

**ČESKÉ VYSOKÉ
UČENÍ TECHNICKÉ
V PRAZE**

**FAKULTA
STROJNÍ**



**ZÁVĚREČNÁ
PRÁCE**

2020

**MARTIN
KRATOCHVÍL**

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Kratochvíl** Jméno: **Martin** Osobní číslo: **459967**
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**
Zadávací katedra/ústav: **Ústav energetiky**
Studijní program: **Strojní inženýrství**
Studijní obor: **Energetika**

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

Termohydraulická analýza výměníku pro odvod zbytkového tepla z reaktoru ALLEGRO

Název diplomové práce anglicky:

Thermohydraulic analysis of the decay heat removal (DHR) exchanger of the reactor ALLEGRO

Pokyny pro vypracování:

Osnova:

1. Přehled IV. generace jaderných reaktorů.
2. Popis projektu ALLEGRO.
3. CFD model výměníku pro odvod zbytkového tepla (výměník DHR).
4. Termohydraulická analýza proudění helia a chladicí vody výměníkem DHR.

Seznam doporučené literatury:

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

Ing. Pavel Zácha, Ph.D., ústav energetiky FS

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

Ing. Václav Železný, ústav energetiky FS

Datum zadání diplomové práce: **24.04.2020**

Termín odevzdání diplomové práce: **26.06.2020**

Platnost zadání diplomové práce: **31.12.2021**

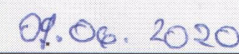

Ing. Pavel Zácha, Ph.D.
podpis vedoucí(ho) práce

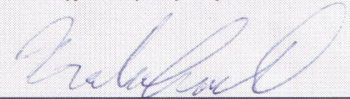

podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry


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

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

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


Datum převzetí zadání


Podpis studenta

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.121/2000Sb., o právu autorském, o právech souvisejících s právem autorským a o změně některých zákonů (autorský zákon).

V Praze, dne 20.6.2020

Martin Kratochvíl

Anotační list

Jméno autora	Martin Kratochvíl
Název DP:	Termohydraulická analýza výměníku pro odvod zbytkového tepla z reaktoru ALLEGRO
Anglický název:	Thermohydraulic analysis of the decay heat removal (DHR) exchanger of the reactor ALLEGRO
Akademický rok:	2019/2020
Ústav/Odbor:	Ústav energetiky/Energetika
Vedoucí DP:	Ing. Pavel Zácha, Ph.D.
Konzultant:	Ing. Václav Železný
Bibliografické údaje	Počet stran: 85 Počet obrázků: 70 Počet tabulek: 13 Počet příloh: 0
Klíčová slova:	CFD, reaktory IV. generace, tepelné výměníky
Keywords:	CFD, generation IV. reactors, heat exchangers
Anotace:	Úvodní část práce je věnována rešerši do současného stavu plynem chlazených reaktorů. Praktická část se zabývá CFD výpočtem výměníku pro odvod zbytkového tepla z plynem chlazeného reaktoru. Nakonec je zhodnocena geometrie výměníku z hlediska termohydrauliky a přeneseného výkonu, a jsou navrženy úpravy geometrie.
Abstract:	First section of this work deals with current state of gas cooled reactors. Practical section deals with CFD calculation of decay heat removal (DHR) heat exchanger. In the final sections geometry of DHR is evaluated with regard to thermohydraulics and geometry adjustments are proposed.

Poděkování

Tímto bych chtěl poděkovat vedoucímu práce Ing. Pavlu Záchovi, Ph.D. a Ing. Václavu Železnému za vstřícný přístup a odborné konzultace při řešení práce.

Obsah

1	Úvod	14
2	Generace jaderných reaktorů.....	15
2.1	Generace I	15
2.2	Generace II	15
2.3	Generace III	16
2.4	Generace IV	16
2.5	Plynem chlazené rychlé reaktory – GRF	20
2.5.1	GCFR	21
2.5.2	GBR	22
2.5.3	Současný vývoj.....	23
2.5.4	Bezpečnost	23
2.5.5	Systém DHR	24
2.5.6	Bariéry mezi palivem a okolím	24
3	Projekt ALLEGRO	25
3.1	Schéma projektu ALLGERO.....	26
3.2	Aktivní zóna	27
3.3	Bezpečnost	30
3.4	DHR systém	30
4	CFD model výměníku DHR.....	32
4.1	Příprava CAD modelu	32
4.1.1	Vstupní geometrický model	32
4.1.2	Zjednodušení geometrie	34
4.2	Tvorba výpočetního modelu	37
4.2.1	Základy tvorby povrchových sítí	37

4.2.2	Size field.....	40
4.3	Povrchová síť	41
4.3.1	Global Scoped Sizing.....	41
4.3.2	Podmínka „Curvature“	41
4.3.3	Podmínka „hard“	42
4.3.4	Výsledná povrchová síť.....	44
4.4	Objemová síť	44
4.4.1	Podmínky pro tvorbu mezní vrstvy	45
4.4.2	Mezní vrstva na straně helia	45
4.4.3	Mezní vrstva na straně vody.....	48
4.4.4	Výsledná objemová síť.....	49
5	Numerický výpočet.....	52
5.1	Materiálové vlastnosti	52
5.1.1	Voda.....	52
5.1.2	Helium	53
5.1.3	Materiál výměníku.....	54
5.2	Okrajové podmínky	55
5.3	Konvergence výpočtu	55
5.3.1	Stacionární výpočet	56
5.3.2	Nestacionární výpočet.....	57
6	Výsledky výpočtu	59
6.1	Popis proudění.....	59
6.1.1	Helium	59
6.1.2	Voda.....	61
6.2	Analýza výsledků	66
6.3	Použití clonek na vstupu do potrubí.....	68

6.3.1	Analytický výpočet.....	68
6.3.2	Výpočet modelu se clonkami	74
6.3.3	Přenesený výkon v potrubí.....	77
6.3.4	Použití odporových součinitelů pro skutečné clonky	78
6.4	Rozšíření rozváděcího nebo sběrného kolektoru.....	80
7	Závěr	82
8	Reference	84

Seznam obrázků

Obrázek 1 Generace jaderných reaktorů a jejich konkrétní příklady [1]	15
Obrázek 2 Schéma MSR [10]	18
Obrázek 3 Schéma VHTR [10].....	19
Obrázek 4 Schéma plynem chlazeného reaktoru [2]	21
Obrázek 5 GCFR [9].....	22
Obrázek 6 GBR [9]	23
Obrázek 7 Schéma DHR [7].....	24
Obrázek 8 Termohydraulické schéma projektu ALLEGRO [10]	27
Obrázek 9 Primární okruhy reaktoru ALLEGRO [2]	27
Obrázek 10 Uspořádání aktivní zóny reaktoru [2].....	28
Obrázek 11 Palivová kazeta GFR [10]	28
Obrázek 12 Parametry projektu ALLEGRO ve fázi 1 [10].....	29
Obrázek 13 Parametry ALLEGRO ve fázi 2 [10]	29
Obrázek 14 Parametry ALLEGRO ve fázi 3 [10]	30
Obrázek 15 ALLEGRO se sekundárním systémem DHR [10]	31
Obrázek 16 Řez vstupní geometrií.....	33
Obrázek 17 Dispozice výměníku – detail.....	34
Obrázek 18 Úprava geometrie – vlevo původní model, vpravo upravený model	35
Obrázek 19 Úprava geometrie – řez osou – vlevo původní model, vpravo upravený model	35
Obrázek 20 Model – pohled na symetrii	36
Obrázek 21 Velikost buněk v závislosti na parametru „Curvature“	38
Obrázek 22 Chování tvorby povrchové sítě v oblasti štěrbin s pomocí parametru „Proximity“	38
Obrázek 23 Tvorba povrchové sítě s pomocí parametru „Meshed“	39
Obrázek 24 Chování tvorby povrchové sítě pro kombinaci parametrů „Soft“ a „Hard“	39
Obrázek 25 Chování tvorby povrchové sítě při použití parametru „BOI“	40
Obrázek 26 Vliv podmínky Curvature ve vybraných oblastech	42
Obrázek 27 Definování stěn s podmínkou „Hard“ – pohled 1	43
Obrázek 28 Definování stěn s podmínkou „Hard“ – pohled 2	43
Obrázek 29 Povrchová síť v řezu symetrie horní a dolní části výměníku	44
Obrázek 30 Vyobrazené plochy pro podmínku “he”	46

Obrázek 31 Vyobrazené plochy pro podmínku “rust-he”	46
Obrázek 32 Podmínka prouzek-he	47
Obrázek 33 Plocha s podmínkou „Rust-H2O-inlet“	47
Obrázek 34 Vyobrazené plochy pro podmínku “h2o”	48
Obrázek 35 Plochy s nastaveným růstem mezní vrstvy na straně vody	49
Obrázek 36 Rozložení četnosti buněk ve výpočtové síti podle zkosení	50
Obrázek 37 Detail výsledné povrchové sítě horní části výměníku – pohled na symetrii	50
Obrázek 38 Detail výsledné povrchové sítě dolní části výměníku – pohled na symetrii.....	51
Obrázek 39 Kolmý řez objemovou sítí v prostoru aktivní části výměníku	51
Obrázek 40 Vliv teploty na hustotu a tepelnou kapacitu vody	52
Obrázek 41 Vliv teploty na tepelnou vodivost a dyn. viskozitu vody	53
Obrázek 42 Vliv teploty na hustotu a tepelnou kapacitu helia	53
Obrázek 43 Vliv teploty na tepelnou vodivost a dyn. viskozitu helia	54
Obrázek 44 Závislost tepelné kapacity a tepelné vodivosti materiálu výměníku na teplotě.....	54
Obrázek 45 Průběh vážených reziduí	56
Obrázek 46 Hmotnostní průtoky médií na výstupu – stacionární výpočet	57
Obrázek 47 Hmotnostní průtoky médií na výstupu – nestacionární výpočet.....	58
Obrázek 48 Proudnic helia – vyobrazené rychlosti (L) a teploty (P).....	60
Obrázek 49 Kontury parametrů helia v řezech – rychlost (L) a teplota (P)	60
Obrázek 50 Kontury parametrů helia v osovém řezu - rychlost (L) a teplota (P).....	61
Obrázek 51 Z-efekt [13].....	62
Obrázek 52 Proudnic vody – vyobrazené rychlosti (L) a teploty (P).....	63
Obrázek 53 Proudnic vody – vyobrazené rychlosti (L) a teploty (P) v rozváděcí komoře	63
Obrázek 54 Detail kontur rychlostí v rozváděcí komoře	64
Obrázek 55 Kontury rychlosti vody v symetrii na vstupu vody	65
Obrázek 56 Parametry vody na výstupu z potrubí, rychlosti (L) teploty (P)	65
Obrázek 57 Hmotnostní průtok v jednotlivých řadách	66
Obrázek 58 Způsob číslování trubek výměníku.....	67
Obrázek 59 Schéma řezu	69
Obrázek 60 Průběh rychlosti v radiálním směru	71
Obrázek 61 Průběhu tlaků v rozváděcím a sběrném kolektoru v radiálním směru	72
Obrázek 62 Průběh odporového součinitele v radiálním směru.....	73

