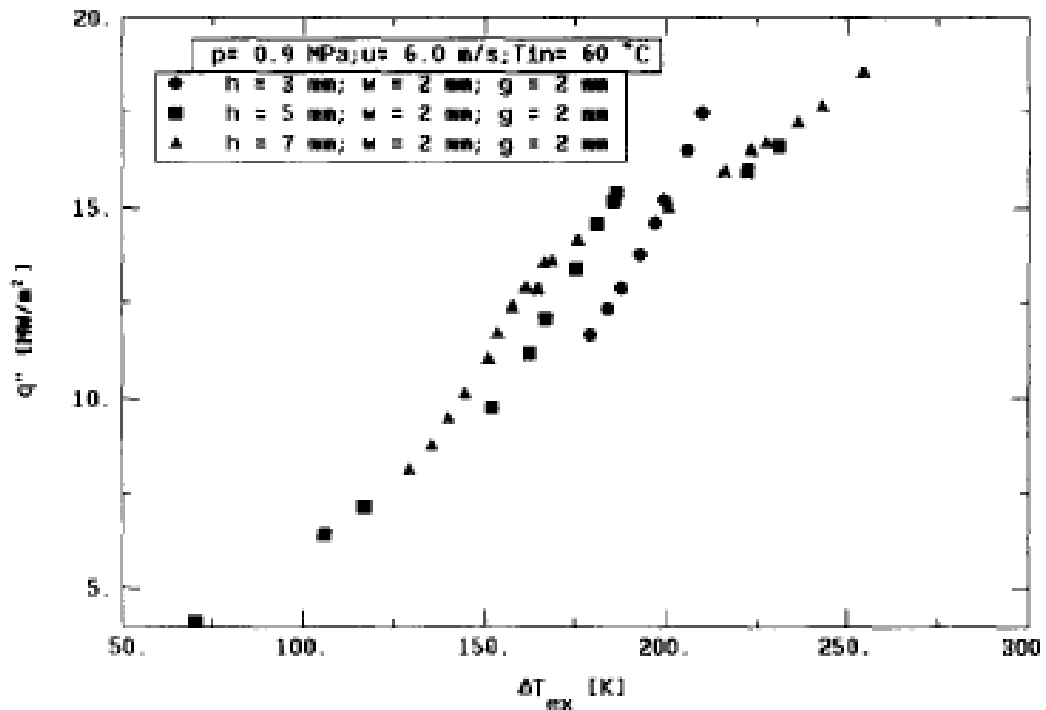


Legenda:  $\Delta T_{sub}$  - podchlazení kapaliny

**Obrázek č. 15 - závislost tepelného toku na teplotě přehřátí materiálu při měnícím se tlaku chladiva [11]**

Z obrázku č. 15 lze vysledovat, že s měnícím se tlakem se schopnost odvodu tepla mění minimálně. Pouze díky vlivu zvyšující se teploty sytosti chladiva dochází i ke zvýšení maximálního odvedeného tepelného toku. Na tomto obrázku lze sledovat i výše uvedené tři režimy. Režim *soft-boiling* se nachází přibližně v rozmezí tepelných toků 7-11 MW/m<sup>2</sup> a režim *hard-boiling* od 11 MW/m<sup>2</sup> výše.

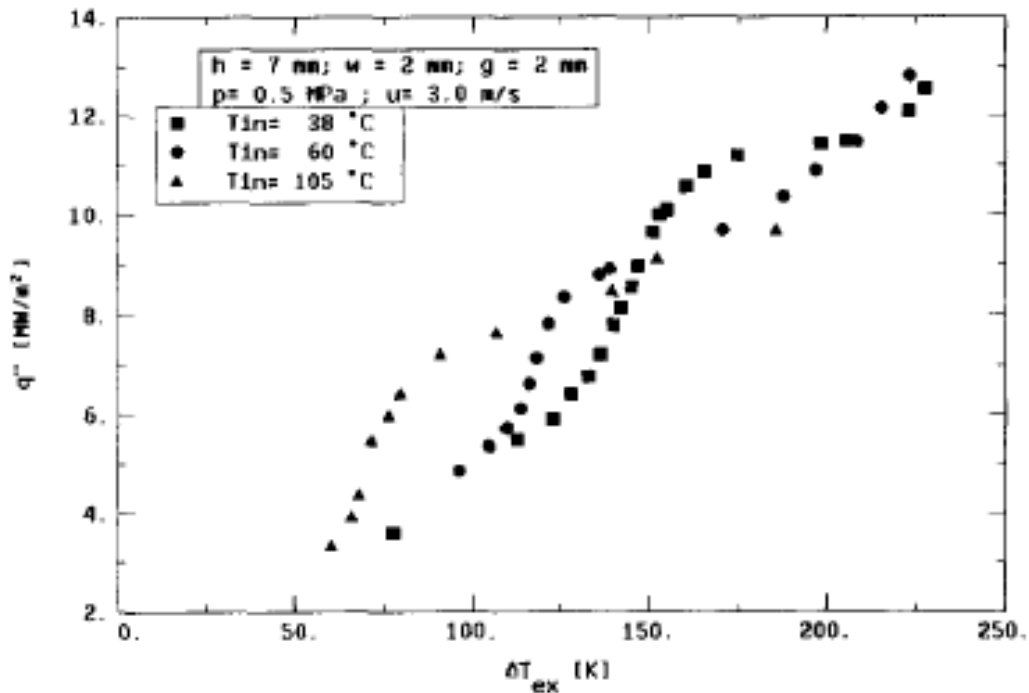
### 4.3 Závislost tepelného toku na výšce žebra



Obrázek č. 16 - závislost tepelného toku na teplotě přehřátí materiálu při měnící se výšce žebra [11]

Tato závislost už není tak jednoznačná jako předchozí případy. Na obrázku č. 16 lze vidět, že při vyšších teplotních tocích se jeví jako lepší menší rozměr výšky žebra. Naopak při nižších parametrech tepelného toku se jednotlivé charakteristiky slévají do jedné a z hlediska odvodu tepla nevypadá žádná varianta jako výhodnější. Tyto jevy pravděpodobně souvisí s prouděním chladiva uvnitř kanálu. U žebor s malou výškou se dle provedených experimentů a simulací v prostoru mezi žebry nachází jeden velký vír a při vyšších hodnotách výšky žebra se tvoří více vírů a rychlost kapaliny se v žeboru snižuje.

#### 4.4 Závislost tepelného toku na vstupní teplotě chladiva



Obrázek č. 17 - závislost tepelného toku na teplotě přehřátí materiálu při měnícím se podchlazení chladiva [11]

Vstupní teplota chladiva určuje teplotě podchlazení chladiva. Větší podchlazení je výhodnější pro vyšší tepelné toky. Průběh křivky je u všech typů podchlazení podobný. Vzhledem k omezení maximálního tepelného toku prováděného experimentu nelze zcela vidět chování pro vyšší parametry. Pro konstantní parametry se však se snižující se vstupní teplotou zvyšuje zásoba do teploty varu a proto by při vyšších tepelných tocích měla lépe vyjít varianta s nižší vstupní teplotou.

#### 4.5 Závislost tlakových ztrát na rychlosti proudění

Další poměrně zajímavou charakteristikou je závislost tlakových ztrát na rychlostech proudění chladiva. I když by se mohlo zdát, že žebra orientovaná kolmo na proud chladiva by mohla představovat velký hydraulický odpor, ve skutečnosti tlakové ztráty nejsou tak velké. Většina kapalné fáze totiž proudí v prostoru nad žebry a relativně malá část se dostává do prostoru mezi žebry, kde se odpařuje. V porovnání s ostatními systémy pro odvod vysokých tepelných toků (na následujícím grafu *Swirl Tubes*) má hypervapotron nižší hydraulický odpor. V porovnání s obyčejnými trubkami je však odpor značně vyšší a dosahuje desítek až stovek tisíc pascalů na jeden metr



délky. Měřením bylo prokázáno, že závislost tlakových ztrát je funkcí druhé mocniny rychlosti proudění [1]. Lze tedy použít následující vzorec pro výpočet tlakových ztrát:

$$\Delta p_v = \frac{\rho_l}{2} \cdot v^2 \left( \zeta_1 \cdot \frac{L}{d_h} + \zeta_2 \cdot \left( \frac{A_{vap}}{A_{feed}} \right)^2 \right) \quad (1)$$

$\zeta_1$ ,  $\zeta_2$  je součinitel třecích ztrát v kanále, v napájecí trubce

$L$  je celková délka potrubí a kanálu

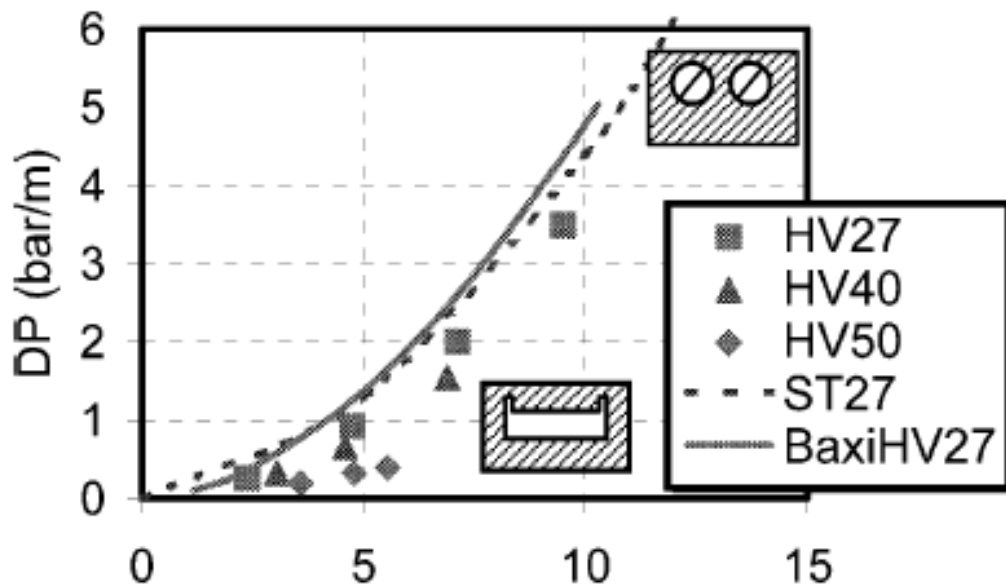
$\rho_l$  je hustota kapaliny

$d_h$  je hydraulický průměr

$v$  je rychlost proudění v kanále

$A_{vap}$  je průřez kanálu

$A_{feed}$  je průřez napájecí trubky



Legenda: osa x - rychlost proudění, osa y - DP (tlaková ztráta v barech na metr), HVXX - hypervapotron, kde XX znamená šířku kanálu v mm, ST - Swirl Tubes

**Obrázek č. 18 - závislost tlakové ztráty na rychlosti proudění [21]**

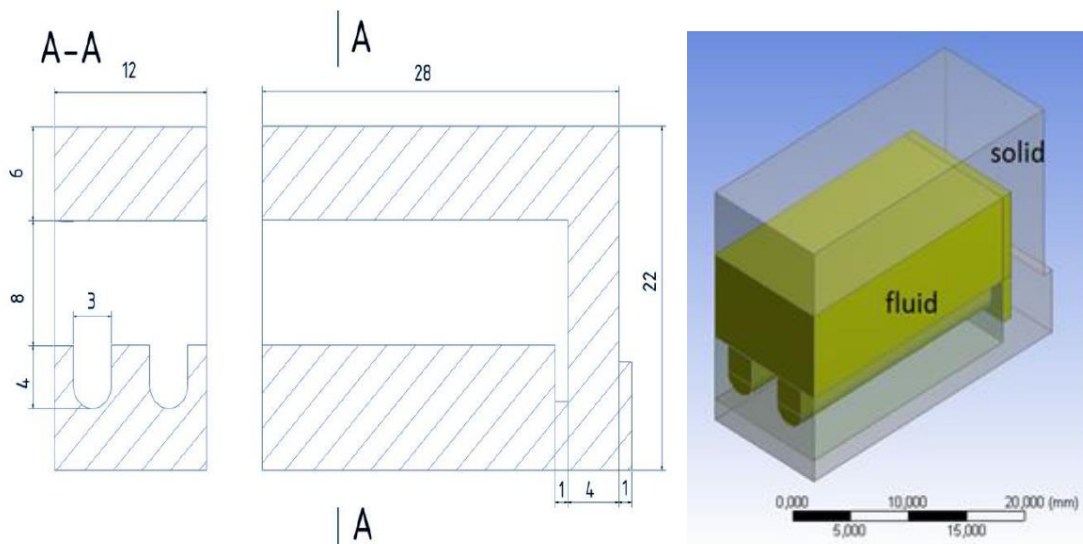
Z obrázku č. 18 vyplývá, že s rozšiřujícím se kanálem (při zachování ostatních parametrů) tlaková ztráta klesá. Měrná čerpací práce se však snižuje se zužujícím se šířkou kanálu vlivem průtočného množství chladiva.

## 4.6 Škálovatelnost

Z výše uvedených analýz nelze přesně popsat škálovatelnost hypervapotronu. Zařízení je velice specifické a s měnicími se parametry se chová za měnicích se podmínek zcela odlišně. Rozměrová škálovatelnost se také nedá analyzovat úplně, protože používané geometrie jsou si velmi podobné. Vzhledem k rozměrům vnitřní geometrie hypervapotronu není potřebné používat zmenšený model, protože používané rozměry jsou už tak dost malé na to, aby se dala součást efektivně vyrobit. V úvahu připadá zvětšení modelu za účelem zjednodušení výroby, ale z provedených experimentů vyplývá, že zvyšující se rozměr nepřispívá pozitivně k výkonosti hypervapotronu.

## 5. Model a výpočetní síť

Pro obdržení kvalitního numerického řešení je zapotřebí vytvořit síť s požadovanými parametry. Pro kvalitativní popis sítě bude využito parametrů pro popis sítě vypočítaných přímo programem ANSYS Meshing. Tak, aby řešení nebylo závislé na jemnosti sítě, bude provedena citlivostní analýza sítě, která poskytne potřebná data pro volbu parametrů výsledné sítě. Model byl převzat z diplomové práce Ing. Píska [22] a rozměry jsou patrné z obrázku č. 19. Po úpravách v programech ANSYS DesignModeler a ANSYS Meshing byl vytvořen znovu se stejnými rozměry a podobnými parametry sítě. Celkem bylo vytvořeno 5 sítí s různým počtem buněk pro zjištění závislosti sítě na řešení. Základní parametry těchto sítí jsou uvedeny v tabulce č. 2.