Obrázek 63 Poloměry pozic potrubí.....	73
Obrázek 64 Polohy clonek ve výměníku.....	74
Obrázek 65 Porovnání výstupních rychlostí – varianta bez clonek (L) a s clonkami (P).....	76
Obrázek 66 Hmotnostní průtoky jednotlivými řadami po zavedení clonek.....	77
Obrázek 67 Porovnání teploty na výstupu	78
Obrázek 68 Hmotnostní průtoky varianty s upravenými clonkami.....	80
Obrázek 69 Kontury rychlosti na výstupu pro variantu s odpory pro skutečné clonky	80
Obrázek 70 Porovnání doporučených odporových součinitelů pro různé varianty úpravy rozváděcího a sběrného kolektoru	81

Seznam tabulek

Tabulka 1 Vhodnost konstrukčních variant reaktorů IV. generace [7].....	20
Tabulka 2 Local Scoped Sizing – parametry a definice jejich omezení.....	40
Tabulka 3 Definice parametrů povrchové sítě modelu DHR výměníku	44
Tabulka 4 Parametry pro tvorbu mezní vrstvy	45
Tabulka 5 Parametry sítě.....	49
Tabulka 6 Okrajové podmínky výpočtu	55
Tabulka 7 Nastavené parametry výpočtu.....	56
Tabulka 8 Přenesené výkony v jednotlivých trubkách [kW].....	67
Tabulka 9 Odporové součinitele v radiálním směru.....	74
Tabulka 10 Způsob zadávání parametrů porézni zóny.....	75
Tabulka 11 Přenesený tepelný výkon v jednotlivých potrubích [kW] – varianta s použitím clonek.....	77
Tabulka 12 Skutečné hodnoty odporového součinitele jednotlivých clonek.....	79

Seznam použitých znaků

Symbol	Význam	Jednotka
A	Konstanta rozváděcího kolektoru	m/s
b	Výška kolektoru	m
d_h	Vnitřní průměr clonky	m
d_t	Vnější průměr clonky	m
dp_1	Tlaková diference v rozváděcím kolektoru	MPa
dp_2	Tlaková diference ve sběrném kolektoru	MPa
E	Konstanta sběrného kolektoru	m/s
L	Délka komory v radiálním směru	m
L_{cl}	Výška clonky	m
\dot{m}	Hmotnostní průtok	kg/s
p_1	Tlak v rozváděcím kolektoru	Pa
p_2	Tlak ve sběrném kolektoru	Pa
S_1	Průřez rozváděcího kolektoru	m ²
S_2	Průřez sběrného kolektoru	m ²
S_{t1}	Průtočná plocha potrubí na vstupu	m ²
S_{t2}	Průtočná plocha potrubí na výstupu	m ²
T_{in}	Vstupní teplota	°C
T_{out}	Výstupní teplota	°C
v_1	Rychlost v rozváděcím kolektoru	m/s
v_2	Rychlost ve sběrném kolektoru	m/s
v_{10}	Rychlost na inletu vody	m/s
w_1	Rychlost kapaliny v rozváděcím kolektoru	m/s
x	Souřadnice v radiálním směru	m
φ	Úhel	°
λ	Součinitel třecí ztráty	/
ρ_1	Hustota v rozváděcím kolektoru	kg/m ³
ρ_2	Hustota ve sběrném kolektoru	kg/m ³
ξ	Součinitel tlakové ztráty clonky	/
ξ_1	Součinitel tlakové ztráty na vstupu do potrubí	/

ξ_2 Součinitel tlakové ztráty na výstupu z potrubí /

Seznam zkratek

CAD	computer aided design
CFD	computational fluid dynamics
DHR	decay heat removal
GFR	plynem chlazené reaktory
GIF	Generation IV. international forum
HTR	vysokoteplotní reaktory
LFR	olovem chlazené reaktory
LOCA	loss of coolant accident
MOX	mixed oxide fuel
MSR	tekutou solí chlazené reaktory
SFR	sodíkem chlazené reaktory
SCWR	superkritickou vodou chlazené reaktory
VHTR	velmi-vysokoteplotní reaktory

1 Úvod

Jaderná energetika pro svou spolehlivost a nízkou cenu byla a bude integrální součástí produkce elektrické energie v 21. století. Díky menší uhlíkové stopě v porovnání se spalovacími technologiemi představuje zásadní prvek v boji proti klimatickým změnám. Jelikož budoucnost jaderné energetiky je závislá na rozsahu uranových nalezišť ve světě, které mají vliv na cenu uranu a přímo tak i na cenu vyráběné energie, rychlé reaktory schopné efektivně palivo v co nejvyšší míře využít budou hrát roli ve vývoji dlouhodobě udržitelné jaderné energetiky.

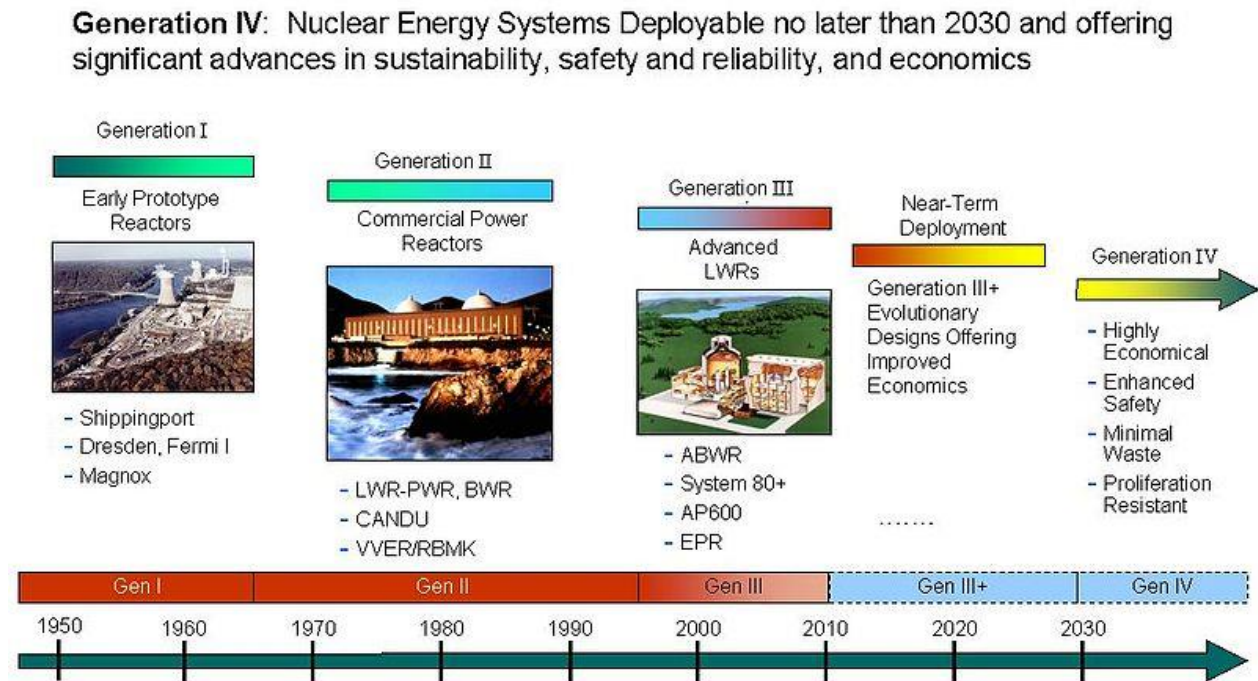
Zásadním nedostatkem dnes komerčně používaných reaktorů (generace II. a III.) je jejich neefektivní nakládání s palivem – v palivovém cyklu se spotřebuje méně než jedno procento energie, která je v palivu vázána. Nová generace plynem chlazených jaderných reaktorů pracujících s rychlými neutrony (generace IV.) představuje možnost zásadního zlepšení využití energie, a to díky uzavření palivového cyklu, čímž se výrazně omezí produkce jaderného odpadu – v případě uzavřeného palivového cyklu lze využít až 60x více energetického potenciálu oproti reaktorům II. generace. V 70. letech však byla nalezena rozsáhlá uranová naleziště, což zapříčinilo pokles ceny uranu – došlo tedy k útlumu poptávky po efektivnějším využití paliva a s tím i potřeb výzkumu v této oblasti. Některé průzkumy ovšem ukázaly, že vzhledem k současné intenzitě těžby by mohl uran dojít koncem 21. století, což byl jeden z impulzů, proč se vrátit k výzkumu reaktorů IV. generace.

Praktická použitelnost plynem chlazených rychlých reaktorů čtvrté generace by měla být ověřena úspěšným provozem demonstrační jednotky sestavené pod názvem ALLEGRO. Jednotka by posloužila nejen k ověření technologie jako takové, ale i k vývoji a kvalifikaci progresivních komponentů a materiálů, popisu vlivu extrémních podmínek na materiály a v neposlední řadě i testování zdokonalených paliv.

Tato práce se zabývá CFD výpočtem DHR (decay heat removal) výměníku, který bude představovat jeden ze tří zásadních bezpečnostních prvků pro provoz plynem chlazeného rychlého reaktoru. V rešeršní části je popsán náhled do současného stavu jaderné energetiky, plynem chlazených rychlých reaktorů a samotného projektu ALLEGRO. Praktická část se pak zabývá popisem modelu, tvorbou výpočetní sítě v programu Fluent Meshing a samotným výpočtem a zpracováním výsledků v programu ANSYS Fluent.

2 Generace jaderných reaktorů

Způsob dělení jaderných reaktorů do generací byl vytvořen Mezinárodním fórem generace IV. Dělí se do 4 generací jaderných reaktorů podle konstrukce, generace se od sebe liší zejména v ekonomických a bezpečnostních parametrech. Obr.1 popisuje časový vývoj čtyř generací jaderných reaktorů a nejdůležitější reaktory, které pod ně spadají. Uvedení generace IV. (do které spadají i plynem chlazené reaktory) do provozu se očekává s rokem 2030 [1].



Obrázek 1 Generace jaderných reaktorů a jejich konkrétní příklady [1]

2.1 Generace I

Vývoj Generace I. byl zahájen v 50. a 60. letech, jedná se o rané prototypy. Dnes se žádný z těchto reaktorů neprovozuje [1].

2.2 Generace II

Vývoj v 70. a 80. letech, do této generace spadá většina dnes používaných reaktorů (VVER, BWR apod.), osvědčily se spolehlivostí a bezpečností. Podařilo se u nich do jisté míry dosáhnout normalizace dílů, čímž došlo ke snížení nákladů. Ačkoli většina reaktorů této generace byla navržena na životnost 30-40 let, běžně se daří jejich životnost prodlužovat na 50-60 let. Reaktory II. generace díky výše zmíněným charakteristikám zcela dobyly trh a svou pozici si budou ještě dlouho držet [1].