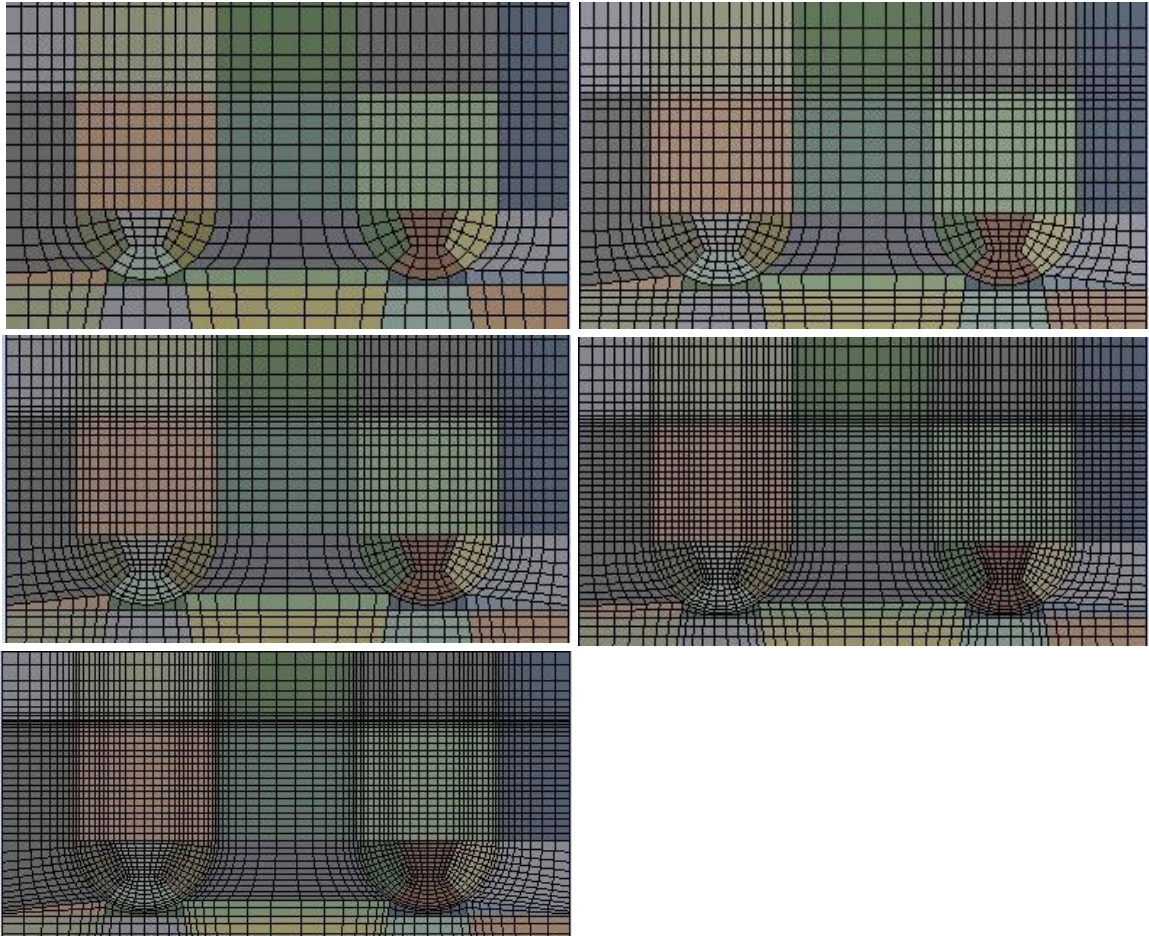


Obrázek č. 19 - rozměry modelu a rozdělení na jednotlivé části [22]

Tabulka č. 2 - vytvořené sítě a jejich základní parametry (kvalita sítě pro Fluid)

	velikost buňky u stěny	počet buněk	zkosení	aspect ratio
	[mm]	[-]	[-]	[-]
1	0,2	86 000	0,59	4,42
2	0,15	152 000	0,59	4,74
3	0,1	254 000	0,59	4,48
4	0,07	410 000	0,61	7,16
5	0,05	646 000	0,61	8,49

Na obrázku č. 20 jsou vyobrazeny jednotlivé sítě při pohledu na rovinu symetrie tělesa. Ostatní parametry sítě byly uzpůsobeny změně rozměru velikosti buňky u stěny, tak aby byly zachovány poměry růstu buněk apod.



Obrázek č. 20 - boční pohled na vytvořené sítě (ve směru čtení od 1 do 5)

### 5.1 Kvalita sítě

Kvalita sítě má přímý vliv na stabilitu a přesnost výpočtu. Hodnocení kvality sítě lze provést pomocí několika parametrů, které budou dále uvedeny. Vzhledem ke tvaru kanálu bylo i na základě dříve provedených simulací rozhodnuto použít i v tomto případě síť tvořenou z šestistěnů. Jelikož je naprostá většina šestistěnů v síti ve tvaru kvádru, tak většina sítě má velmi dobré hodnocení kvality. Pouze v případě prostoru v blízkosti žebor jsou buňky zkoseny. Proto pro danou síť budou uvedeny pouze krajní hodnoty parametrů. Jelikož nároky na solid nejsou tak velké, bude tato část modelu z hodnocení kvality vynechána, i tak ale dosahuje podobných hodnot jako fluid. Nejčastěji používaným parametrem pro hodnocení sítě je hodnota zkosení (*skewness*), která udává míru zkosení buňky a systém jejího ohodnocení je uveden na obrázku č. 21.

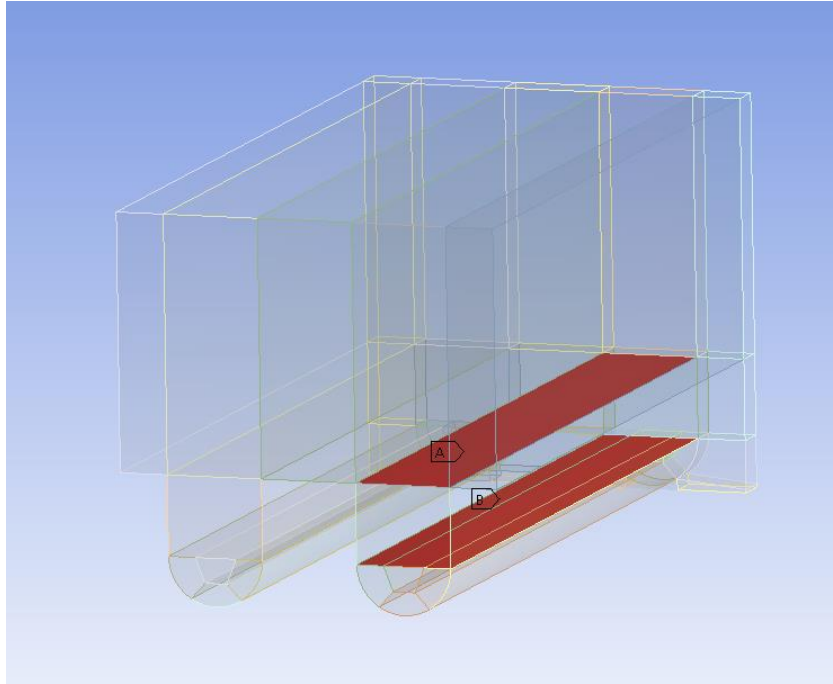
Dalším používaným parametrem je *aspect ratio*. To vyjadřuje poměr mezi nejdelší a nejkratší hranou buňky. Tyto parametry jsou pro každou síť uvedeny v tabulce č. 4. Z vypsaných hodnot lze konstatovat, že tato síť má velice dobré parametry. Maximální zkosení buňky se pohybuje okolo hodnoty 0,6, což je hodnoceno dle níže uvedené stupnice jako ucházející. Hodnota *aspect ratio* je dosahuje hodnot menších než 10, takže ani s tímto parametrem není problém.

Value of Skewness	Cell Quality
1	degenerate
0.9 — <1	bad (sliver)
0.75 — 0.9	poor
0.5 — 0.75	fair
0.25 — 0.5	good
>0 — 0.25	excellent
0	equilateral

**Obrázek č. 21 - hodnocení zkosení buňky dle ANSYS [23]**

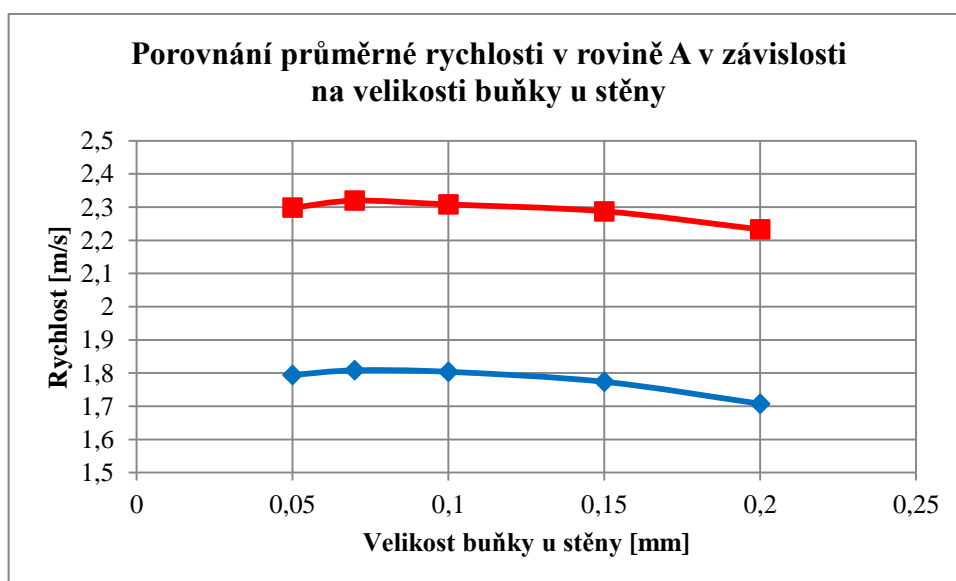
## 5.2 Citlivostní analýza

Jelikož je dvoufázové proudění velmi komplikované, bude tato analýza vyhodnocována jako jednofázová. Sledovat se budou zejména rychlosti proudění kapaliny v různých řezech a jejich změny v závislosti na použité výpočetní síti. Jako vhodná možnost se jeví sledování parametrů v prostoru mezi žebry. Proto byly vybrány dvě roviny, ve kterých se budou sledovat zprůměrované hodnoty rychlosti. Sběr data probíhal v těchto rovinách v obou prostorech mezi žebry, tak aby výsledná data měla větší vypovídající hodnotu. Ty jsou znázorněny na obrázku č. 22. Rovina A je blíže hlavnímu průtočnému kanálu a rovina B je umístěna v prostoru mezi žebry. Hlavním parametrem sítě byla zvolena velikost buňky u stěny, která byla nastavena v následující řadě (0,2 mm; 0,15 mm; 0,1 mm; 0,07 mm; 0,05 mm). CFD výpočty citlivostní analýzy byly spuštěny se stejným nastavením, které bude v následujících kapitolách uvedeno. Výsledky budou přiloženy i na DVD, které bude součástí této práce.

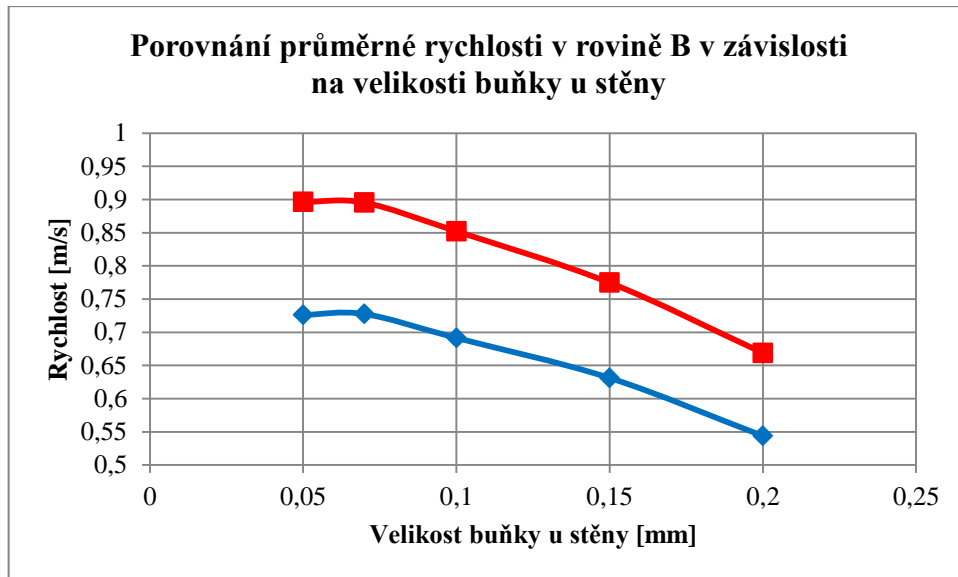


Obrázek č. 22 - znázornění rovin, ve kterých byla vyhodnocována data

Na následujících obrázcích jsou graficky znázorněné výsledky této analýzy. Z prvních dvou grafů vyplývá, že řešení je dále neměnné, pokud je velikost buňky u stěny menší jak 0,07 mm. Na obrázcích č. 23 a 24 jsou znázorněny průměrné rychlosti v dané rovině. Červená křivka je pro oblast mezi žebry blíže ke vstupu chladiva do modelu a modrá je blíže k výstupu chladiva. Zajímavé je, že rychlosti jsou větší zhruba o 30% v prostoru mezi žebry blíže ke vstupu, z čehož vyplývá, že proudění se se zvětšující vzdáleností od vstupu pravděpodobně bude výrazně měnit.