2.3 Generace III

Dnes v pokročilém stádiu vývoje. Jedná se o moderní reaktory, které vychází z původních konceptů reaktorů II. generace. Jejich návrh je zaměřen na: 1) zjednodušení jednotlivých komponentů a celé struktury reaktoru, 2) prodloužení doby, kdy je možné reagovat na rizikové situace, 3) vysoká dostupnost a nízká cena, 4) dodržení bezpečnostních norem, 5) prevence havárií a minimalizace jejich důsledků. Reaktory třetí generace jsou charakteristické jednodušším návrhem, takže se snáze řídí a jsou odolnější vůči provozním nestabilitám. Vyznačují se jednodušší konstrukcí a vyšší životností. Je u nich využito pasivních bezpečnostních prvků a vhodnou konstrukcí se podařilo zásadně snížit pravděpodobnost havárie, u které dojde k roztavení aktivní zóny (LOCA). Mají delší životnost oproti reaktorům druhé generace, jsou také ekologičtější, lépe je u nich využito palivo a díky vyhořívajícím absorbátorům je u nich navýšena i životnost paliva [1].

2.4 Generace IV

V současnosti se generace IV. nachází ve stádiu vývoje. Očekává se, že reaktory IV. generace budou komerčně dostupné v roce 2030. V roce 2001 bylo založeno Generation IV International Forum (GIF), složené z dvanácti zemí (Brazílie, Čína, Francie, Japonsko, Jihoafrická republika, Jižní Korea, Kanada, Rusko, Švýcarsko, USA, Velká Británie, a EU prostřednictvím organizace Euratom), které se zavázaly společně vyvíjet reaktory IV. generace. Vybráno bylo šest systémů, jejichž technologie spočívají zejména v práci na vyšší teplotě. Čtyři z těchto konceptů (SFR, LFR, GFR a MSR viz níže) jsou navíc schopny plodit štěpný materiál. Jedná se o [1] [7] [4]:

- GFR (plynem chlazené reaktory) – u těchto reaktorů je řada technologických problémů, a to zejména co do těsnosti primárního okruhu při použití helia jako média. Slibují však vysoké operační teploty a s tím i vyšší účinnost termodynamického cyklu. Z hlediska bezpečnosti tato varianta neslibuje zásadní pokrok oproti reaktorům III. generace, a to zejména kvůli vysoké hustotě výkonu v aktivní zóně a nízké chladicí schopnosti chladiva – bude u nich tedy vyžadováno použití zařízení krátkodobého chlazení aktivní zóny. Komerční použitelnost GFR musí být ještě ověřena.
- LFR (olovem chlazené rychlé reaktory) – olovo na rozdíl od sodíku nereaguje se vzduchem, skvěle vede teplo a má navíc některé zajímavé neutronové vlastnosti. Díky vysoké schopnosti olova akumulovat teplo navíc v případě nehody dojde k roztavení aktivní zóny až po delší době oproti plyným palivům. Velkou výhodou je vysoká teplota varu olova při atmosférickém tlaku. Zásadní nevýhodou olova jako chladiva je ovšem fakt, že způsobuje korozi a erozi nerezových prvků

zařízení – v současnosti je snaha tento problém řešit nanášením ochranné vrstvy oxidů železa. Olovo však při pokojové teplotě tuhne (teplota tání 327 °C), takže v případě výpadku výkonu může dojít k ucpání primárního okruhu.

Vedle olova jako chladiva se uvažuje i o slitině olovo-vismut – ta má oproti olovu nižší teplotu tání (125 °C), čímž je sníženo riziko ucpání okruhu. Značnou nevýhodou je ovšem skutečnost, že při provozu v této slitině vzniká nebezpečný radioizotop Po210, který musí být odstraněn.

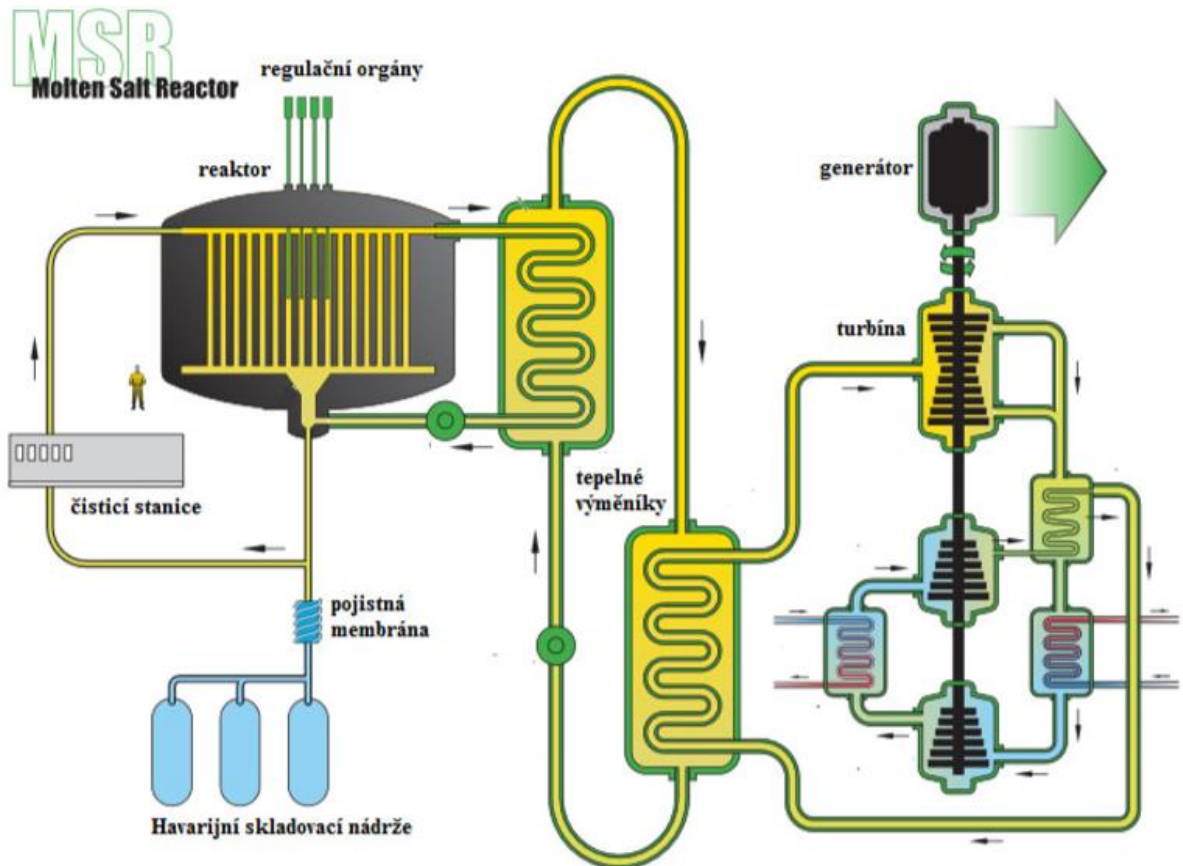
- SFR (sodíkem chlazené rychlé reaktory) – v současnosti je tato varianta nejvíce prozkoumanou. Hlavní výhodou sodíku je skutečnost, že provozní teplota je pod bodem varu (rezerva asi 300 °C) a to i při nízkém tlaku chladiva. Sodík však silně reaguje s vodou a vzduchem, což bude muset být zohledněno v návrhu – již realizované projekty pracují se třemi smyčkami, kde se mezi primární okruh a terciální okruh s vodou/párrou vloží sodíkový meziokruh. Potřeba meziokruhu však v současnosti činí tuto variantu ekonomicky nevýhodnou.

Existují dvě varianty SFR – bazénová a se smyčkovým uspořádáním, přičemž hlavní důraz ve vývoji je kladen na bazénové uspořádání (jedná se o bezpečnější variantu).

- MSR (tekutou solí chlazené reaktory) – palivo MSR je ve formě roztavené soli, která slouží i k přenosu tepla, reaktor tedy buď nemá klasickou aktivní zónu, anebo používá pevného paliva a tekutá sůl slouží pouze jako chladivo. V rámci bezpečnostních prvků bude pod reaktorem umístěna nádrž, do které bude v případě havárie tekutá sůl odčerpána. Palivo je do okruhu neustále doplňováno a zároveň jsou z něj odstraňovány štěpné produkty. Schéma MSR reaktoru je na Obr.2.

Tekutá sůl má ovšem některé nedostatky – je korozivní a má vysokou teplotu krystalizace. Reaktor navíc musí být připojen k jednotce zpracování soli, což je technologie, která zatím není ověřená z ekonomického hlediska.

Tento typ reaktoru by měl díky svým neutronovým vlastnostem teoreticky umožnit relativně stabilní provoz. Zatím byly postaveny pouze dva prototypy. Vzhledem k tomu, že klasický koncept tekutými solemi chlazených reaktorů využívajících tepelné neutrony se ukázal být rizikový z hlediska zneužití jaderného odpadu, hlavním cílem vývoje GIF v tuto chvíli je množivý reaktor MSR s rychlými neutrony.

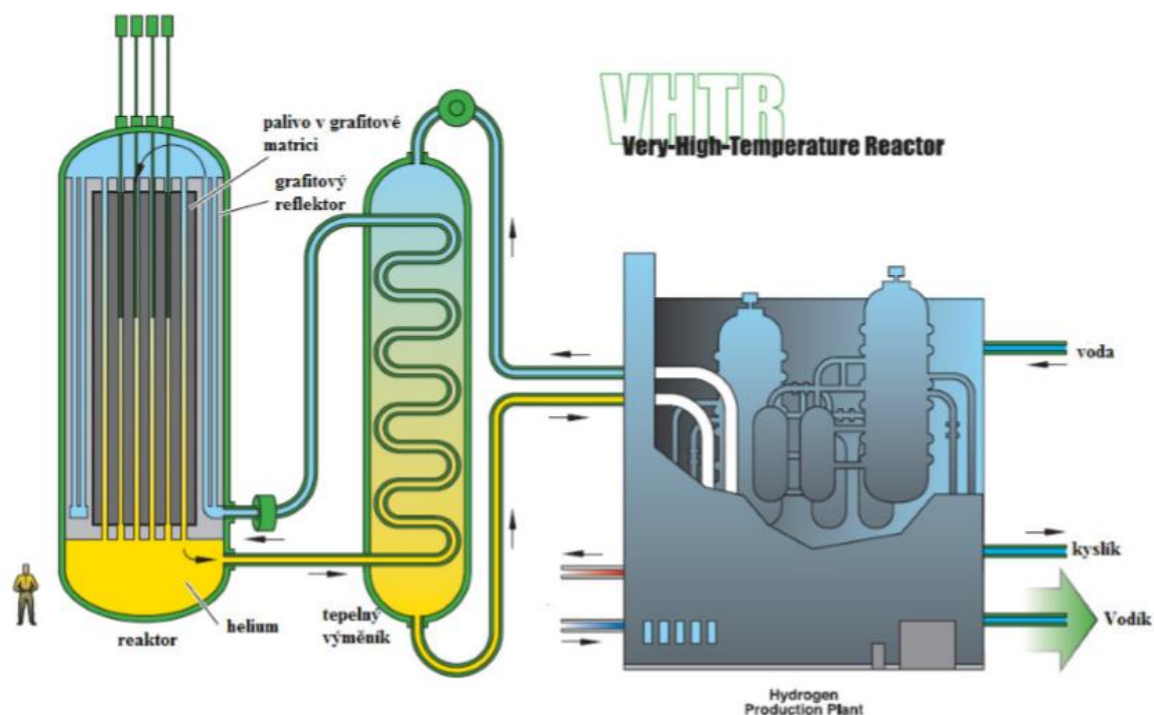


Obrázek 2 Schéma MSR [10]