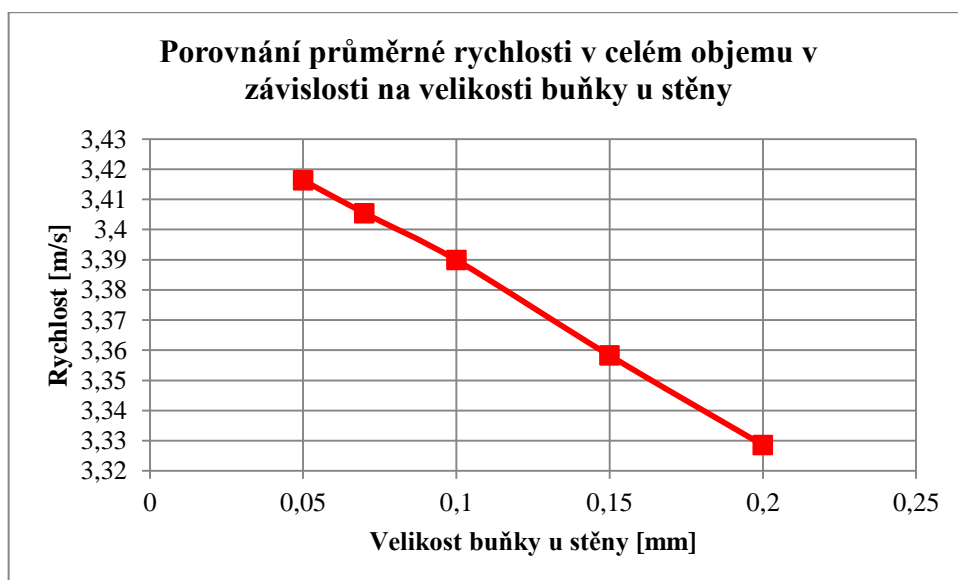


Obrázek č. 23 - hodnoty rychlosti rovině A v závislosti na na použité síti



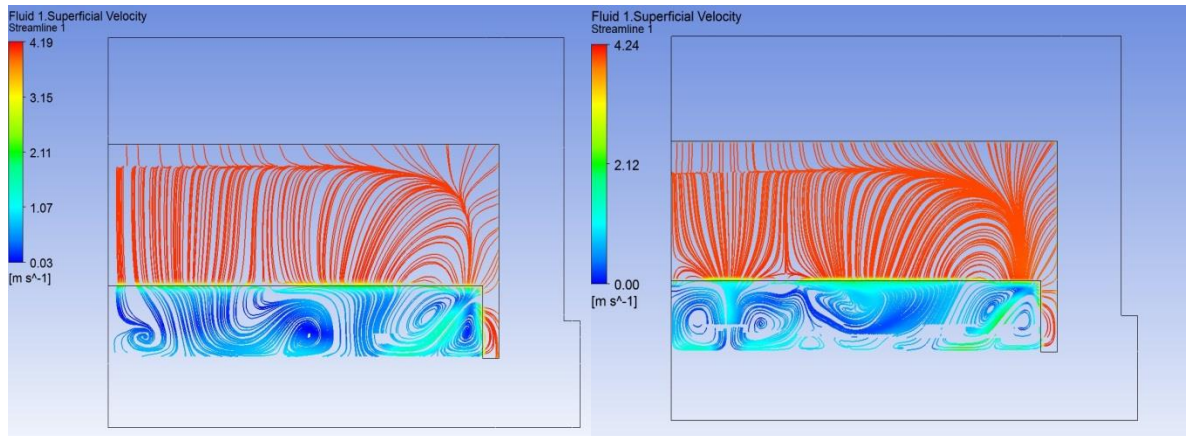
**Obrázek č. 24 - hodnoty rychlosti rovině B v závislosti na na použité síti**

Na obrázku č. 25 jsou uvedeny zprůměrované rychlosti v celém objemu. Tato data ovlivňuje zejména oblast hlavního kanálu, kde proudění dosahuje mnohem větších rychlostí. Z uvedeného grafu nedochází k ustálení zobrazené veličiny. To může být dáno velkou velikostí buněk v hlavním kanále, ale vzhledem k tomu, že důležitá je zejména oblast v okolí žeber, není nutné tuto oblast více zjemňovat.



**Obrázek č. 25 - průměrná rychlost v hypervapotronu v závislosti na použité síti**

Dále je možné porovnat vlastnosti proudění přímo opticky. Na obrázku č. 26 níže je znázorněno proudění chladiva na nejhrubší a nejjemnější síti. Na jemnější síti vzniká mnohem více vírů a také mnohem menších, což hrubá síť nedokáže rozlišit. Struktura víru v oblasti kolem obtoku chladiva je neměnná, ale směrem ke středu kanálu se víry mění.



**Obrázek č. 26 - zobrazení proudění v rovině mezi žebry blíže ke vstupu chladiva pro síť č. 1 (vlevo) a síť č. 5 (vpravo)**

Vzhledem k náročnosti výpočtu nebudou využity sítě č. 4 a č. 5 s velkým počtem buněk. I když síť č. 3 nedosahuje nezávislosti sítě na výsledku, má o hodně menší počet buněk, což může značně ušetřit čas na výpočet. Dopouštěná chyba ve výsledku neměla být velká, jelikož vliv na konečný výsledek má při dvoufázovém proudění mnoho faktorů a model varu na stěně by měl být téměř nezávislý na kvalitě sítě. Pro další výpočty tedy bude vybrána síť č.3.



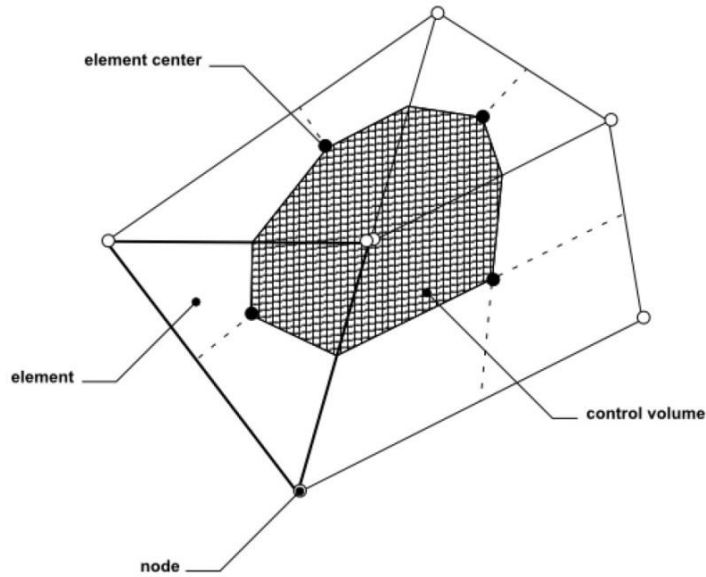
## 6. Výpočetní CFD model

CFD simulace jsou s rozvojem počítačové techniky čím dál tím víc využívány. Jedná se o způsob jak levně, rychle a efektivně simulovat stavy proudění. CFD počítá proudění tekutin dle rovnic, které vychází ze zákonů zachování hmoty, hybnosti a energie. Při CFD se pro proudění tekutin nejčastěji používá metoda konečných objemů. Během ní je model součásti rozdělen na konečný počet buněk, ze které si software vytvoří kontrolní objemy, v nichž jsou řešeny parciální diferenciální rovnice.

V rámci této kapitoly budou podrobněji uvedeny modely, které jsou využity pro výpočet dvoufázového proudění. Většina rovnic a informací o numerických modelech bude v popisu modelu čerpána z uživatelského manuálu programu ANSYS CFX [24], pokud nebude uvedeno jinak. Informace o modelu dvoufázového proudění v hypervapotronu jsou čerpány z doktorské práce J. Milnese [12] a proto bude využit jeho model i pro srovnání výpočtů a validaci modelu.

### 6.1 CFD program ANSYS CFX

V dnešní době existuje mnoho CFD kódů, jejichž výhody a nevýhody se mohou značně lišit. V této práci bude pro výpočty použit software ANSYS CFX, jenž je používán zejména kvůli spolehlivosti, robustnosti kódu a rychlosti výpočtu. Lze jej použít pro široké spektrum simulací. Program umí modelovat proudění stlačitelných i nestlačitelných tekutin, sdílení tepla konvekcí, vedením a sáláním, vícefázové proudění a chemické reakce jako spalování apod. Specializací tohoto programu jsou pak výpočty točivých strojů (turbíny, kompresory apod.). Je to tzv. plně sdružený řešič, takže řeší hydrodynamické rovnice (pro složky rychlosti i tlak) zároveň. Je použita implicitní diskretizace rovnic. To má za následek mnohem menší množství iterací pro zkonvergování. Další výhodou tohoto programu je vložený jazyk, který je velice jednoduchý, a tak je implementace nových rovnic do programu mnohem snazší, než je tomu u jiných CFD softwarů. CFX ukládá hodnoty do vrcholů jednotlivých buněk sítě a kontrolní objemy jsou vytvářeny spojením středů buněk, viz obrázek č. 27.



**Obrázek č. 27 - definice kontrolního objemu [24]**

### **Základní rovnice pro dvoufázové proudění**

Software řeší tyto základní hydrodynamické rovnice pro dvoufázové proudění.

*Rovnice zachování hybnosti*

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \rho_\alpha U_\alpha) + \nabla \cdot (r_\alpha (\rho_\alpha U_\alpha U_\alpha)) \\ = -r_\alpha \nabla p_\alpha + \nabla \cdot \bar{\tau} + \sum_{\beta=1}^{N_p} (\dot{m}_{\alpha\beta}^+ U_\beta - \dot{m}_{\beta\alpha}^+ U_\alpha) + S_{M\alpha} \\ + M_\alpha \end{aligned}$$

$r_\alpha$  je objemový podíl fáze

$\rho_\alpha$  je hustota fáze

$U_\alpha$  je vektor rychlost fáze

$\dot{m}_{\alpha\beta}$  je objemový zdroj hmoty fáze

$M_\alpha$  je přenos hybnosti mezi fázemi

$S_{M\alpha}$  zdroj hybnosti vnějšími vlivy

$\bar{\tau}$  je tenzor napětí

*Rovnice zachování hmoty*

$$\frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \rho_\alpha) + \nabla \cdot (r_\alpha \rho_\alpha U_\alpha) = \sum_{\beta=1}^{N_p} \dot{m}_{\alpha\beta} \quad (3)$$

Rovnice zachování objemového podílu

$$\sum_{\alpha=1}^{N_p} r_{\alpha} = 1 \quad (4)$$

Rovnice zachování energie

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (r_{\alpha} \rho_{\alpha} h_{\alpha}) + \nabla \cdot (r_{\alpha} \rho_{\alpha} U_{\alpha} h_{\alpha}) \\ & = -r_{\alpha} \frac{\partial p}{\partial t} + \bar{\tau}_{\alpha} : \nabla U_{\alpha} - \nabla \bar{q}_{\alpha} + Q_{\alpha i} + \sum_{\beta=1}^{N_p} \dot{m}_{\alpha\beta} h_{\alpha i} \end{aligned} \quad (5)$$

$h_{\alpha}$  je entalpie

$\bar{q}_{\alpha}$  je efektivní tepelný tok

$Q_{\alpha i}$  je přenos tepla mezi fázemi

$h_{\alpha i}$  je entalpie fáze na rozhraní mezi fázemi

## 6.2 Popis použitých numerických modelů

Jako model dvoufázového proudění byl použit Eulerovský nehomogenní model. V CFX jsou pro tento model zabudovány dva podmodely. *Particle model* a *Mixture model*. Pro případ podchlazeného varu je vhodnější *Particle model*, který uvažuje jednu fázi jako spojitou (voda) a druhou rozptýlenou v ní (vodní pára). *Particle model* počítá objemovou hustotu mezifázového rozhraní z předpokladu, že druhá fáze je přítomna ve formě kulových částic o definovaném středním průměru.

$$A_{\alpha\beta} = \frac{6r_{\beta}}{d_{\beta}} \quad (6)$$

Aby tato hodnota nebyla nulová, je nastavena podmínka minimálního objemového podílu páry. Pro vyšší objemový podíl páry je zavedena funkce, která snižuje výslednou objemovou hustotu mezifázového rozhraní, místo toho, aby lineárně rostla. V práci [12] je upravena hodnota objemové hustoty mezifázového rozhraní právě kvůli tomuto problému. I když by teoreticky oba modely měly plnit stejnou funkci, kvůli předchozímu ověření bude využit model, který byl použit i v předchozích provedených simulacích. Daná funkce je uvedena jako příloha č.1.

Pro obě dvě fáze je využit model *Thermal Energy* pro přenos tepla. U vodní páry ještě připadal v úvahu model *Isothermal*. Po odzkoušení nebyl mezi oběma modely velký rozdíl, ale v případech, kdy by teplota páry rostla výrazně nad mez sytosti, je výhodnější použít model *Thermal Energy*.

### 6.2.1 Model turbulence

Pro danou geometrii poskytuje pro kapalnou fázi dobré výsledky model SST  $k-\omega$ . Ověření ve 2D bylo provedeno v předchozích CFD simulacích [12]. Při menších rozměrech výšky žebra jako je tomu v tomto případě, nedochází v rámci prostoru mezi žebry ke tvorbě více vírů, a proto vliv modelu turbulence není tak velký. Model SST  $k-\omega$  byl vytvořen tak, aby spojil výhody modelu  $k-\omega$  a  $k-\varepsilon$ . U stěny se využívá robustnosti a přesnosti modelu  $k-\omega$  a v proudění dále od stěn se využívá modelu  $k-\varepsilon$ , který v dané oblasti funguje lépe. Stěnová funkce je dána automaticky a nedá se do ní dále zasahovat. Pro vodní páru je na výběr pouze nularovnicový model *Dispersed Phase Zero Equation*. Bylo odzkoušeno několik modelů turbulence, avšak všechny dosahovaly z hlediska proudění podobných výsledků.

### 6.2.2 Přenos tepla mezi fázemi

Přenos tepla mezi fázemi je realizován pomocí dvou odporového modelu. Ten určuje součinitel přestupu tepla pro každou stranu mezifázového rozhraní. To ovlivňuje v konečném důsledku pro tento model hypervapotronu zejména rychlost kondenzace. Tepelný tok z rozhraní do fáze je definován jako:

$$q_i = h_i(T_s - T_i) \quad (7)$$

, kde  $i$  je fáze ( $\alpha$  a  $\beta$ ) a  $T_s$  je teplota rozhraní mezi fázemi. Součinitele přestupu tepla se pak dopočítávají z Nusseltova čísla, které je definováno jako:

$$Nu_\alpha = \frac{h_\alpha d_b}{\lambda_\alpha}$$

$h_\alpha$  je součinitel přestupu tepla fáze (8)

$d_b$  je střední průměr bubliny

$\lambda_\alpha$  je tepelná vodivost fáze

Vliv na přestup tepla má tedy volba korelace pro výpočet průměru bublin a souvisí tedy s teplotou vody. Pro výpočet Nusseltova čísla existuje v ANSYS CFX několik možností. Pro vodu lze využít přednastavených modelů Ranz-Marshall a nebo Hughmark, přímé zadání Nusseltova čísla, anebo zadání součinitele přestupu tepla.

V práci [12] je nejprve využíváno korelace Ranz-Marshall, která vypočítává Nusseltovo číslo z následující rovnice:

$$Nu_p = 2 + 0,6 Re_p^{1/2} Pr^{1/3} \quad (9)$$

Korelace Ranz-Marshall platí pro obtékání kulové částice. Pokud se okolní tekutina vzhledem ke kulové částici nepohybuje, je  $Nu=2$ . Jelikož se kulová částice pohybuje zároveň s kapalinou, je těžké odhadnout správnou hodnotu. Hodnota Nusseltova čísla přímo ovlivňuje chování páry. V práci [12] je během výpočtů změněn model výpočtu Nusseltova čísla z důvodu rychlosti konvergence a malému vlivu na výsledek na přímé zadání  $Nu=2$ . Pro páru lze využít modelu nulového odporu (*Zero Resistance*) a tudíž nastavení nekonečně velkého součinitele přestupu tepla, zadání Nusseltova čísla, případně součinitele přestupu tepla. Tato volba ovlivňuje rychlost kondenzace. Po provedených simulacích s modelem nulového odporu se parní fáze nachází pouze v blízkosti otápné stěny. Naopak vůbec nefunguje v kombinaci s nastavením *Thermal Energy* pro přenos tepla v parní fázi. Teplota v páry v tomto případě roste bez omezení. Chyba je pravděpodobně ve velmi vysoké (nekonečně vysoké) hodnotě součinitele přestupu tepla a nedochází k přestupu tepla mezi parní fází a mezifázovým rozhraním. Jako vhodnější se proto ukázal model s přímým zadáním hodnoty Nusseltova čísla pro páru. Problém nastává s volbou jeho hodnoty. Z uživatelského manuálu CFX [24], doporučují pro teplotu páry na mezi sytosti využít modelu nulového odporu, případně velmi vysoké hodnoty Nusseltova čísla (v řádu tisíců). Správné nastavení této hodnoty má však přímý vliv na chování páry a proto jeho volbě musí být věnována zvýšená pozornost. Výpočty bylo prokázáno, že pokud se nastaví, dle doporučení uživatelského manuálu Nusseltovo číslo na hodnotu 1000, téměř veškerá pára bude mít teplotu na mezi sytosti. Další zvyšování Nusseltova čísla již nemá na výsledek vliv

### 6.2.3 Přenos hmoty mezi fázemi

#### Thermal Phase Change Model

Pro přenos hmoty mezi fázemi funguje *Thermal Phase Change Model*. Přenos hmoty v tomto případě vyvolává přenos tepla mezi fázemi. Pro využití tohoto modelu musí být využito dvou odporového modelu pro přenos tepla mezi fázemi. Teplota rozhraní mezi fázemi se v tomto případě předpokládá jako teplota sytosti kapaliny.

$$Q_{\alpha} = q_{\alpha} + \dot{m}_{\alpha\beta} H_{\alpha S} \quad (10)$$

$$Q_{\beta} = q_{\beta} - \dot{m}_{\alpha\beta} H_{\beta S}$$

$q$  je tepelný tok vyvolaný rozdílem teplot (11)

$\dot{m}_{\alpha\beta} H_{\alpha S}$  je přenos hmoty mez fázemi

Součet těchto dvou rovnic musí být nulový, a proto výsledný přenos hmoty mezi fázemi lze napsat následovně:

$$\dot{m}_{\alpha\beta} = \frac{q_{\alpha\beta} + q_{\beta\alpha}}{H_{\beta S} - H_{\alpha S}} \quad (12)$$

Tento model se uplatňuje v případně podchlazeného varu zejména pro kondenzaci. Teplota kapaliny je totiž pod mezí sytosti. Pouze za vysokých tepelných toků dochází na některých místech v chladivu k překročení teploty sytosti a lokálnímu objemovému varu a vypařování přes tento mechanismus.