- SCWR (superkritickou vodou chlazené reaktory) – reaktor pracující s tepelnými neutrony, je na něj nahlíženo jako další vývojové stádium varných reaktorů (BWR) – možnost převzít řadu stávajících technologií tedy představuje jednu z hlavních výhod této koncepce. Plak v primárním okruhu by měl dosahovat 25 MPa a teplota 500 °C. Ačkoli použitím kritické vody se lze vyhnout problémům se změnou fáze, nepřináší tato varianta žádný posun z hlediska bezpečnosti. V současnosti představují hlavní zábranu materiály – nedaří se totiž najít materiál, který by snesl extrémní podmínky provozu (teplota, radiační zatížení, koroze atd.).
- VHTR (velmi-vysokoteplotní reaktory) – koncepčně vychází ze zkušeností s vysokoteplotními reaktory (HTR). Jejich hlavní výhodou je vysoká teplota na výstupu z reaktoru (až 1000 °C) a s tím spojená vysoká termodynamická účinnost. Jako reflektor i moderátor slouží grafit. Palivo je v podobě částic TRISO, což umožňuje dosáhnout vysokého vyhoření. Ačkoli tato varianta nepřinesla pokrok v oblasti bezpečnosti, vzhledem k vysokým pracovním teplotám slibuje vyšší účinnost termodynamického cyklu a možnost výroby vodíku termickým rozkladem vody.

Technologie VHTR je inherentně bezpečná vzhledem ke ztrátě chladiva, takže teoreticky nevyžaduje použití DHR výměníků. Na Obr.3 je schéma VHTR.

Nevýhodou představuje grafit v aktivní zóně, který je při provozu aktivován a následně se stává velmi radioaktivním, což značně komplikuje demontáž.



Obrázek 3 Schéma VHTR [10]

GIF prozkoumalo a zhodnotilo okolo stovky projektů, z nichž bylo vybráno šest výše zmíněných variant – za cílem objektivního hodnocení vývoje bylo stanoveno 8 cílů, kterými se vhodnost projektů bude prověřovat [6]:

- Udržitelný rozvoj I – reaktory IV. generace budou představovat udržitelný zdroj energie, budou využívat maximum paliva a mít pozitivní vliv na životní prostředí
- Udržitelný rozvoj II – reaktory IV. generace minimalizují produkci jaderného odpadu a s tím i břímě přenášené na další generace – přímo tak budou představovat klíč k bezpečnější budoucnosti
- Ekonomika I – reaktory IV. generace budou ekonomicky výhodnější oproti ostatním zdrojům energie

- Ekonomika II – reaktory IV. generace budou představovat ekonomický risk srovnatelný s ostatními projekty v energetice
- Bezpečnost a spolehlivost I – reaktory IV. generace budou excelovat v otázce bezpečnosti
- Bezpečnost a spolehlivost II – reaktory IV. generace budou mít nízkou pravděpodobnost a rozsah havárie s poškozením aktivní zóny
- Bezpečnost a spolehlivost III – reaktory IV. generace eliminují nutnost zásahu zvenčí pro zvládnutí havarijní situace
- Odolnost proti zneužití a fyzická ochrana – reaktory IV. generace budou nezajímavé z hlediska zneužití pro výrobu jaderných zbraní nebo teroristických útoků

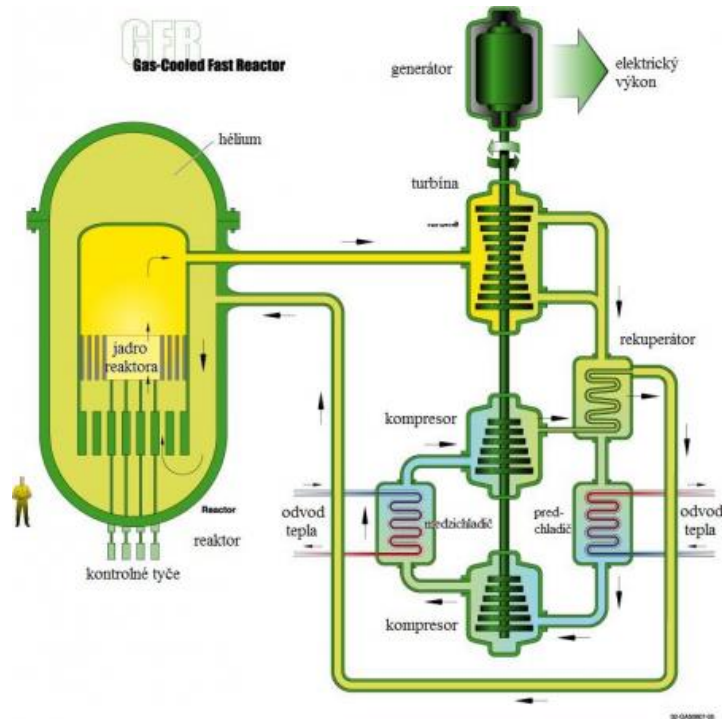
Tabulka 1 Vhodnost konstrukčních variant reaktorů IV. generace [7]

Potenciál splnění cíle GEN IV	VHTR	GFR	SFR	LFR	SCWR	MSR
Efektivní výroba elektřiny	velmi vysoký	vysoký	vysoký	vysoký	vysoký	vysoký
Vysokopotenciálové teplo	velmi vysoký	vysoký	nízký	nízký	nízký	nízký
Výroba štěpného materiálu	střední/nízký	vysoký	vysoký	vysoký	nízký	střední
Přepracování vyhořelého paliva	střední	velmi vysoký	velmi vysoký	velmi vysoký	nízký	vysoký
Potenciál pasivní bezpečnosti	vysoký	velmi nízký	střední/nízký	střední	velmi nízký	střední
Možnost realizace v současnosti	vysoký	střední/nízký	vysoký	střední	střední/nízký	nízký

2.5 Plynem chlazené rychlé reaktory

Protože se diplomová práce zabývá plynem chlazeným rychlým reaktorem, který bude sestaven v rámci projektu ALLEGRO, bude tento typ reaktoru popsán podrobněji oproti ostatním variantám reaktorů IV. generace.

GFR konceptuálně vychází z variant SFR a HTR. Hlavní výhodou u těchto reaktorů je využití spektra rychlých neutronů a vysokých operačních teplot, které povedou k vyšším účinnostem termodynamického cyklu. Jako chladivo je použit plyn – v tomto případě helium – s nízkým záchytem neutronů [7].



Obrázek 4 Schéma plynem chlazeného reaktoru [2]

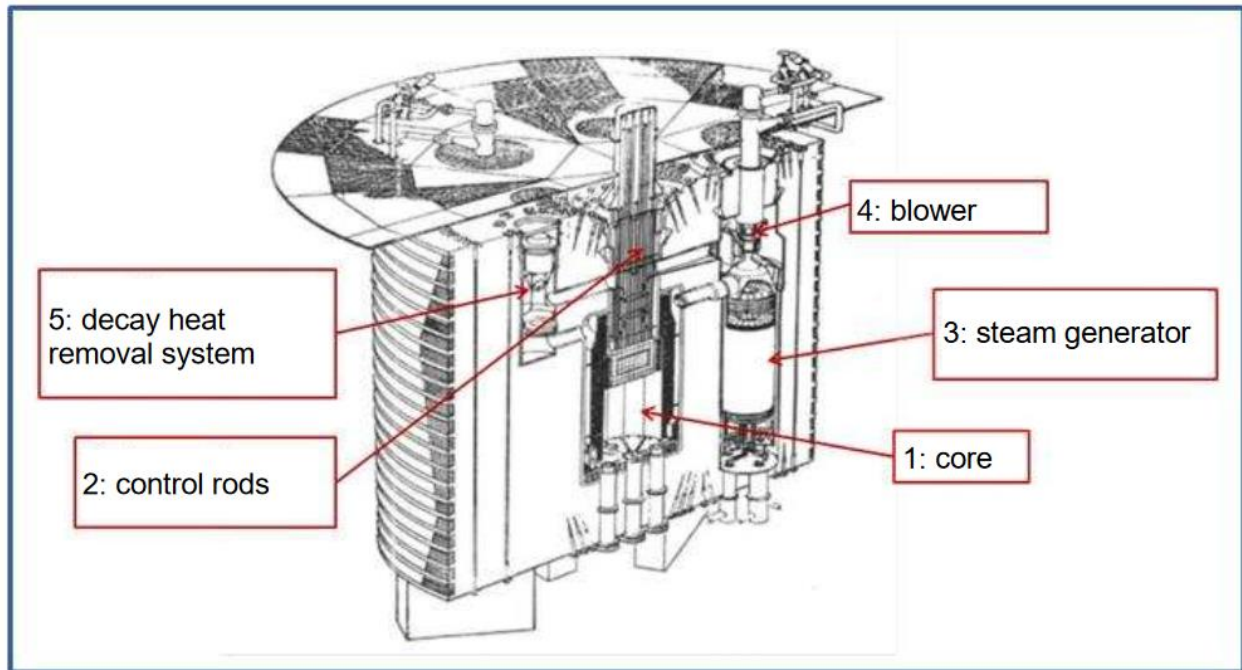
Ačkoli bylo zpracováno množství studií zabývajících se GFR, zatím na světě nevznikl prototyp reaktoru. Za určité předchůdce lze považovat dva reaktory sestavené mezi 60.-80. lety – GCFR (gas cooled fast reactor), který navrhla General Atomics v USA, a evropský GBR-1 až 4 (Gas Breeder Reactor). Výsledkem těchto projektů bylo zjištění, že složitost konstrukce částečně nagovala přínosy oproti sodíkem chlazeným reaktorům, a to z důvodu obtížného chlazení zejména při odtakování primárního okruhu [7].

Vedle zmíněných předchůdců je v následujících podkapitolách shrnut současný stav vývoje plynem chlazených reaktorů a naznačena je i funkce DHR v rámci bezpečnosti.

2.5.1 GCFR

Reaktor byl navržený na výkon 300 MWe. Jako palivo byl využit uran a plutonium, jako chladivo sloužilo helium pod tlakem 8,5 MPa – vstupovalo do reaktoru na teplotě 385 °C a 550 °C. Celý primární okruh byl uložen v betonové schránce.

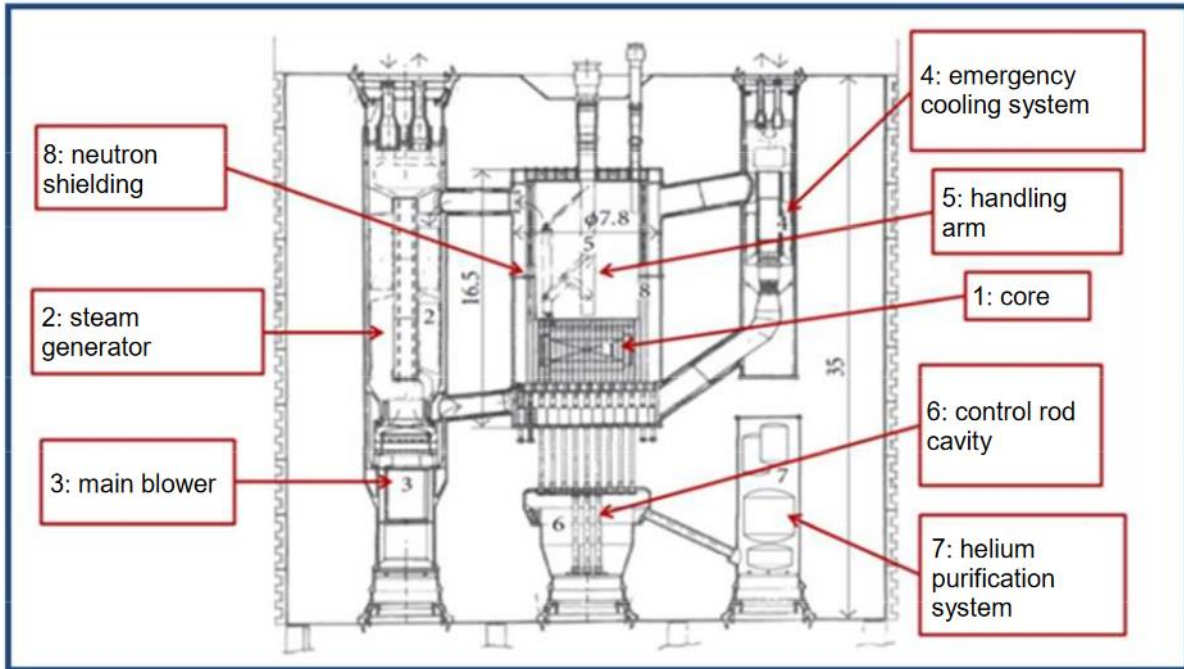
Výzkum byl v USA opuštěn v roce 1981, výsledky bezpečnostních testů provedených v té době byly neprůkazné. Schéma GCFR (včetně DHR systému) popisuje Obr.5 [8].



Obrázek 5 GCFR [9]

2.5.2 GBR

Řada reaktorů, která koncepčně vycházela z GCFR, GBR byl navržen na výkon 3540 MWt. Výstupní teplota chladiva z reaktoru se pohybovala v rozmezí 550 – 700 °C. Jako u GCFR reaktory byl vývoj zastaven v 80. letech. Na Obr.6 je schéma GBR.



Obrázek 6 GBR [9]

2.5.3 Současný vývoj

Ve 21.st. byl vývoj na GFR obnoven – zejména díky GIF a zájmu na vývoji technologií, které dokážou lépe využívat uran. Dostupné jsou navíc pokročilé žáruvzdorné materiály vytvořené při vývoji projektu ITER (karbidy křemíku a další slitiny), cílem vývoje GFR je přesáhnout 700 °C na výstupu chladiva. Vedle dalších projektů, které díky této renesanci vznikly v Evropě, byl založen i projekt ALLEGRO, který bude popsán níže.

2.5.4 Bezpečnost

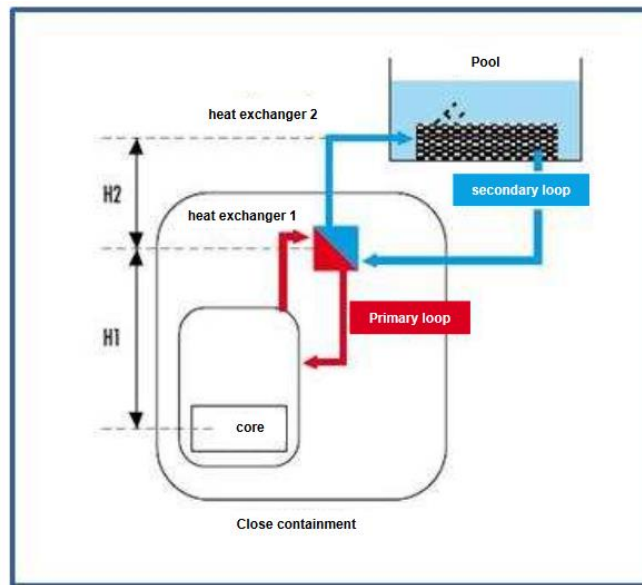
Protože GFR používá jako chladivo helium, které je obtížné utěsnit, jednou z výzev představuje způsob, jak zamezit úniku primárního helia na přijatelnou úroveň. Helium má zároveň nižší schopnost odvádět teplo oproti jiným chladivům. Hlavní varianty zajištění bezpečnosti provozu jsou [7]:

- DHR výměníky, které uchladí reaktor přirozenou konvekcí v případě ztráty tlaku helia
- V případě odtlakování primárního okruhu využít DHR výměníky po dobu 24 h, pak dochlazovat přirozenou konvekcí
- Použít takové materiály aktivní zóny, které si udrží pevnost i v případě ztráty tlaku v chladivu

Je-li tlak v primárním okruhu dostatečný, očekává se využití přirozeného vztlaku – helium proudí vzhůru od aktivní zóny.

2.5.5 Systém DHR

Vzhledem k termodynamickým vlastnostem helia bude klíčový vývoj DHR smyček. Na Obr.7 je vyobrazeno schéma DHR – helium odcházející z reaktoru je chlazeno ve výměníku vodou o tlaku 1 MPa. Sekundární voda je dochlazována vzduchem – v nádrži by však mělo být tolik vody, aby ani bez dochlazování vzduchem nedošlo k varu po dobu 24 h.



Obrázek 7 Schéma DHR [7]

2.5.6 Bariéry mezi palivem a okolím

Palivo uložené v reaktoru je od okolí odděleno čtyřmi na sobě nezávislými bariérami: krystalickou mřížkou paliva, povlakem, schránkou samotného primárního okruhu a budovou, ve které je reaktor uložen.

- Povlak – očekává se, že během nominálního provozu teplota povlaku dosáhne 1000 °C, konstrukce reaktoru a DHR výměníku by měla zajistit, aby i při havarijních stavech teplota povlaku nepřesáhla 1600 °C. Detekce poškození povlaku bude o něco obtížnější než například u sodíkem chlazených reaktorů, protože helium je inertní a nereaguje s palivem.
- Schránka primárního okruhu – reaktor by měl být vybaven technologií pro čištění helia, zásadní otázku zde vyvolává způsob utěsnění helia – lokalizace a detekce úniku helia představuje jeden ze zásadních cílů celého projektu.
- Budova reaktoru – IRSN nemá žádné doporučení co do samotné reaktorové budovy, role budovy jako bariéry prozatím nebyla pevně specifikována.

3 Projekt ALLEGRO

Koncept projektu ALLEGRO vznikl ve Francii jako reálná alternativa k sodíkem chlazeným rychlým reaktorům (SFR). Cílem projektu je vývoj rychlého reaktoru IV. generace chlazeného heliem a schopného pracovat s uzavřeným palivovým cyklem [2].

V roce 2010 na francouzský projekt navázaly a dále jej rozvinuly země střední Evropy sdružené pod asociací V4G4 Centre of Excellence. Jedná se o sdružení výzkumných institutů v České republice (ÚJV Řež), Slovensku (VÚJE), Maďarsku (MTA-EK), Polsku (NCBJ) a Francie (CEA). Zkušenosti a poznatky z původního francouzského konceptu byly v letech 2010-2013 přeneseny do současného projektu, nový koncept ALLEGRO V4G4 bude tedy částečně založen na projektu CEA z roku 2009 [2].

Uzavřený palivový cyklus představuje zásadní krok k udržitelnosti jaderné energie. Štěpitelný materiál U238 je ve FBR „přeplozen“ pomocí rychlých neutronů na Pu239, které je rovněž štěpitelné – Pu239 lze pak přimísit do MOX paliva. Při této reakci je přírodní uran využit asi 50x více v porovnání s otevřeným palivovým cyklem. V uzavřeném cyklu je rovněž docíleno razantního snížení radiotoxicity díky recyklaci minoritních aktinidů, a s tím i snížení doby potřebné pro skladování paliva – z původních desetitisíců let na zhruba tři sta let [3].

Referenční koncept GFR je jednotka o výkonu 2400 MWth s teplotou v aktivní zóně 850 °C. Zásadní výzvu představuje vysoká teplota na výstupu z aktivní zóny spolu s vysokým výkonem, což jsou základní požadavky pro dobrou neutronovou ekonomiku v aktivní zóně [2].

Projekt ALLEGRO není koncipován na výrobu elektrické energie a pro svůj malý výkon (75 MW) ani nebude připojen k elektrické síti. Zásadním cílem projektu je výzkum životaschopnosti GFR a testování a výzkum materiálů schopných odolávat zatížení rychlými neutrony. Velká část projektu se bude zabývat výzkumem zdokonalených paliv z keramického kompozitu a vlivu helia, vysoké teploty a radiace na jednotlivé komponenty. Dále jeden z cílů představuje ověření spolehlivosti technologie pracující s heliem a schopnost helia odvádět zbytkové teplo při odstávce spolu s bezpečnostními požadavky kladenými na GFR. V neposlední řadě bude zjištěna konkurenceschopnost GFR.

Primárně se pro GFR počítá s chlazením heliem, tlak helia v primárním okruhu bude dosahovat 7MPa.