### Model varu na stěně

Stěžejní pro podchlazený var je tzv. *RPI Wall Boiling Model*. V jeho rámci dochází k vypařování kapaliny, která je ve styku se stěnou, která má větší teplotu, než je teplota sytosti kapaliny.

### Dělení tepelného toku

Celkový tepelný tok dopadající na plochu se dělí v určitých poměrech do několika složek. Jeho část přechází do kapaliny a část na generaci páry.

$$Q_w = Q_l + Q_e$$

$Q_e$  je tepelný tok, který jde na generaci páry

$Q_l$  je tepelný tok přecházející do kapaliny

Část toku přecházející do kapaliny se dále dělí na konvektivní přestup tepla  $Q_c$  a tzv. *quenching*  $Q_q$ . Ty se dělí podle podílu zvaného *Area Fraction of Bubble Influence*  $A_2$ .

Jedná se o bezrozměrný parametr, který zasahuje do dělení tepelného toku a je definován následovně:

$$A_2 = \min\left(\frac{\pi F_2 d_w^2}{4} n, 1\right) \quad (13)$$

$F_2$  je *Bubble Diameter Influence Factor* a je přednastaven na hodnotu 2

$d_w$  je průměr bublin odpoutávajících se od stěny

Parametr  $A_1$  vyjadřuje podíl plochy, kde dochází k přestupu tepla konvekcí.

$$A_1 = \max(10^{-4}, 1 - A_2) \quad (14)$$

#### *Nestacionární omývání stěny (quenching)*

Během nestacionárního omývání stěny dochází k ovlivnění přestupu tepla do vodní fáze přítomností parní fáze. Jedná se o teplo předané při nestacionárním omývání stěny mezi odpoutáním bubliny od stěny a vznikem další bubliny. Pro jeho stanovení je nutné znát součinitel přestupu tepla pro zaplavení, který je definován následovně:

$$h_q = 2\lambda_l f \sqrt{\frac{t_w}{\pi\alpha_l}}$$

$f$  je frekvence odtrhávání bublin (15)

$\alpha_l$  je teplotní vodivost kapaliny

$\lambda_l$  je tepelná vodivost kapaliny

$t_w$  je doba čekání bubliny

Výsledný tepelný tok do kapalně fáze nestacionárním omýváním stěny je pak:

$$Q_q = A_2 h_q (T_w - T_l) \quad (16)$$

#### *Přestup tepla konvekcí*

$$Q_c = A_1 h_c (T_w - T_l) \quad (17)$$

$T_w$  je teplota stěny

$T_l$  je teplota kapaliny

$h_c$  je součinitel přestupu tepla konvekcí

#### *Vypařování*

Rychlost vypařování v *RPI Wall Boiling* modelu je pak dána následujícím vztahem:

$$\dot{m} = \frac{\pi d_w^3}{6} \rho_g f n \quad (18)$$

$n$  je hustota aktivních nukleačních míst

### Průměr bublin odpoutávajících se od stěny

Důležitým parametrem je průměr bublin odpoutávajících se od stěny. V ANSYS CFX je přednastavená korelace Tolubinski Konstanchuk, která počítá průměr bublin odpoutávajících se od stěny následovně:

$$d_w = \min \left( d_{ref} \cdot \exp \left( - \frac{\Delta T_{sub}}{\Delta T_{ref}} \right), d_{max} \right) \quad (19)$$

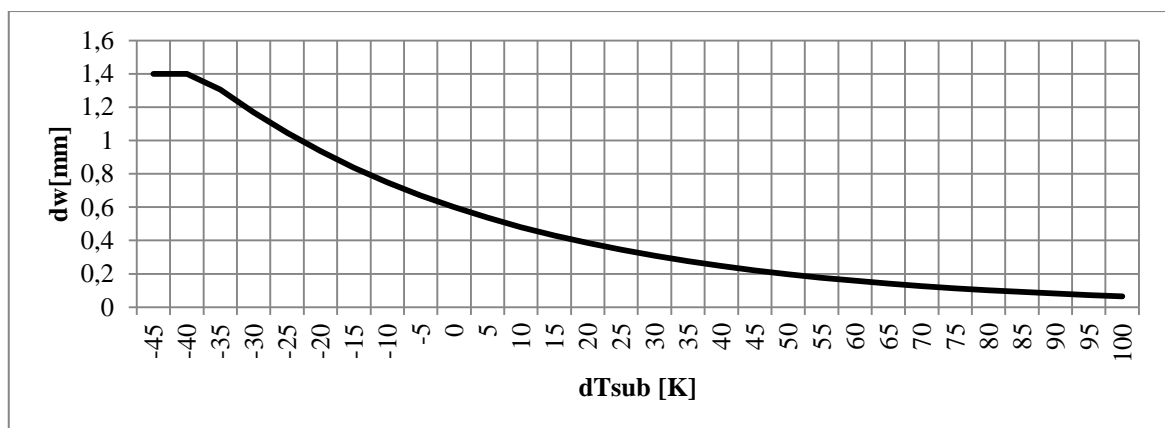
$d_{ref} = 0,6$  m je referenční průměr bubliny

$d_{max} = 1,4$  mm je maximální průměr bubliny

$\Delta T_{ref} = 45$  K je referenční hodnota podchlazení kapaliny

$\Delta T_{sub}$  je podchlazení kapaliny

Průměr bublin je tedy závislý na podchlazení okolní kapaliny. Takto přednastavený model bohužel program ANSYS CFX nepočítal správně (hodnota byla konstantní všude na stěně a proto musela být vložena funkce, která tento model nahrazuje (je znázorněna v příloze č. 2). Po vložení této funkce již software počítal hodnoty průměru bublin odpoutávajících se od stěny správně. Tato funkce je uvedena jako příloha č. 2. Závislost průměru bublin na podchlazení je znázorněna na obrázku č. 28.



**Obrázek č. 28 - znázornění průměru bublin odpoutávajících se od stěny v závislosti na podchlazení kapaliny**

### Frekvence odpoutávání bublin od stěny

Pro tento parametr je v programu ANSYS CFX na výběr korelace Cole. Ta definuje frekvenci odpoutávání bublin následujícím způsobem:



$$f = \sqrt{\frac{4g(\rho_l - \rho_g)}{3d_w\rho_l}} \quad (20)$$

$g$  je gravitační zrychlení

Jelikož v předchozích simulacích nefungovala funkce průměru odpoutávaných bublin správně a to ovlivnilo i frekvenci, byla současně s tím předělána i tato funkce a vložena její náhrada. Později se však stejně přešlo na jiný model frekvence. Do programu byla vložena funkce, která tuto korelaci počítala a je uvedena jako příloha č. 3. Otázkou je, zda je korelace Cole vhodná pro podmínky v hypervapotronu. V práci [12] je v pozdějších fázích výpočtu využíváno korelace Situ [25], která je pro tento případ vhodnější. Ta je ale v tomto případě omezena na maximální frekvenci 412 Hz, kvůli problémům s konvergencí při vyšších tepelných tocích (frekvence dosahovala až 5000Hz). Maximální frekvence byla převzata a dopočítána z již použitých výpočtů omezení frekvence dle Pascala-Ribota a kol. [26]. Maximální frekvence je počítána z periody setrvání kapaliny v prostoru mezi žebry přes délku obtékaného profilu a rychlosti proudění. Otázkou je, nakolik je tato hodnota správná. Není zřejmé, zda byla v práci [12] přepočítána tato maximální hodnota frekvence i pro měnící se vstupní podmínky avšak jelikož se v tomto případě mění i rychlost proudění, bude v této práci tento přepočet proveden.

$$T = \frac{l}{v} = \frac{9,7 \cdot 10^{-3} \text{ m}}{4 \frac{\text{m}}{\text{s}}} = 0,00245 \text{ s} \quad (21)$$

$T$  je perioda setrvání kapaliny v prostoru mezi žebry,  $l$  je délka obtékaného profilu a  $v$  je rychlost proudění. Výsledný limit frekvence je pak převrácenou hodnotou této periody

$$f = \frac{1}{T} = \frac{1}{0,00245 \text{ s}} = 412 \text{ Hz} \quad (22)$$

Pro vstupní rychlost 4 m/s je maximální frekvence 412 Hz a analogickým výpočtem pro vstupní rychlost 8,55 m/s je výsledný limit frekvence 881 Hz. Korelace Situ je dána následujícími vztahy a byla do softwaru dopsána přes funkci *Expressions*.

$$f = \frac{N_{fd}\alpha_l}{d_w^2} \quad (23)$$

$$N_{fd} = 10,7N_{qNB}^{0,634} \quad (24)$$

$$N_{qNB} = \frac{q_{NB} d_w}{\alpha_l \rho_g h_{fg}} \quad (25)$$

$$q_{NB} = \left[ S \cdot 0,00122 \left[ \frac{(\lambda^{0,79} c_p^{0,45} \rho^{0,49})_l}{\sigma^{0,5} \mu_l^{0,29} i_{lg}^{0,24} \rho_g^{0,24}} \right] \Delta T_{sup}^{0,24} \Delta p^{0,75} \right] \Delta T_{sup} \quad (26)$$

$$S = \frac{1}{1 + 2,53 \cdot 10^{-6} Re_{TP}^{1,17}} \quad (27)$$

$$\Delta p' = p(T_w) - p(T_{sat}) \quad (28)$$

$i_{lg}$  je skupenské teplo vypařování

$Re_{TP}$  je Reynoldsovo dvoufázové číslo, dle [12] nahrazeno jednofázovým

$\mu_l$  je dynamická viskozita kapaliny

$\sigma$  je povrchové napětí

$c_p$  je měrná tepelná kapacita

$\Delta T_{sup}$  je přehřátí stěny

### Hustota aktivních nukleačních míst

Tento parametr určuje kolik míst, kde vznikají bubliny, se v průměru nachází na jednotce plochy. Na výběr je pouze jedna možnost a korelace Lemmert Chawla. Problém u tohoto parametru je s fyzikální interpretací při vysokých hodnotách přehřátí stěny. Tato hustota může dosahovat hodnoty až 100 nukleačních míst na  $\text{mm}^2$ . Tento model nebyl vytvořen pro podmínky panující v hypervapotronu pro tak velká přehřátí stěny a tak se dá tato hodnota pochopit. Bohužel lepší korelace nebyla dostupná, a tak byla použita tato, která je dána následující rovnicí.

$$n = (m \cdot \Delta T_{sup})^p \quad (29)$$

$m = 210$ ,  $p = 1,805$  jsou konstanty.

### Doba „čekání“ bubliny

Doba čekání bubliny je v ANSYS CFX nastavená dle modelu Tolubinski Konstanchuk pomocí frekvence odpoutávání bublin od stěny. Je nastavena jako 80% hodnoty periody odpoutávání bublin.

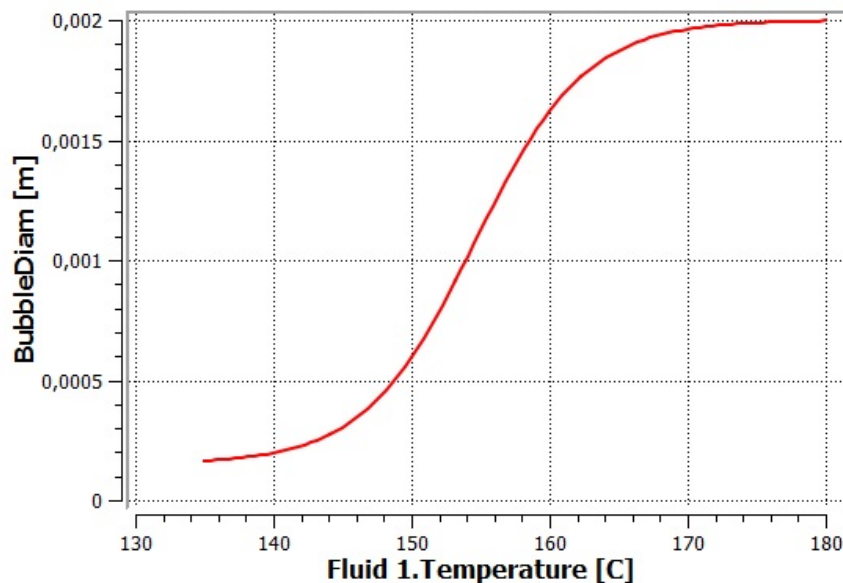
$$t_w = \frac{0.8}{f} \quad (30)$$

### Průměr bublin v proudu kapaliny

Průměr bublin v kapalině je závislý na teplotě podchlazení. Nejvhodnější volbou pro dané podmínky je korelace Anglart a Nylund, která dává pro podchlazení kapaliny 13,5 K průměr bublin 0,15 mm a pro podchlazení -5 K průměr bublin 2 mm.

$$d_b = \frac{d_1 - d_0}{T_1 - T_0} T_{sub} + \frac{d_0 T_1 - d_1 T_0}{T_1 - T_0} \quad (32)$$

$d_0 = 0,15$  mm,  $d_1 = 2$  mm jsou referenční průměry bublin pro teploty podchlazení  $T_0 = 13,5$  K,  $T_1 = -5$  K. Pro možnost kontroly bude uvedena funkce vložená do programu, tato funkce byla převzata z tutoriálů ANSYS CFX a je uvedena jako příloha č. 4. Na obrázku č. 29 je vidět závislost průměru bublin v závislosti na teplotě pro tlak 0,6 bar.