Výhody a nevýhody helia jako chladiva jsou:

Výhody

- Je inertní, nereaguje s vodou ani s materiály primárního okruhu
- Zanedbatelná aktivace chladiva
- Nemůže dojít ke změně skupenství za provozních podmínek
- Snížení kladného dutinového efektu – málo pohlcuje neutrony

Nevýhody

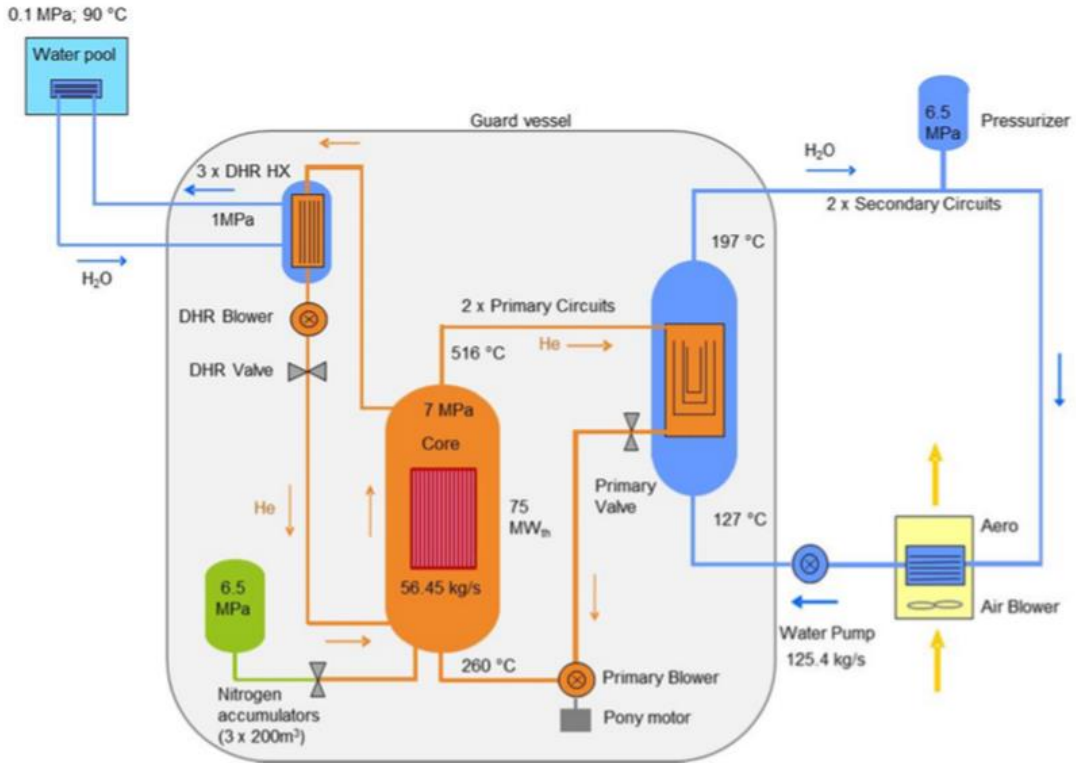
- Potřeba udržet vysoký tlak
- Vyšší vlastní spotřeba na stlačování plynu
- Vysoká rychlost chladiva může způsobit kmity komponentů
- Problémy s těsností – únik chladiva

Zásadní výhoda plynu jako chladiva však spočívá v jeho maximální přípustné teplotě. Výstupní teplota se očekává okolo 850 °C, ale nárazově i 1200 °C. Vedle výroby elektrické energie se plánuje využití i v rámci výroby vodíku.

Problém s heliem jako chladivem u GFR může nastat při výpadku chlazení – hůře totiž akumuluje teplo, takže by mohlo dojít k významnému nárůstu teploty v aktivní zóně, dále má helium nízkou hustotu, takže špatně vede teplo přirozenou konvekci. Zásadní bude tedy konstrukce bezpečnostního DHR systému, který v případě havárie teplo odvede.

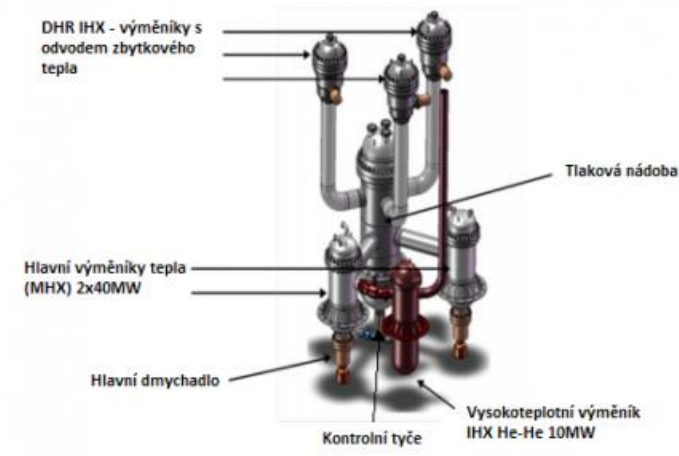
3.1 Schéma projektu ALLGERO

Chladivo primárního okruhu cirkuluje ve dvou koaxiálních primárních potrubích. Při standardních podmínkách bude teplo odváděno do sekundárního okruhu výměníkem helium-voda. Navíc budou k reaktoru připojeny tři DHR výměníky, které aktivní zónu uchladí v případě havárie nebo mimořádné bezpečnostní situace. Každý z DHR výměníků má kapacitu odvést 100% tepla z aktivní zóny. Vedle DHR výměníků budou připojeny tři dusíkové akumulátory, které zajistí udržení tlaku v chladivu při odtlakování nebo úniku chladiva. Charakteristickým rysem projektu ALLEGRO bude umístění výměníků nad tlakovou nádobou, schéma systému je vykresleno na Obr.8 [2] [5].



Obrázek 8 Termohydraulické schéma projektu ALLEGRO [10]

Na Obr.9 je vyobrazena skutečná dispozice prvků systému v prostoru se zmíněnými DHR výměníky.

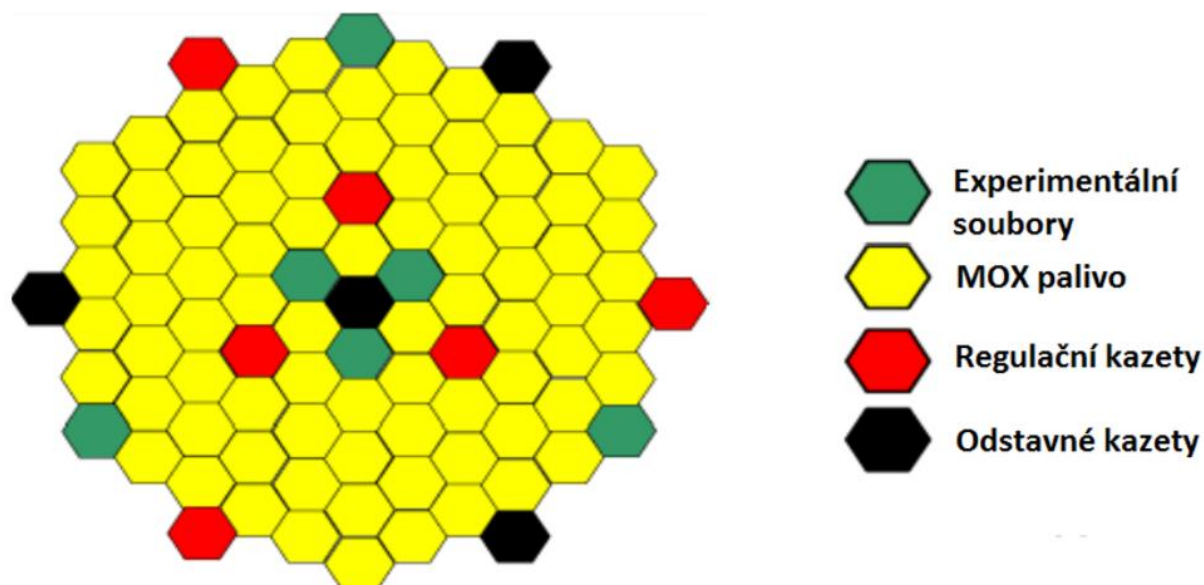


Obrázek 9 Primární okruhy reaktoru ALLEGRO [2]

3.2 Aktivní zóna

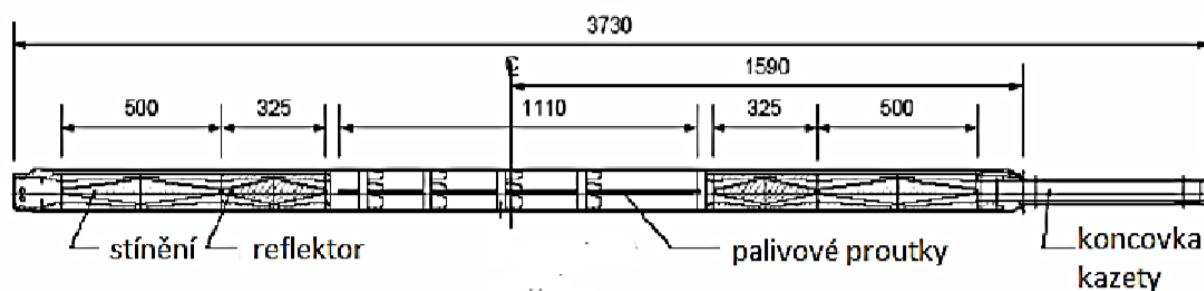
Aktivní zóna obsahuje 81 palivových kazet s MOX palivem, 6 experimentálních kazet s keramickým palivem, 6 regulačních kazet a 4 odstavné kazety (ty budou zasunovány odspodu), na Obr.10 je

vyobrazeno uspořádání první aktivní zóny. Kolem aktivní zóny je rozloženo několik řad kazet, které slouží jako reflektor a stínění [10] [11].



Obrázek 10 Uspořádání aktivní zóny reaktoru [2]

Ve střední části kazety se nachází palivové proutky viz Obr.11, nad a pod nimi jsou materiály sloužící jako reflektor a odstínění. V horní části kazety je koncovka se závitem, kterým se kazeta přichytí k jeřábu, spodní část kazety je navržena pro upevnění do opěrných desek aktivní zóny [10].



Obrázek 11 Palivová kazeta GFR [10]

Provoz projektu bude rozdělen do tří fází, které se v zásadě budou odlišovat uspořádáním paliva v aktivní zóně [3]:

1. Bude použito klasické MOX palivo s ocelovým obložením. Tato fáze počítá s nižšími parametry aktivní zóny ($T_{in} = 260 \text{ } ^\circ\text{C}$, $T_{out} = 530 \text{ } ^\circ\text{C}$).

	ALLEGRO MOX
Výkon (MWt)	75
Hustota výkonu (MW/m ³)	100
Provozní tlak hélia (Mpa)	7
Vstupní/výstupní teplota hélia v AZ (°C)	260/530
Hmotnostní průtok hélia AZ (kg.s ⁻¹)	53.5
Palivo	(U, Pu) O ₂ pelety
Výška AZ (m)	0.86
Průměr AZ (m)	1.12
Podíl chladiva v AZ (%)	37.5
Pu/U+Pu (%)	25
Maximální výkonový koeficient	1.54
Počet štěpení S/As	81
Počet absorbátorů S/A _s (odstavné+kontrolní tyče)	10 (4+6)
Počet ocelových/experimentálních S/As	6/0
Počet reflektorů S/As	174
Pokrytí a reflektorový materiál	15-15 Ti ocel
Palivo S/A	Prutek se šestihrannou kovovou trubkou
Počet palivových proutků na S/A	169
Délka proutku v chladném/horkém prostředí (mm)	7.93/7.98
Průměr proutku (mm)	6.55
Tloušťka pokrytí (mm)	0.45
Maximální teplota pokrytí/paliva při běžném provozu (°C)	562/963
Celková S/A délka včetně hrotu a hlavice (m)	4
Pokles tlaku v AZ (bar) (horký kanál)	0.84

Obrázek 12 Parametry projektu ALLEGRO ve fázi 1 [10]

- Opět MOX palivo s menší modifikací – některé palivové články budou nahrazeny za pokročilými žáruvzdornými články.