Obrázek č. 29 - korelace Anglart Nylund pro průměr bubliny v proudu kapaliny

#### 6.2.4 Přenos hybnosti mezi fázemi

V CFX existuje několik možností jak modelovat přenos hybnosti mezi fázemi. Některé z nich mají zanedbatelný vliv na výsledek, a proto v modelu nebudou dále uvažovány.

#### Odporová síla (Drag Force)

Tato síla je vyvolávána rozdílnými rychlostmi jednotlivých fází a působí tak, že urychluje kapalinu a brzdí parní fázi. Hlavním parametrem pro výpočet odporové síly je součinitel odporu. Ten jde zadat přímo anebo je na výběr několik modelů. Pro daný typ proudění vyhovuje model odporové síly dle Schillera a Naumanna, který je vytvořen

pro pevné kulové částice, avšak dá se dle uživatelského manuálu použít i pro kapalně částice. Další alternativou by mohl být model Ishii Zuber, který je dle uživatelského manuálu je také vhodný.

### **Hydrodynamická vztlaková síla**

Vztlaková síla působí kolmo na relativní pohyb dvou fází. Existují různé modely zabudované do CFX. Přednastavená hodnota součinitele vztlakové síly je  $C_L = 0,5$ .

### **Turbulentní disperze**

Turbulentní disperze se objevuje u turbulentního proudění kapalin. Dochází k rozptylu páry z oblastí s vyšším objemovým podílem páry do oblastí s podílem nižším. Pro turbulentní disperzní sílu je v CFX použit model *Favre Averaged Drag Force*. Lze použít i model *Lopez de Bertodano*, avšak ten není tak univerzální, jako výše uvedený model.

Efekt virtuální hmoty ani *Wall Lubrication Force* nebyly pro malý vliv na výsledek uvažovány.

### **Vylepšení modelu turbulence**

V případě kdy je využit *Particle model*, lze využít pro modelování turbulencí vyvolaných částicemi v proudu kapaliny pomocí modelu Sato Enhanced Eddy Viscosity. Turbulentní viskozita je pak dána součtem dvou složek, jedna je standardní vyvolaná od napětí a druhá od částice.

V následující tabulce je shrnuto nastavení pro validaci modelu.

**Tabulka č. 3 - shrnutí nastavení modelu**

Analysis Type	Steady State	Time Step - 0,001 s
Turbulence Numerics	First Order	
Advection Scheme	High Resolution	
Multiphase Control	Volume Fraction Coupling	Coupled - pomáhá konvergenci a stabilitě modelu
Heat Transfer (Water)	Thermal Energy	
Heat Transfer (Vapour)	Thermal Energy	Dle [12]
Water Morphology	Continuous Fluid	
Vapour Morphology	Dispersed Fluid	Mean Diameter - Anglart Nylund, Dle [12]
Turbulence model (Water)	SST k- $\omega$	Dle [12]
Turbulence model (Vapour)	Dispersed Phase Zero Equation	Default
<b>Interphase Momentum Transfer</b>		
Drag Force	Schiller Naumann	Dle [12]
Lift Force	Součinitel vztlakové síly - 0,5	Default
Turbulence Transfer	Sato Enhanced Eddy Viscosity	Default
Virtual Mass Force	Neuvažován	Dle [12], žádný vliv
Wall Lubrication Force	Neuvažován	Dle [12], žádný vliv
Turbulent Dispersion Force	Favre Average Drag Force	
<b>Interphase Mass Transfer</b>	Thermal Phase Change Model	
Wall Boiling Model	RPI Model	
Bubble Departure Diameter	Tolubinski Konstanchuk	Default
Bubble Detachment Frequency	Situ	Dle [12], vložena přes funkci, omezení na 412 Hz/ respektive 881 Hz
Nucleation Site Density	Lemmert Chawla	Default
Max. Area Fraction of Bubble Influence	0.95	Dle [12]
Quenching Heat Transfer Coefficient	Dell Valle Kenning	Default
<b>Interphase Heat Transfer</b>	Two Resistance	Default
Nusselt Number (Water)	2	Dle [12] - lepší konvergence než u korelace Ranz Marshall
Nusselt Number (Vapour)	1000+	Pro podchlazený var dle uživatelského manuálu, model <i>Zero Resistance</i> nefungoval

## 7. CFD výpočty

Následující kapitola se zabývá samotnými CFD výpočty, jejich výsledky a diskuzí výsledků. Pro zrychlení výpočtu byl výpočet rozdělen do třech kroků. Prvním krokem bylo izotermální jednofázové proudění pro použití ustáleného stavu do dalších kroků. Druhým krokem bylo jednofázové proudění s daným tepelným tokem a povoleným přenosem tepla až do chvíle, kdy teplota stěny překročila teplotu sytosti kapaliny. V třetím kroku byl puštěn již celý dvoufázový model s modelem varu na stěně.

### 7.1 Konvergence

Aby bylo výsledek možné považovat za správný, je nutné obdržet zkonvergované řešení. Pro sledování konvergence bude použito sledování reziduí společně s dalšími podmínkami. Obecný cíl je, aby se rezidua dostaly pod hodnotu  $1 \times 10^{-5}$  pro přijatelnost výpočtu. V předchozí práci [12] byl ještě zvýšen limit reziduí pro vlastnosti páry na hodnotu  $1 \times 10^{-4}$ , avšak z provedených výpočtů lze konstatovat, že řešení konverguje rychleji z pohledu reziduí než z pohledu fyzikálního ustálení, a tak tento problém nebude ve většině případů třeba řešit. Dalším důležitým prvkem, který bude sledován, je fyzikální ustálení výsledku. Jelikož CFX neposkytuje ve svém kódu snadnou možnost jak porovnávat jednotlivé iterace mezi sebou, je nutné si výsledky některých veličin zobrazovat a vykreslovat přímo v řešiči a sledovat ustálení řešení manuálně. Zejména byly sledovány teploty v pevném materiálu a to konkrétně teploty na otápné ploše a rozhraní mezi pevným materiálem a kapalinou. Dále byl sledován objemový průměrný podíl páry v rovinách mezi žebry. Všechny výsledky v této práci výše uvedená kritéria splňují. Pro kontrolu lze ještě provést energetickou bilanci modelu. Zejména při vyšších objemových podílech páry dochází v tekutině vlivem kondenzace a vypařování ke generaci energie a tak výsledná energetická bilance zcela necyháží. Pokud porovnáme tento rozdíl s celkovým množstvím energie, je výsledná chyba v řádu desetin procenta, pokud jej porovnáme s tepelným tokem vstupujícím do modelu přes otápnou plochu je výsledná chyba okolo 1%. I z předchozí práce [22] je ale možné zjistit podobnou chybu i v programu ANSYS Fluent a tak je tato chyba dána nejspíš vlastnostmi modelu a nedá se nastavením nijak odstranit.

## 7.2 Definice vlastností materiálů

Součástí modelu jsou tři materiály. Pevný materiál, který vymezuje prostor proudění pro kapalinu a vzniklou páru

### *Tekutá složka (Fluid)*

Pro co nejpřesnější vlastnosti vody a vodní páry bylo využito implementovaných tabulek IAPWS přímo v softwaru. Jejich výhodou je zejména přesnost při větším ohřátí kapaliny, které v daném modelu činí až 100 °C.

### *Pevná složka (Solid)*

Jako pevný materiál je použita slitina CuCrZr. Bohužel se nepodařilo zjistit vlastnosti materiálu z použitých experimentálních dat, vůči nimž je model validován. V práci [12] je využívána teplotní vodivost 345 W/m.K, avšak při porovnávání jiného modelu a ve srovnání s jiným experimentem. Při pohledu do materiálových listů této slitiny se ve většině případů objevuje hodnota tepelné vodivosti 320 W/m.K [19], avšak není předem jasné předchozí zpracování slitiny, které má na výsledné vlastnosti velký vliv. Jako nejvhodnější hodnota, která se mi podařila zjistit a lze ji i doložit je 335 W/m.K při pokojové teplotě, se kterou bude dále počítáno. [27] Hodnota tepelné vodivosti nebude s největší pravděpodobností konstantní s měnící se teplotou, avšak lepší data bohužel nejsou k dispozici. Další potřebnou vlastností materiálu je měrná tepelná kapacita. Pro slitinu CuCrZr bude použita hodnota  $c_p = 390 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  [28].

## 7.3 Typ analýzy

Jelikož úloha má okrajové podmínky v čase neměnné a dá se předpokládat po čase ustálený stav, bude simulace prováděna jako stacionární. Jelikož je v CFX při stacionárním proudění uvažován časový krok, je tento typ simulace uváděn jako pseudotransientní. Z předchozích simulací prováděných v programu ANSYS Fluent [22] bude převzata hodnota časového kroku 0,001 s. Pokud je v CFX zvolena možnost automaticky počítat tento časový krok, je takto vypočítaná hodnota velmi blízká již zvolené. V dalších simulacích byla tato hodnota dále upravována pro urychlení výpočtu. Menší hodnota byla volena na počátku simulace, kvůli problémům se stabilitou a poté, když už nebyly změny tak velké, byla volena větší hodnota. V závěrečných fázích výpočtu se přešlo zpátky na původní hodnotu.

## 7.4 Validace modelu

V této kapitole bude uveden souhrn výsledků, které se vztahují k validaci modelu. Validovat se tento model bude vůči modelu použitému v práci [12] a výsledky budou porovnány s tímto modelem a experimentálními daty použitými v jeho práci.

### 7.4.1 Definice okrajových podmínek pro validaci modelu

Okrajové podmínky pro validaci modelu jsou uvedeny v následující tabulce. Většina z nich vychází z modelu, který byl použit v [12]. Co se týče okrajových ploch, není z jeho modelu zřejmé, zda na plochy, kde není symetrie, tepelný tok ani vstup a výstup, aplikoval adiabatickou podmínku pro sdílení tepla. Jinak má model jeden vstup a jeden výstup, plochu symetrie pevného tělesa i kapaliny a plochu, kam dopadá tepelný tok. Jelikož je teplota měřena uprostřed modelu a vstupní teplota chladiva je 20 °C a výstupní 70 °C, byla nastavena vstupní hodnota na 50 °C.

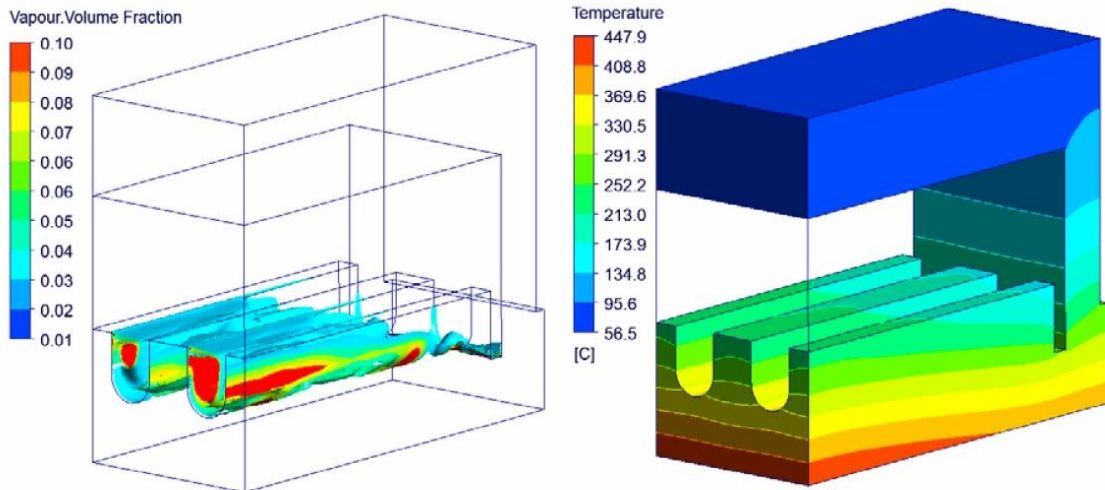
**Tabulka č. 4 - nastavení okrajových podmínek**

Tlak	6 bar	Dle [12]
Vstupní rychlost proudění	4 m/s; 8,55 m/s	Dle [12]
Vstupní teplota chladiva	50 °C	Dle [12]
Teplota sytosti	158,85°C	Pro tlak 6 bar
Minimální objemový podíl páry	1E-8	Oproti defaultní hodnotě 1E-15 prý zlepšuje konvergenci [12]
Výstup	Průměrný statický tlak	Relativní tlak - 0 Pa
Tepelný tok	2;6;10;12 MW/m <sup>2</sup>	

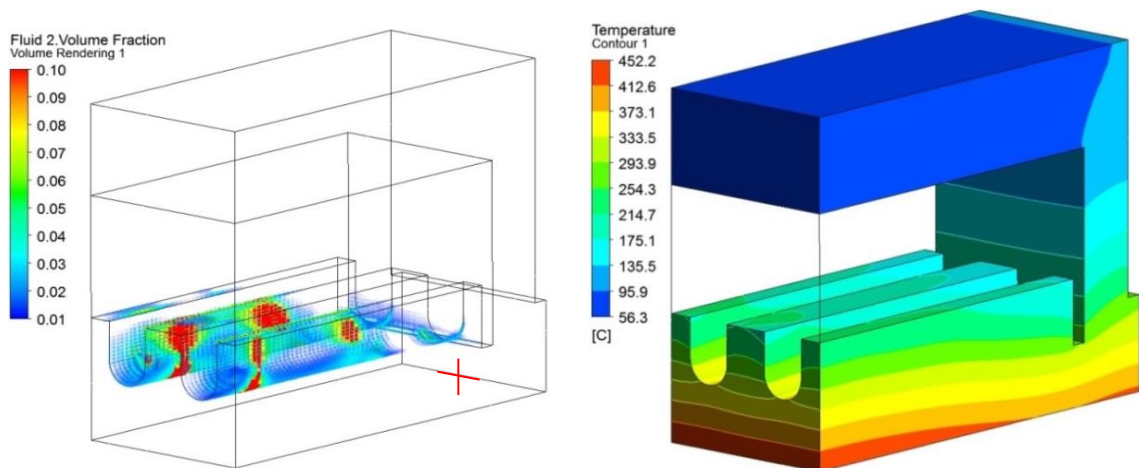
### 7.4.2 Výsledky simulací

Pro první porovnání lze uvést grafické znázornění objemového podílu páry a rozložení teplot v pevném materiálu. Model dle [12] ještě používá frekvenci odpoutávání bublin dle korelace Cole. Jelikož první výpočty v rámci této práce byly prováděny také s tímto modelem pro frekvenci, pro znázornění je lze uvést také, aby porovnání mělo vypovídající hodnotu. Na obrázcích č. 30 a č. 31 lze přímo porovnat poměrně dobrou shodu výsledků, co se rozložení teplot v materiálu týče.