	ALLEGRO keramické desky
Výkon (MWt)	75
Hustota výkonu (MW/m ³)	100
Provozní tlak hélia (Mpa)	7
Vstupní/výstupní teplota hélia z AZ (°C)	400/900
Hmotnostní průtok hélia AZ (kg.s ⁻¹)	28.1
Palivo	(U, Pu) C pelety v SiC deskové matici
Výška AZ (m)	0.89
Průměr AZ (m)	1.12
Podíl chladiva v AZ (%)	22.7
Pu/U+Pu (%)	[29.5; 35]
Maximální výkonový koeficient	1.46
Počet štěpení S/As	87
Počet absorbátorů S/A _s (odstavné+kontrolní tyče)	10 (4+6)
Počet reflektorů S/As	174
Reflektorový materiál	ZrC
Palivo S/A	Desky se šestihrannou SiC strukturou
Počet palivových desek na S/A	15
Tloušťka desky (mm)	8.4
Tloušťka pokrytí (mm)	0.85
Vnitřní vložka (μm)	40+10=50
Maximální teplota pokrytí/paliva při běžném provozu (°C)	1012/1290
Celková S/A délka včetně hrotu a hlavice (m)	4
Pokles tlaku v AZ (bar) (horký kanál)	0.5

Obrázek 13 Parametry ALLEGRO ve fázi 2 [10]

- Všechny palivové články budou nahrazeny za keramické, parametry aktivní zóny budou dosahovat $T_{in} = 400\text{ °C}$, $T_{out} = 850\text{ °C}$.

	ALLEGRO keramické proutky
Výkon (MWt)	75
Hustota výkonu (MW/m ³)	92
Provozní tlak hélia (Mpa)	7
Vstupní/výstupní teplota hélia v AZ (°C)	400/800
Hmotnostní průtok hélia AZ (kg.s ⁻¹)	36.1
Palivo	(U, Pu) C pelety s SiC pokrytím
Výška AZ (m)	0.86
Průměr AZ (m)	1.12
Pu/U+Pu (%)	27.5
Maximální výkonový koeficient	1.43
Počet štěpení S/As	87
Počet absobátorů S/A ₂ (odstavné+kontrolní tyče)	10 (4+6)
Počet reflektorů S/As	174
Reflektorový materiál	ZrC
Palivo S/A	Proutek se šestihrannou SiC trubkou
Počet palivových proutků na S/A	90
Délka proutku (mm)	11
Průměr proutku (mm)	9.10
Tloušťka pokrytí vnitřní vložky (mm)	1.08
Materiál pokrytí	SiC/SiCf
Vnitřní tloušťka vložky	40 μ (W - 14 % Re) + 10 μ (Re)
Vnější tloušťka vložky	30 μ (SiC/SiCf dočasně)
Maximální teplota pokrytí/paliva při nominálním provozu (°C)	863/1140
Celková S/A délka včetně hrotu a hlavice (m)	4.20
Pokles tlaku v AZ (bar) (horký kanál)	0.36

Obrázek 14 Parametry ALLEGRO ve fázi 3 [10]

3.3 Bezpečnost

Bezpečnost reaktoru v zásadě počítá se třemi prvky:

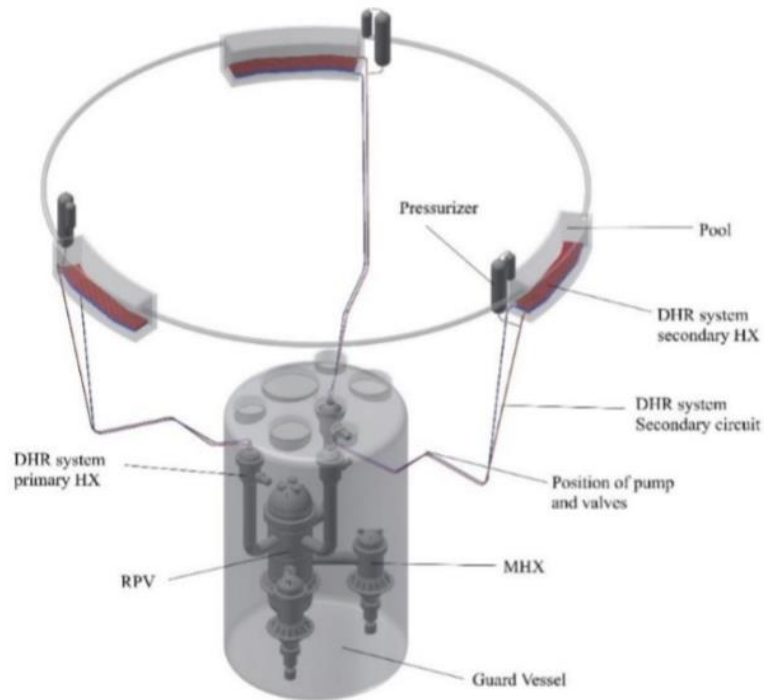
1. Kontejnment – udržuje navýšený reziduální tlak v případě nehody s odtlakováním chladiva, součástí je ventilace s filtrací, která sníží únik radionuklidů na minimum.
2. DHR systém – jedná se o tři výměníky, které v případě nehody uchladí aktivní zónu, podrobněji bude DHR systém popsán v následující kapitole.
3. Systém vstřikování plynu – nízkotlaké a vysokotlaké systémy přímého vstřikování plynu, které uchladí aktivní zónu v případě nadstandartní situace.

3.4 DHR systém

Systém DHR je jedním ze tří základních bezpečnostních prvků projektu ALLEGRO. Rozložení systému DHR je vykresleno na Obr.15. Jedná se o tři identické smyčky, které jsou z důvodu přirozené cirkulace tepla situované nad aktivní zónou. DHR smyčky jsou za nominálního provozu oddělené od primárního okruhu, v případě odstavení pak dojde k oddělení primární smyčky a chladivo z reaktoru proudí pouze DHR systémem [8].

Sekundární médium ve výměníku bude voda pod tlakem 1 MPa. Každý ze tří výměníků bude schopen operovat nezávisle na zbylých dvou. Sekundární okruh nepotřebuje vlastní čerpadlo, protože se počítá

s přirozenou konvekcí – voda je pak dochlazována výměníkem na střeše kontejneru ve vodní nádrži. Voda v nádrži má dostatečnou tepelnou kapacitu na odvod zbytkového tepla po dobu 24 hodin [10].



Obrázek 15 ALLEGRO se sekundárním systémem DHR [10]

4 CFD model výměníku DHR

CFD simulace se skládá z přípravy geometrie a tvorby výpočetní sítě, nastavení okrajových podmínek, materiálových vlastností a numerických modelů. V poslední řadě pak budou analyzovány výsledky simulace. Metodika numerického výpočtu, výsledky a případné další úpravy v konstrukci výměníku, budou předmětem následujících dvou kapitol.

4.1 Příprava CAD modelu

V této kapitole bude popsána tvorba výpočetního modelu tepelného výměníku bezpečnostní chladicí smyčky pro projekt TAČR – TK01030116 ALLEGRO. Geometrie byla zpracována a upravena v programech Autodesk Inventor a Space Claim. Výpočetní síť byla vytvořena v softwaru Fluent Meshing 19.2.

Geometrie vychází ze 3D návrhu dodaného řešitelem projektu (ÚJV Řež). Návrh zahrnuje dvě základní varianty tělesa výměníku, které se liší pouze potrubím (přímé a helikální). Vzhledem k úvodní fázi vývoje modelu výměníku pro CFD výpočet byla zvolena varianta s přímými trubkami, u které lze s drobnými úpravami zjednodušit geometrii pomocí dvanáctinové symetrie.

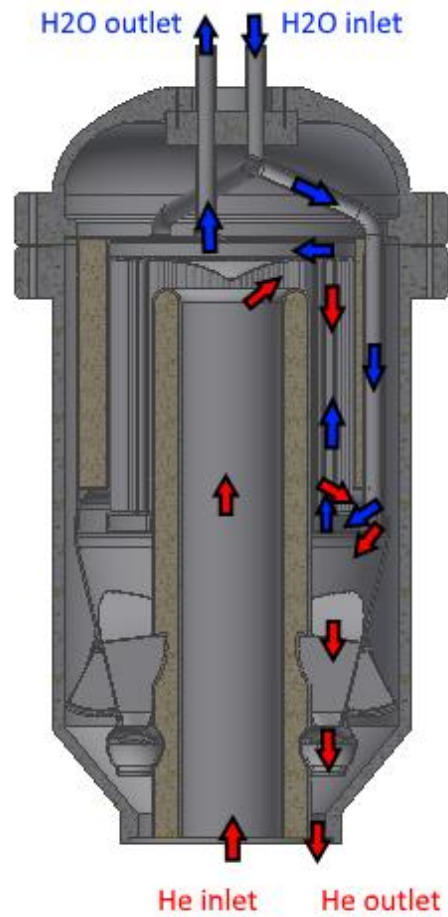
V první části práce je popsáno zpracování CAD modelu a jeho příprava pro tvorbu výpočetní sítě. V druhé části je popsána vlastní tvorba výpočetní sítě, v závěru jsou shrnuty parametry sítě, které jsou stěžejní pro CFD výpočet (kvalita, počty buněk apod.), a základní nastavení geometrických okrajových podmínek.

4.1.1 Vstupní geometrický model

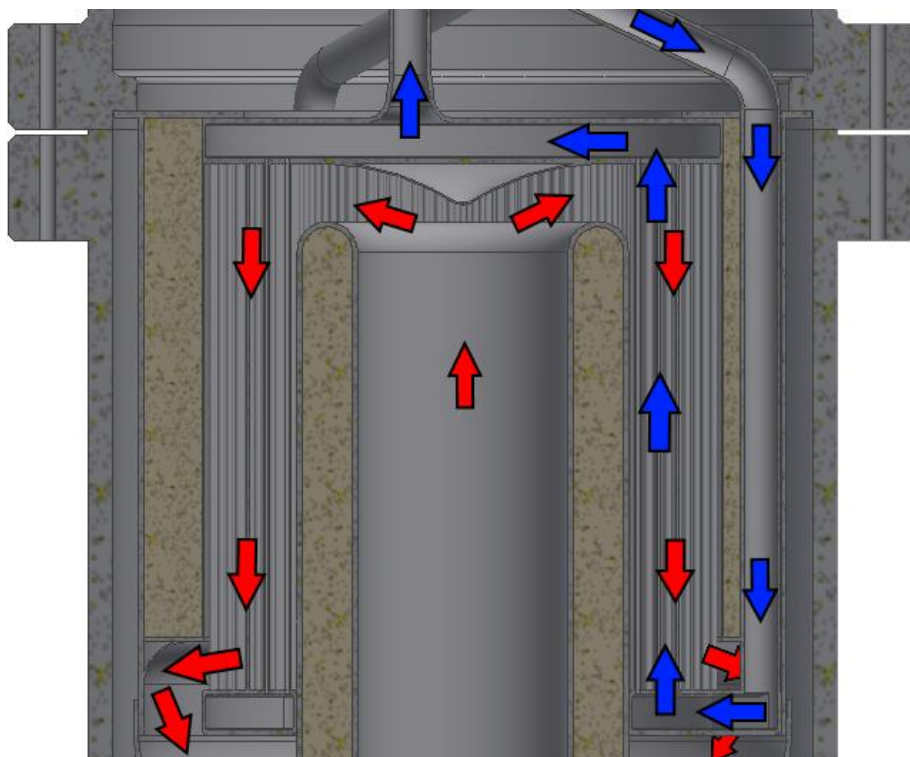
Pro účely CFD výpočtu bylo potřeba v první části geometrii CAD modelu zjednodušit, a to zejména využitím rotační symetrie a odstraněním pevných částí a objemů, které v řešené problematice nebudou modelovány.