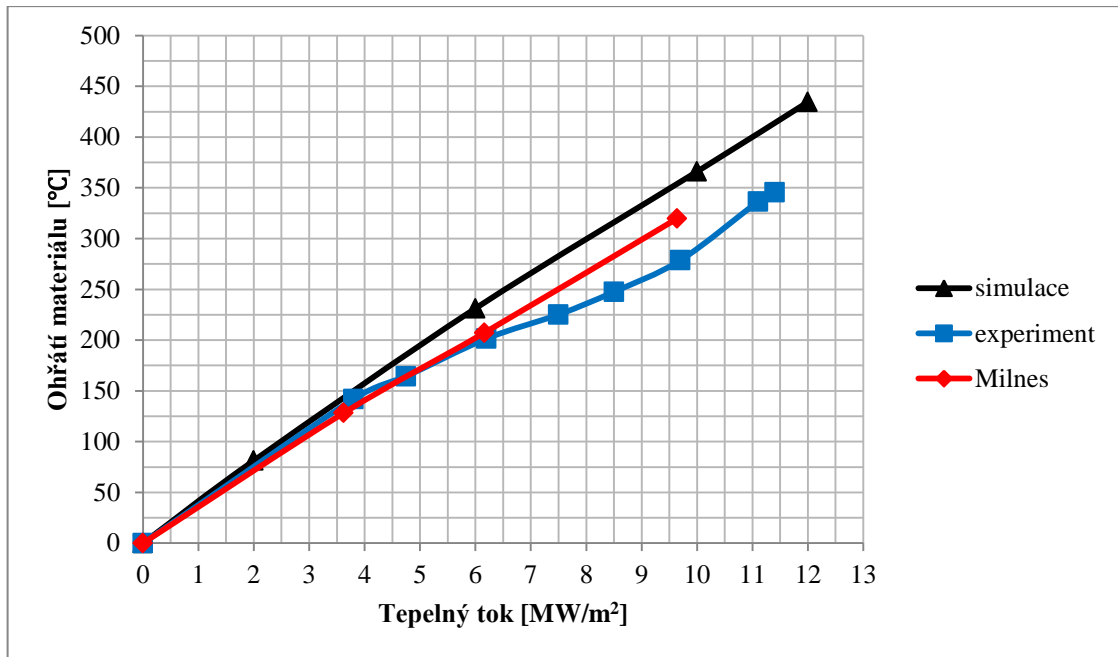
Obrázek č. 30 - objemový podíl páry a rozložení teplot v materiálu dle [12]



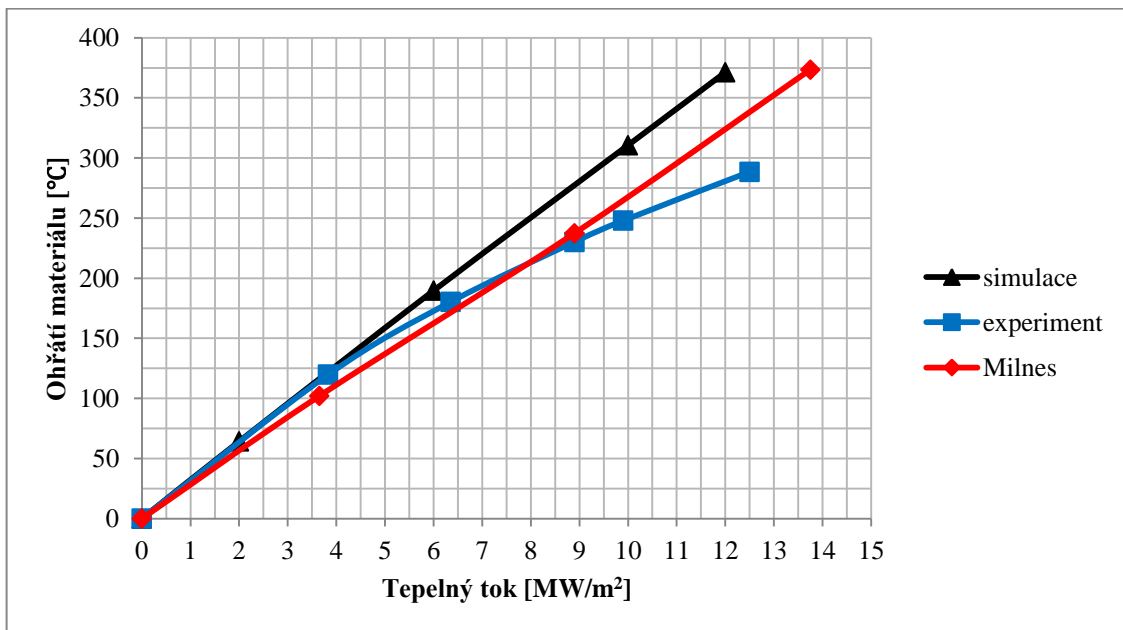
Obrázek č. 31 - objemový podíl páry a rozložení teplot ( $P=10 \text{ MW/m}^2$ ,  $v=4 \text{ m/s}$ ,  $T_{in}=50^\circ\text{C}$ )

Mírný rozdíl bude pravděpodobně tvořen jinými materiálovými vlastnostmi obou modelů. Simulacemi při rozdílných tepelných vodivostech materiálu CuCrZr bylo zjištěno, že při přechodu z 330 a 335 W/m.K dojde ke snížení maximální teploty o 3 °C a tak je pravděpodobné, že v modelu hypervapotronu dle [12] byla použita hodnota tepelné vodivosti 345 W/m.K. Rozložení páry je při bližším porovnání odlišné, pravděpodobně vlivem proudění, ale vzhledem k rozdílnému zobrazení lze také konstatovat, že se výsledky neliší nijak výrazně. Porovnáme-li výsledky ze simulací, tak korelace Situ oproti korelaci Cole poskytuje řešení blíže k experimentálním datům, protože se vytváří více páry a teplota materiálu se sníží při tepelném toku  $10 \text{ MW/m}^2$  o 30 °C.

Na obrázcích č. 32 a č. 33 lze nejlépe porovnat chování modelu. Výsledná data byla odečítána v místě, které je označeno červeným křížem na obrázku č. 31. Tento bod leží uprostřed průsečíku spodní plochy a pravé plochy dané součásti. Experimentální data byla měřena jinde, ale byla přepočítána na toto místo. Zatímco v oblasti, kdy se ještě netvoří pára je velmi dobrá shoda experimentálních dat se simulací, s rostoucím tepelným tokem se rozdíly zvětšují a chyba už je při vysokých tepelných tocích značná. Tento model tedy neposkytuje při vysokých tepelných tocích přesná data a může se od reálného výsledku poměrně dost lišit. Pokud porovnáme pouze výsledky simulací, tak lze vidět, že výsledná křivka vypadá skoro jako přímka v obou případech. Tato data se liší výrazně pouze ve směrnici a to tak, že výsledná data dle [12] se více přiklání k ose x. Tento rozdíl může být dán rozdílnými vlastnostmi materiálu, protože pokud má materiál vyšší tepelnou vodivost a tepelnou kapacitu, celková teplota materiálu se logicky sníží. Vzhledem k tomu, že výsledné výpočty, které na tuto validaci budou navazovat, se budou s tepelnými toky pohybovat kolem  $1 \text{ MW/m}^2$ , tak výsledky kolem tohoto rozmezí poskytují dobrou shodu. Řešením jak přiblížit i výsledky při vyšších tepelných tocích k reálným datům by mohlo být odstranění limitu frekvence odpoutávání bublin. Problém by ale mohl nastat s konvergencí výpočtu a fyzikální interpretací tohoto jevu, kdy by tato frekvence dosahovala několik tisíc Hz. Je ovšem potřeba mít na paměti, že *RPI Wall Boiling Model* vznikl kvůli jiným účelům a není stavěný parametry, které panují v hypervapotronu.



Obrázek č. 32 - porovnání výsledků simulací a experimentálních dat pro vstupní rychlost 4 m/s



Obrázek č. 33 - porovnání výsledků simulací a experimentálních dat pro vstupní rychlost 8,55 m/s

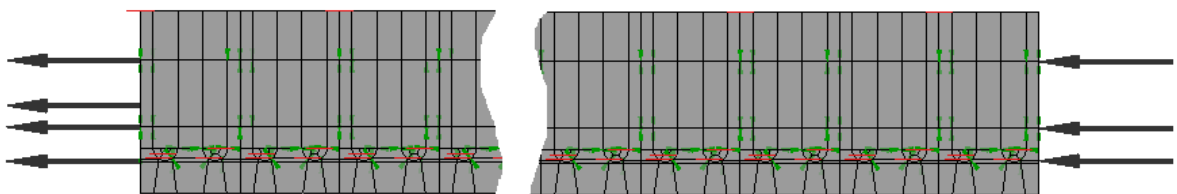
Z výše uvedených grafických závislostí a zobrazení lze konstatovat, že model je nastaven správně a poskytuje věrohodné výsledky zejména v oblastech s nízkým tepelným tokem. Proto bude přistoupeno k následujícímu kroku a to k vytvoření výpočetního modelu pro zařízení BESTH.

## 7.5 Návrh aktivní části hypervapotronu pro zařízení BESTH

Cílem této kapitoly je provést výpočty na rozšířeném modelu hypervapotronu pro zařízení BESTH a zajistit tak potřebné podmínky uvnitř kanálu pro případný experiment. Jelikož předchozí výpočty v CFX byly prováděny výhradně na zkráceném modelu o dvou žebrech, bude toto zároveň první pokus, jak uvést větší model provozu.

### 7.5.1 Model a síť

Ověřený model o dvou žebrech hypervapotronu byl rozšířen tak, aby pokrýval celou plochu topného panelu zařízení BESTH. Vnitřní geometrie byla ponechána oproti předchozímu modelu téměř beze změny s rozdílem prohloubení postranního kanálu o 0,1 mm. V CFX je dostupná možnost kopírování sítě za sebe, a tak byl model o dvou žebrech nakopírován 19x s výsledným rozměr 228x80 mm, s tím že po stranách byl ponechán prostor pro řešení vstupu a výstupu chladiva. Výsledný model je v pohledu na rovinu symetrie znázorněn na obrázku č. 34. Takto vytvořená síť má celkem 4,74 milionu buněk. Maximální hodnota zkosení buňky pro fluid je 0,59 je a maximální hodnota *aspect ratio* pro fluid je 7,35. Tato síť má tedy podobné kvality jako předchozí používané sítě a lze jí dále použít. Vzhledem k tomu, že pro dvoufázové proudění je počet buněk vysoký, bylo rozhodnuto využít paralelního výpočtu. Výpočty byly prováděny pod Výpočetním a informačním centrem ČVUT, kde jsou k dispozici výkonné počítače SGI Altix. Využívány byly servery fox (Altix UV 100) a ferret4 (ALTIX XE). Počítač SG Altix UV 100 má k dispozici 12 6-ti jádrových procesorů Intel Xeon o frekvenci 2,66 GHz a 576 GB RAM. Jeden výpočet trval na 8 jádrech zhruba dva dny.



Obrázek č. 34 - zkrácený model v pohledu na rovinu symetrie tělesa

### 7.5.2 Okrajové podmínky

Okrajové podmínky jsou uvedeny v následující tabulce. Nejprve byly provedeny testy v jakých hodnotách se zhruba pohybovat, tak aby v zařízení docházelo k varu, a poté byly provedeny výsledné výpočty, které budou v této sekci uvedeny a

okomentovány. Vzhledem k relativně nízkému tepelnému toku a schopnosti hypervapotronu výborně odvádět teplo musela být vstupní teplota chladiva zvolena jako maximální, kterou zařízení BESTH poskytuje a k tomu musela být uzpůsobena i rychlost.

**Tabulka č. 2 - shrnutí okrajových podmínek pro hypervapotron pro zařízení BESTH**

Tlak	6 bar	
Vstupní rychlost proudění	1 m/s; 0,7 m/s	
Vstupní teplota chladiva	100 °C	
Teplota sytosti	158,85°C	
Výstup	Průměrný statický tlak	Relativní tlak - 0 Pa
Tepelný tok	0,3 - 0,9 MW/m <sup>2</sup>	

Aby se výpočty daly aplikovat v širším měřítku, byly vybrány tři hodnoty vstupní rychlosti a pro každou byly provedeny výpočty pro tři výkonové hladiny. Nejvyšší hodnota vstupní rychlosti byla na základě výpočtů zvolena jako 1 m/s. Při vyšších rychlostech s danými omezujícími podmínkami už nedochází k varu.

### 7.5.3 Výpočetní model

Celý výpočetní model byl převzat téměř beze změny z předchozích validačních výpočtů. Oproti validačním výpočtům, ale musela být kvůli konvergenci upravena velikost časového kroku. Při jemném kroku 0,001 s nedocházelo k dostatečné konvergenci residuí složek rychlosti. Při větším časovém kroku 0,01 s zase nedostatečně konvergoval přestup tepla v páře. Proto byl zvolen časový krok 0,005 s, při kterém docházelo ke konvergenci a byl i numericky stabilní.

### 7.5.4 Konvergence

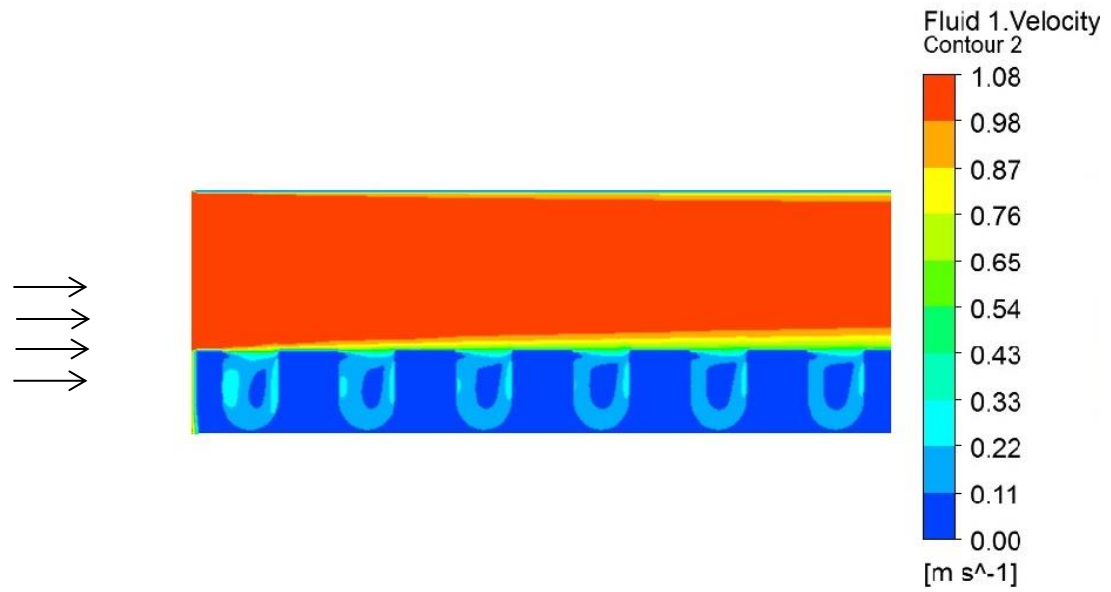
V případech výpočtů pro experimentální zařízení v Řeži nedošlo k ustálení residuí, protože řešení je časově velmi náročně. Další iterace již nemají skoro žádný vliv na výsledek, a tak bylo rozhodnuto nečekat, až se rezidua ustálí. I tak se hodnoty residuí pohybují pod hranicemi, které byly popsány v sekci pro definování podmínek konvergence.

### 7.5.5 Průběh výpočtu

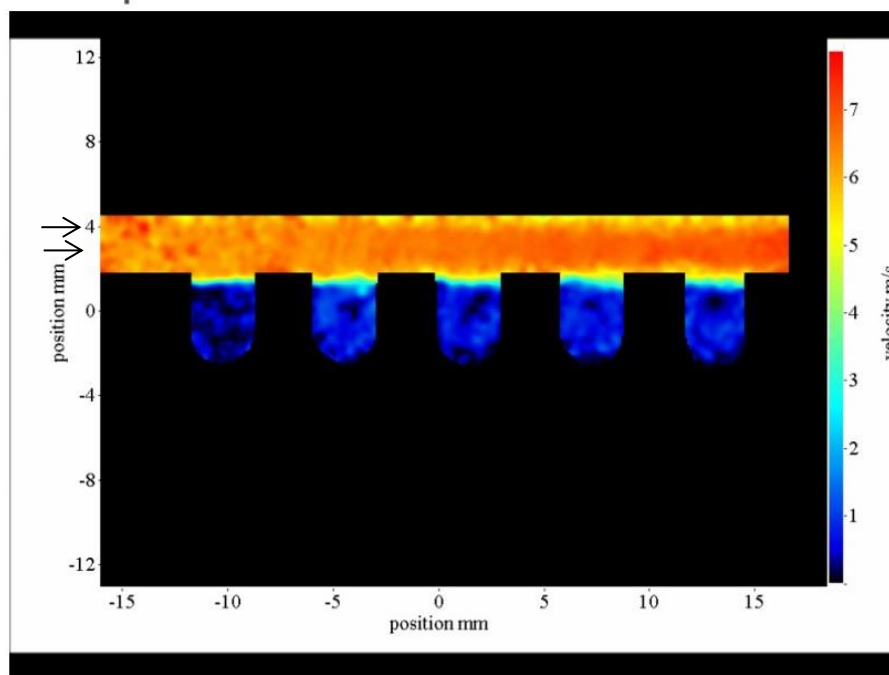
První problémy při výpočtu nastaly v momentě, kdy teplota vody překročila teplotu sytosti. Model pak přestává být stabilní a dochází neomezenému růstu tlaku a teploty vody a řešič poté padá. V daných případech objemový podíl páry dosahoval hodnot blízkých jedné. Proto musely být upraveny vstupní podmínky, tak aby kapalina nedosahovala tak vysokých parametrů. Vzhledem k vlastnostem proudění, kdy relativně malá část kapaliny je ve styku s ohřátou stěnou a nedochází k dostatečnému promíchávání, je toto zároveň omezující podmínka použitelnosti modelu. Dále byly odzkoušeny i podmínky použité při validaci, ale docházelo k již výše uvedeným problémům a tak za použitého nastavení nelze model používat pro vysoké tepelné toky. Není z důvodu časových možností v rámci této práce provést nastavení výpočetního modelu, tak aby fungoval i pro podmínky použité při validaci.

### 7.5.6 Výsledky simulací

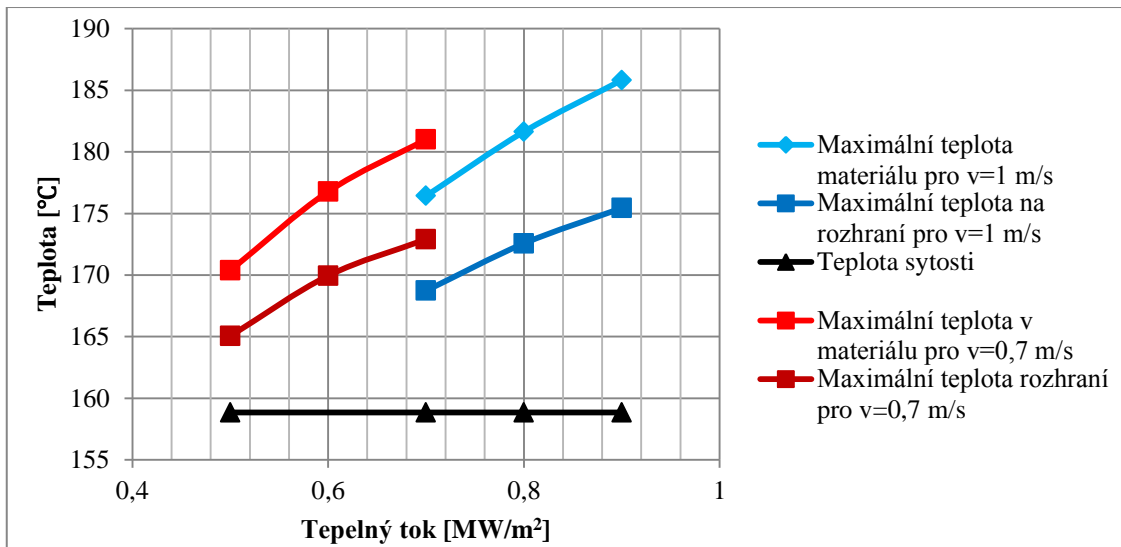
Z obrázků č. 35 a č. 36 lze pozorovat rozdílné chování proudění po délce kanálu. S rostoucí vzdáleností od vstupu je stále více ovlivněna oblast hlavního kanálu v blízkosti žebry. Pokud porovnáme obrázek ze simulace a z experimentálních dat (jedná se o jinou geometrii a jiné okrajové podmínky) je tento trend podobný u obou obrázků. V oblasti výstupu modelu je proudění silně turbulentní a dochází zde k lepšímu promíchávání chladiva vystupujícího z oblasti mezi žebry s chladivem v hlavním kanálu. Pokud porovnáme tyto dva obrázky, je z nich zřetelné, že v oblasti u stěn je kapalina pomalejší, než v hlavním kanálu a i poměry rychlostí vůči sobě jsou podobné. Struktura víru velmi závisí, na rovině, ve které je zobrazena (na obrázku je proudění v rovině symetrie tělesa), protože se s příčnou vzdáleností mění. Na obrázku č. 37 jsou graficky znázorněna data závislosti teploty v pevném materiálu na tepelném toku. Křivka maximální teploty na rozhraní znázorňuje jeden z nejdůležitějších parametrů a po odečtení teploty sytosti dává přehřátí stěny. Čím vyšší je tato hodnota, tím více se bude uvnitř hypervapotronu tvořit páry. Při tepelném toku  $0,7 \text{ MW/m}^2$  pro rychlost proudění  $1 \text{ m/s}$  ještě není přehřátí stěny tak velké, aby se tvořilo výrazně větší množství páry, a ta rychle kondenzuje. Naopak při  $0,9 \text{ MW/m}^2$  se páry v prostoru mezi žebry tvoří výrazně více. Objemové množství páry v prostoru mezi žebry se pohybuje okolo 30% a to i při relativně nízkém přehřátí stěny, které činí cca  $16 \text{ }^\circ\text{C}$ . Tento případ je znázorněn na obrázcích č. 38 a č. 39. Pára se v kanálu tvoří pozvolna a nenachází se po krajích kanálu.



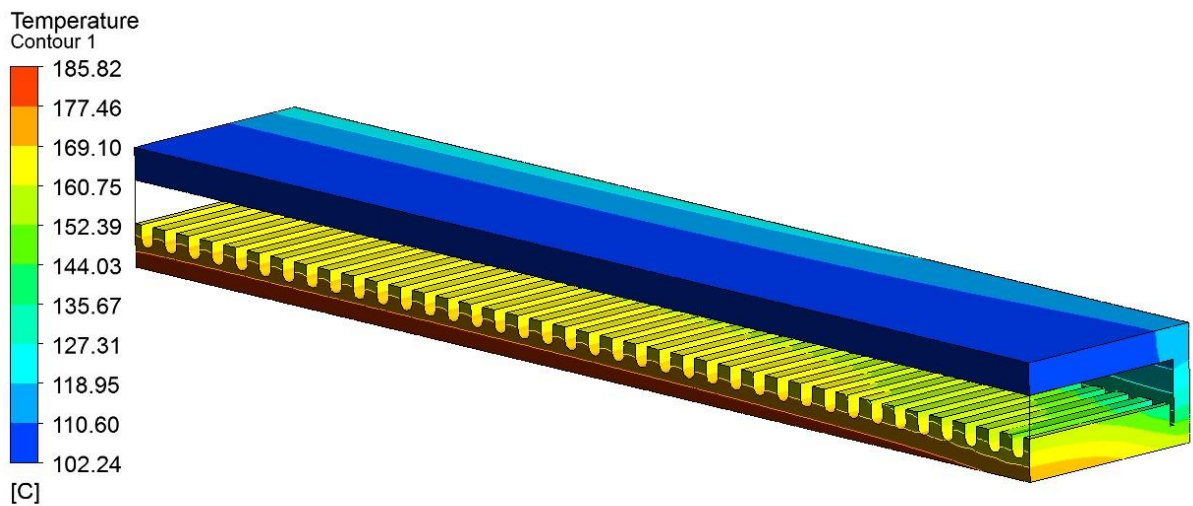
Obrázek č. 35 - zobrazení rychlosti proudění v hypervapotronu ( $T_{IN}=100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $v=1\text{ m/s}$ )



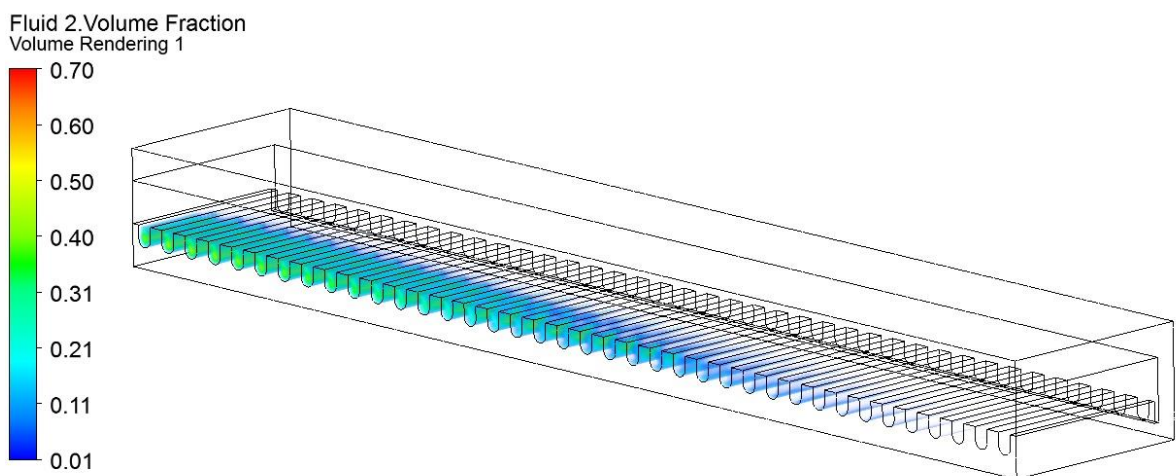
Obrázek č. 36 - znázornění proudění uvnitř hypervapotronu ( $v\cong 7\text{ m/s}$ ) [29]



Obrázek č. 37 - závislost teplot pevném materiálu na tepelném toku



Obrázek č. 38 - rozložení teplot v pevném materiálu  $P=0,9$  MW/m<sup>2</sup> a  $v=1$  m/s

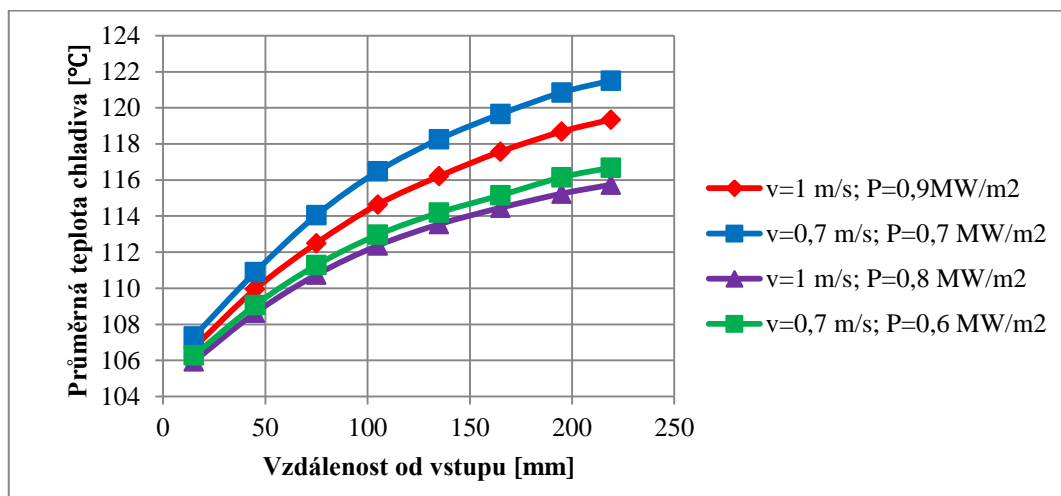


Obrázek č. 39 - objemový podíl páry pro  $P=0,9$  MW/m<sup>2</sup> a  $v=1$  m/s

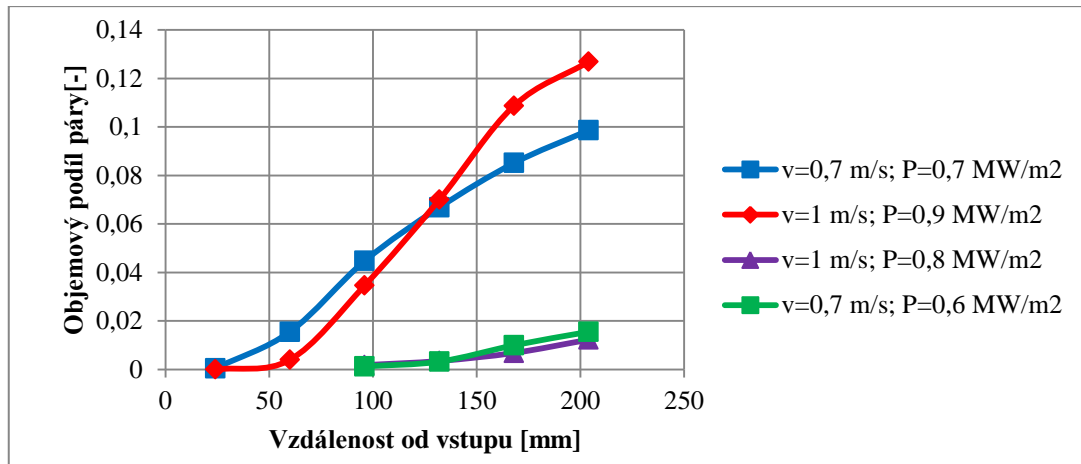


Rozložení teplot v pevném materiálu se rostoucí vzdáleností od vstupu postupně ustaluje a poté už je víceméně konstantní v každém průřezu. Tento trend je patrný z obrázku č. 38. Maximální teplota součásti se nachází v rovině symetrie kanálu a po krajích je výrazně nižší.

Na obrázku č. 40 je závislost průměrné teploty v rovině rovnoběžné se vstupní rovinou v závislosti na vzdálenosti od vstupu. Na obrázku č. 41 pak je závislost objemového podílu páry v rovině B z obrázku č. 22. V obou jsou znázorněny 4 výsledky. Z průběhu křivek lze pozorovat postupné mírněné trendu. V případě teplot chladiva dochází k rychlému ohřátí kapaliny na několika prvních žebrech. Nejvyššího podílu páry na konci hypervapotronu je dosaženo pro rychlost proudění  $v=1$  m/s a tepelný tok  $P=0,9$  MW/m<sup>2</sup>, i když je nejvyšších teplot dosaženo pro rychlost proudění  $v=0,7$  m/s a tepelný tok  $P=0,7$  MW/m<sup>2</sup>. Ostatní případy již dosahují nižších teplot a pára se netvoří téměř žádná. Objemový podíl páry souvisí s teplotou chladiva mezi žebry, ale je ovlivněn také rychlostí chladiva.



**Obrázek č. 40 - průměrná teplota chladiva v rovině rovnoběžné se vstupní rovinou v závislosti na vzdálenosti**



**Obrázek č. 41 - průměrný objemový podíl v rovině B v závislosti na vzdálenosti od vstupu**

## 7.6 Diskuze výsledků

Z hlediska jednofázového proudění jsou data z CFD výpočtů poměrně přesná. Neexistuje sice přesné porovnání, ale z dat z vizualizací proudění lze najít určitou shodu. Problém z hlediska přesnosti tento model má pro proudění páry. Chování páry je silně závislé na podmínkách v kanálu. S rostoucí rychlostí a více turbulentním prouděním dochází k rychlejší kondenzaci páry. S kondenzací také souvisí velikost bublin, která je funkcí podchlazení. Jelikož proud chladiva v hlavním kanále je silně podchlazen (v tomto případě 50-60 °C). Budou bubliny dle použitých korelací malé. Čím větší je průměr bubliny, tím větší je i plocha rozhraní mezi fázemi a snazší kondenzace. Z experimentálních metod jsou dostupné vizualizace proudění páry většinou pro nízké tlaky, teploty a rychlosti proudění a tak srovnání pro tyto podmínky chybí. Ze snímků proudění se však zdá, že pára ve většině případů zasahuje mnohem více do oblasti hlavního kanálu a některé bubliny se mohou dostat až k oblasti stěny bez žebry, což je vidět i na obrázku č. 5. V rámci validačního modelu nebyly uvažovány pro malý vliv na výsledek efekt virtuální hmoty ani *Wall Lubrication Force*. Ty by měly tlačit páru dále od stěny, ale nedá se očekávat, že by pak došlo v rozložení páry k výraznému zlepšení.

Pokud porovnáme průběh závislosti maximální teploty v materiálu na tepelném toku s předchozími simulacemi, je zde patrné, že výsledná křivka nemá tolik napřímený charakter. S největší pravděpodobností je zde vliv páry mnohem větší, než tomu bylo u validačních výpočtů, jelikož se i v prostoru mezi žebry více páry vyskytuje. Na generaci páry jde maximálně okolo 10% z tepelného toku, který jde přes stěnu

do kapaliny, přičemž při validačních výpočtech to bylo výrazně méně. V reálných podmínkách to můžou být i několik desítek procent, ale to nastává, pokud kapalina ve větším objemu překročí teplotu sytosti, což v simulovaném případě není. Při nižších tepelných tocích je maximální teplota v pevném materiálu v rovině symetrie kanálu. Při validačních výpočtech a vyšších tepelných tocích to bylo vlivem tloušťky stěn na kraji. Proto pravděpodobně není nutné mít v hypervapotronu pro zařízení BESTH po krajích kanálu obtoky chladiva. Výsledkem bude vyrovnání teplot a pára se nebude tvořit jen uprostřed kanálu. Při parametrech simulace docházelo v hypervapotronu k podchlazenému varu. Aby byl hypervapotron vlastnostmi proudění blíže k podmínkám používaných v ostatních experimentech a při provozu, je možné pro zařízení BESTH ještě snížit tlak, což bude mít za následek zmenšení podchlazení kapaliny a tím i snížení zásoby do varu. Bude se pak tvořit více páry a pára bude rozložena po celém kanále. Další možností jak toho docílit je snížit vstupní rychlost, ale ta už je i tak v porovnání s typickými provozními podmínkami hypervapotronu dost nízká a vlivem snížení rychlosti chladiva by mohlo docházet hypervapotron efektu.

Funkce odvádění tepelného toku hypervapotronu při vysokých tepelných tocích je dána zejména využitím latentního tepla, což pro daný model nelze kvůli nestabilitě použít. Po provedených výpočtech při těchto podmínkách není maximální teplota chladiva rovna teplotě sytosti, ale dochází k jejímu překročení i o několik desítek stupňů Celsia, což z hlediska fyzikální interpretace nelze považovat za správné. Poměr tepelného toku, který jde na generaci páry, by měl při těchto podmínkách dosahovat desítek procent z celkového tepelného toku, avšak v tomto modelu dochází z většiny k přestupu tepla konvekcí a jen malé procento tepelného toku přechází do páry.

## 8. Závěr

V rámci této práce byly provedeny CFD simulace hypervapotronu, kterým předcházela rešerše chlazení ve fúzních reaktorech, popis hypervapotronu a analýza experimentů a experimentálních dat s cílem popsat závislosti, které u daného typu proudění fungují. Hypervapotron je unikátní zařízení, jež je schopno odvést vysoké tepelné toky při nízkých parametrech chladiwa, což určuje jeho budoucí využití pro vysoké tepelné toky anebo tam, kde není zapotřebí následné zužitkování energie. Pro účely CFD simulace byl vytvořen výpočetní CFD model v programu ANSYS CFX, který vychází z předchozích provedených simulací. Výpočetní síť byla vybrána dle výsledků citlivostní analýzy s ohledem na náročnost výpočtu.

Validační výpočty ukázaly shodu s předchozími provedenými simulacemi a v oblastech relativně nízkých tepelných toků i s experimentálními daty. Při vysokých tepelných tocích je odchylka od experimentálních dat a CFD modelu podstatně vyšší. Tento model je až na několik úprav tvořen standartním nastavením dostupným v programu ANSYS CFX. Provedené změny v použitých nastaveních zlepšují přesnost výsledků a stabilitu řešení. Zvalidovaný model byl následně použit pro výpočty, které dokázaly použitelnost modelu pro větší součást. S omezeními je možné jej používat pro nízké tepelné toky za předpokladu, že objemový podíl páry nebude dosahovat hodnot blízkých jedné (teplota kapaliny nebude překračovat teplotu sytosti), kdy je řešení nestabilní. Byly provedeny simulace, jejichž okrajové podmínky byly navrženy pro zařízení BESTH. Hlavním cílem těchto výpočtů bylo ověření, zda za daných podmínek bude dosaženo podchlazeného varu, což bylo výpočty predikováno. I při nízkých ohřátích kapaliny a pevného materiálu je hypervapotron schopen odvést maximální tepelný výkon zařízení, takže je možné dále snižovat některé parametry (tlak, vstupní rychlost) bez nebezpečí vysokých teplot pevného materiálu. Následně byl proveden rozbor výsledků ze simulací a jejich porovnání s reálnými daty. Ačkoliv tato data nebyla pořízena za stejných podmínek, byla prokázána shoda základních fyzikálních jevů a trendů, takže lze konstatovat, že CFD program ANSYS CFX je možno použít pro výpočty hypervapotronu při nízkých parametrech.

Na druhou stranu je nutné poznamenat, že jeho použití za podmínek, kdy je překročena teplota sytosti kapaliny ve větším objemu, je bez úprav v použitém modelu a úprav nastavení programu kvůli nestabilitě modelu nevhodné.

## Seznam použité literatury

- [1] FALTER, H. D. a E. THOMPSON. *Performance of Hypervapotron Beam Stopping Elements in JET*.
- [2] ENTLER, S. *Demonstrační fúzní elektrárna DEMO*. [prezentace].
- [3] JORDANOVA, J., U. FISCHER, P. PERESLAVTSEV, Y. POITEVIN, A. LI PUMA a N. NIKOLOV-TODOROVA. *Parametric neutronic analysis of HCLL blanket for DEMO fusion reactor utilizing vacuum vessel ITER FDR design*. 2006.
- [4] *ITER Test Blanket Modules: tomorrow's technology gets tested today*. Fusion for Energy [online]. [cit. 2017-01-10]. Dostupné z: <http://www.fusionforenergy.europa.eu/mediacorner/newsview.aspx?content=729>
- [5] YOU, J. H. a kol. *European DEMO divertor target: Operational requirements and material-design interface*. 2016.
- [6] BAEK, W. a S. H. CHANG. *Coolant Options and Critical Heat Flux Issues in Fusion Reactor Divertor Design*. 1996.
- [7] ŘÍPA, Milan. *Řízená termojaderná fúze pro každého - 4U*. 4., rozš. a čísl. vyd. Praha [i.e. Ostrava]: Vítkovice - výzkum a vývoj - technické aplikace, 2013. Svět energie. ISBN 978-80-260-4785-8.
- [8] HIRAI, T., K. EZATO a P. MAJERUS. *ITER Relevant High Heat Flux Testing on Plasma Facing Surfaces*. 2005.
- [9] WANG, W., H. DENG, S. HUANG, D. CHU, B. YANG, L. MEI a B. PAN. *Experimental and Numerical Investigation of HyperVapotron Heat Transfer*.
- [10] CHEN, Peipei. *An Experimental Investigation of Critical Heat Flux Performance of Hypervapotron in Subcooled Boiling*
- [11] CATTADORI, G., G. P. GASPARI, G. P. CELATA, M. CUMO, A. MARIANI a G. ZUMMO. *Hypervapotron Technique in Subcooled Flow Boiling CHF*.
- [12] MILNES, Joseph. *Computational Modelling of the HyperVapotron Cooling Technique for Nuclear Fusion Applications*. Cranfield, 2010.

- [13] TIVEY, R., H. FALTER, R. HAANGE, R. HEMSWORTH, P. MASSMANN a A. STABLER. *Testing of Beam Stopping Elements Using HyperVapotron Cooling*.
- [14] ALTMANN, H. FALTER, H., R. HEMSWORTH, D. MARTIN, S. PAPASTERGIOU a R. TIVEY. *A Comparison Between HyperVapotron and Multitube High Heat Flux Beam Stopping Elements*.
- [15] MARTIN, D. a kol. *A New Box Scraper for the JET Facilities Upgraded Neutral Beam Injection System*. 2002.
- [16] CHEN, Peipei, T. A. NEWELL a B. G. JONES. *Heat Transfer Characteristics in Subcooled Flow Boiling with Hypervapotron*.
- [17] *Velocimetry.net* [online]. 2008 [cit. 2017-01-10]. Dostupné z: <http://velocimetry.net/index.htm>
- [18] SERGIS, A., Y. HARDALUPAS a P. BARRETT. *Potential for improvement in high heat flux HyperVapotron element performance using nanofluids*. 2013.
- [19] *CuCr1Zr* [online]. In: European Copper Institute [cit. 2017-01-10]. Dostupné z: [www.conductivity-app.org/alloy-sheet/19](http://www.conductivity-app.org/alloy-sheet/19)
- [20] KLABÍK, Tomáš, O. ZLÁMAL a V. MASARŽÍK. *Description of Thermal Fatigue Testing Equipment for Be Coated Primary First Wall Mock-ups*.
- [21] ESCOURBIAC, F., J. SCHLOSSER, M. MEROLA A I. BOBIN VASTRA. *Experimental Optimisation of a Hypervapotron Concept for ITER Plasma Facing Components*
- [22] PÍSEK, Václav. *Ověření aplikovatelnosti CFD metodik pro výpočty podchlazeného varu*.
- [23] ANSYS, Inc. *ANSYS Meshing User's Guide*. Canonsburg, 2013.
- [24] ANSYS, Inc. *ANSYS CFX-Solver Theory Guide*. November 2013
- [25] SITU, R., ISHII, M., HIBIKI, T., TU, J. Y., YEOH, G. H., MORI, M. *Bubble departure frequency in forced convective subcooled boiling flow*.

- [26] PASCAL-RIBOT, S., GRANDOTTO, M., & SEILER-MARIE, N. *First step in simulations of hypervapotron cooling concept for fusion applications*. 11 international topical meeting on nuclear reactor thermal hydraulics (Nureth 11), France
- [27] HANZELKA, P., V. MUSILOVÁ, T. KRÁLÍK a J. VOŇKA. *Thermal conductivity of a CuCrZr alloy from 5 K to room temperatures*.
- [28] HOLZWARTH, U., M. PISONI, R. SCHOLZ, H. STAMM a A. VOLCAN. *On the recovery of the physical and mechanical properties of a CuCrZr alloy subjected to heat treatments simulating the thermal cycle of hot isostatic pressing*.
- [29] SERGIS, A., Y. HARDALUPAS a T. BARRETT. *Experimental and Theoretical Studies of Nanofluids with an Emphasis on Nuclear Fusion Applications*. [prezentace].

**Přílohy**

Příloha č. 1 - plocha mezifázového rozhraní

$$AreaDensity = (ArDen1^{BlendArDen} + ArDen2^{BlendArDen})^{(1.0/BlendArDen)}$$

$$ArDen1 = 6.0 * \max(Fluid\ 2.vfc, MinVFforArea) / BubbleDiam$$

$$ArDen1Max = 6.0 * MaxVFforArea / BubbleDiam$$

$$ArDen2 = ArDen1Max * \max(1.0-Fluid\ 2.vfc, MinVFforArea) / \backslash (1.0-MaxVFforArea)$$

$$BlendArDen = -2.0$$

$$MinVFforArea = 1.E-8$$

$$MinVolFrac = 1.E-8$$

Příloha č.2 - průměr bublin odpoutávajících se od stěny dle korelace Tolubinsky

Konstanchuk

$$dw = \min(dref * \exp(-Fluid\ 1 / Fluid\ 2.Tsubcool/dTref), dmax)$$

$$dTref = 45 [K]$$

$$dref = 0.6 [mm]$$

$$dmax = 1.4 [mm]$$

Příloha č. 3 - frekvence odpoutávání bublin dle korelace Cole

$$frekvence = ((4 * g * (Fluid\ 1.density - Fluid\ 2.density)) / (3 * Cdexp * dw * Fluid\ 1.density))^{(0.5)}$$

$$Cdexp = 1$$

$$g = 9.81 [m * s^{-2}]$$

Příloha č.4 - průměr bublin dle korelace Anglart Nylund

$$BubbleDiam = \tanhBlend * (diam1 - diam2) + diam2$$

$$\tanhArgum = (TsubL - TsubMean) / TsubScale$$

$$\tanhBlend = 1.0 / (1.0 + \exp(\tanhArgum))$$

$$diam1 = 2.0E-3 [m]$$

$$diam2 = 0.15E-3 [m]$$

$$TsubL = Tsat - Fluid\ 1.T$$

$$TsubMean = 0.5 * (Tsub1 + Tsub2)$$

$$Tsat = 432 [K]$$