Původní dispozice modelu s přímými trubkami je vyobrazena na Obr.16. Pro názornost je zde uveden průchod médií výměníkem a je vyčleněna oblast, která byla modelována. Na Obr.17 je vyobrazen detail aktivní části výměníku. Helium vstupuje středovým kruhovým otvorem o průměru 600 mm, v horní části se otáčí a distribuuje do mezitrubkového prostoru, poté proudí v mezitrubkovém prostoru směrem dolů k výstupu. Předáváním tepla do stěn trubek se helium ochlazuje. V dolním prostoru aktivní části výměníku se pak helium otáčí do radiálního směru a z aktivní části výměníku rovnoměrně vystupuje prstencovým otvorem v plášti. Chladicí voda vstupuje 6-ti po obvodu rozloženými otvory do společného rozváděcího kolektoru, jak je vidět na Obr.16. Následně dochází k redistribuci chladiva do všech 864 paralelních trubek, v kterých proudí směrem vzhůru (délka trubek 1,5 m), ohřívá se o stěny trubek a

vystupuje do horního sběrného kolektoru. Chladivo odchází z výměníku centrálním otvorem, který je umístěn mírně mimo osu výměníku.



Obrázek 16 Řez vstupní geometrií

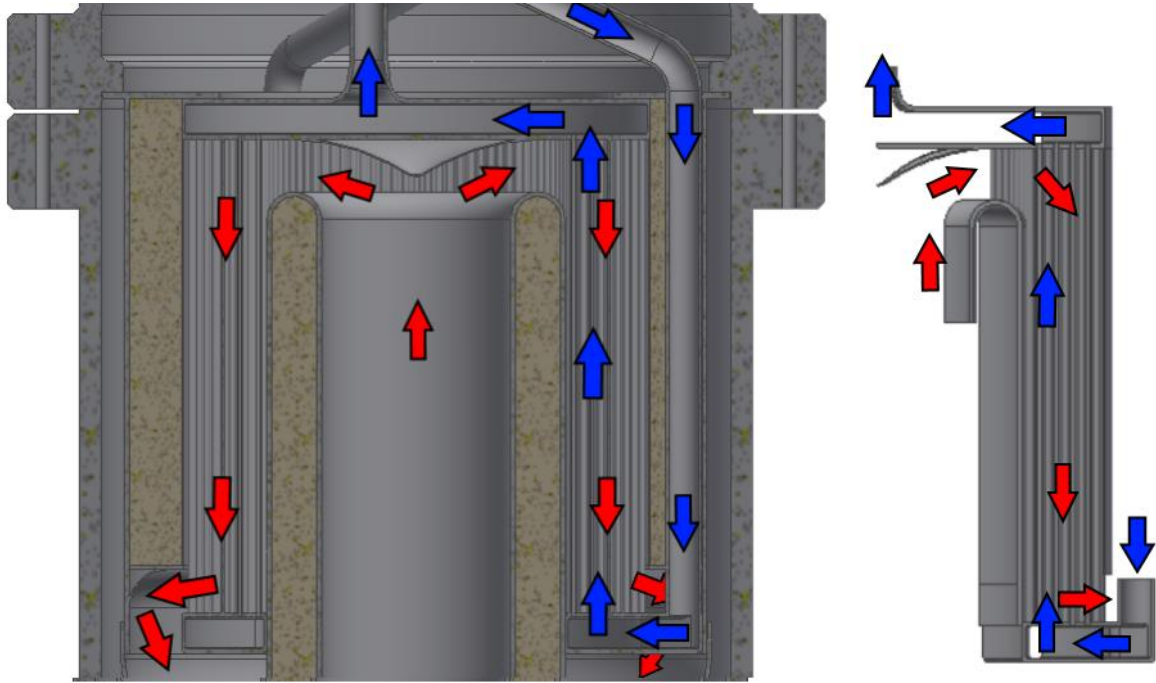


Obrázek 17 Dispozice výměníku – detail

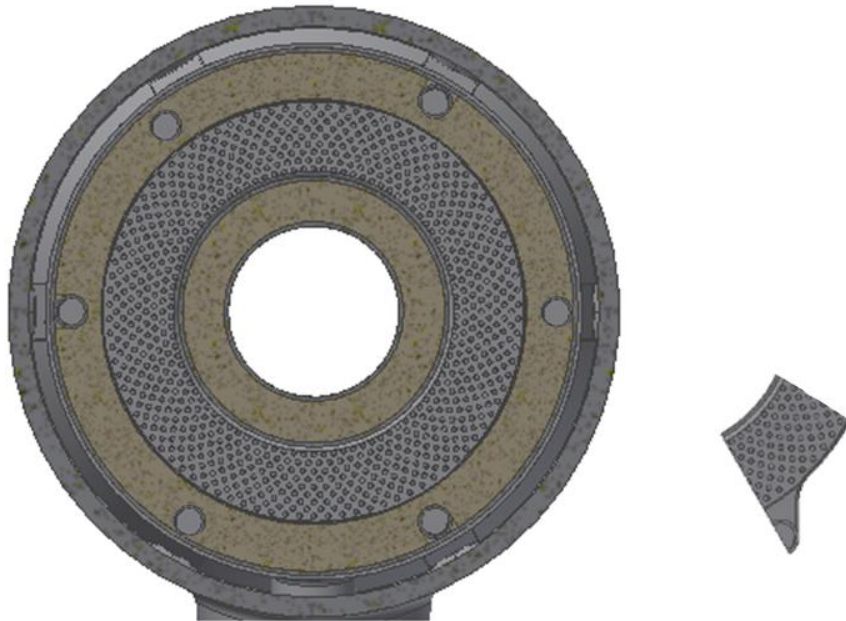
4.1.2 Zjednodušení geometrie

V prvním kroku návrhu byla geometrie z pohledu modelování přenosu tepla maximálně zjednodušena: byla vybrána reprezentativní oblast pro řešení a byly odstraněny části tělesa výměníku, které nejsou zapojeny do přenosu tepla.

Řešená varianta výměníku s přímými trubkami dále umožňuje zjednodušit úlohu pomocí rotační dvanáctinové symetrie. Jedinou geometrickou úpravu bylo nutné provést ve výstupní části vody, kde výstupní větev je umístěna mírně excentricky mimo osu výměníku – ve dvanáctinovém modelu je větev umístěna do osy. Úpravy jsou patrné na Obr.18, kde je zejména evidentní přesun výstupního potrubí do osy a Obr.19, který zachycuje zjednodušení v řezu. Všechny výše uvedené úpravy geometrie byly provedeny v programu Autodesk Inventor a SpaceClaim.



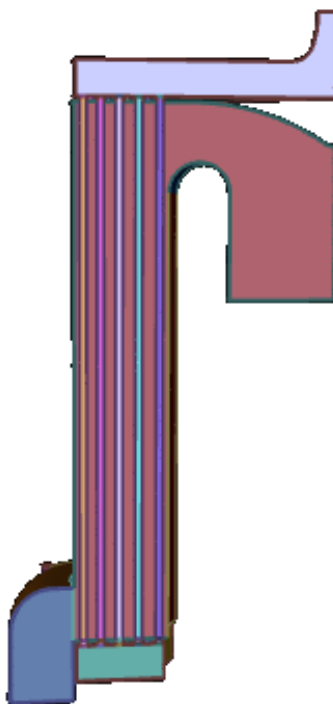
Obrázek 18 Úprava geometrie – vlevo původní model, vpravo upravený model



Obrázek 19 Úprava geometrie – řez osou – vlevo původní model, vpravo upravený model

Ve výsledné geometrii byly dále odstraněny všechny pevné části (je řešena pouze průtočná oblast). Vlastní potrubí, ve kterých dochází k přenosu tepla mezi médii, byly nahrazeny stěnou nulové tloušťky, přičemž popis přestupu tepla skrz stěnu se stanoví pomocí okrajových podmínek v rámci výpočtu. Tyto úpravy výrazně snížily celkovou velikost sítě. Dále došlo k odstranění zaoblených hran v celé řešené oblasti, protože jejich modelování by způsobilo komplikace v tvorbě sítě (sít' by musela být značně jemná pro popsání zaoblení – takové zjemnění v místě, které nemá významný vliv na kvalitu výpočtu, by nebylo ospravedlnitelné). Závěrem přípravy geometrie pro tvorbu výpočtové sítě je uzavření řešené oblasti, čímž vznikly dělicí symetrie, jak je vidět na Obr.20. Zmíněná zjednodušení zásadně přispěla k omezení velikosti výpočetní sítě.

Pro účely vlastních výpočtů bylo dále nutné vhodně umístit výstup helia z řešené domény. Důvodem je výrazná změna směru proudění helia v oblasti výstupu z aktivní části výměníku, která vyvolává zpětné proudění. Toto zpětné proudění v oblasti výstupu ovlivňuje stabilitu výpočtu a u prvních výpočtů mělo za následek problémy s konvergencí. Z těchto důvodů byla řešená oblast posunuta až pod úroveň vlastního výstupu helia z mezitrubkového prostoru, jak je patrné z Obr.20 (modrá oblast). Následně bylo možné přistoupit k tvorbě sítě, což popisuje následující kapitola.



Obrázek 20 Model – pohled na symetrii

4.2 Tvorba výpočetního modelu

Druhou přípravnou fází pro CFD model byla tvorba povrchové sítě. Prostor výměníku je členitý s výraznými změnami průtočných ploch a očekávaných rychlostních polí. Zejména z těchto důvodů byl pro tvorbu sítí vybrán preprocesor Fluent Meshing. Vzhledem k relativně novému algoritmu tvorby výpočtových sítí (povrchových i objemových), který je využíván tímto preprocesorem, je před specifikací použitých technik vložena podkapitola s obecným popisem základů tvorby povrchových sítí pomocí předdefinovaných parametrů. V následujících podkapitolách je pak použití vybraných parametrů v řešené oblasti postupně popsáno [12].

4.2.1 Základy tvorby povrchových sítí

Obecně platí, že základní parametry tvorby povrchové sítě v generátoru sítě Fluent Meshing jsou rozděleny na tzv. Global Scoped Sizing a Local Scoped Sizing [15].

4.2.1.1 Global Scoped Sizing

Global Scoped Sizing (globální dimenzování rozsahu velikosti hran buněk) je definován třemi omezeními:

- Min - minimální velikost hran buněk,
- Max - maximální velikost hran buněk,
- Growth Rate - růstový faktor (maximální rozdíl velikosti hran sousedních buněk).

Tímto je omezena velikost a růst buněk v celé řešené oblasti, pokud není lokálními pravidly tento formát upraven.

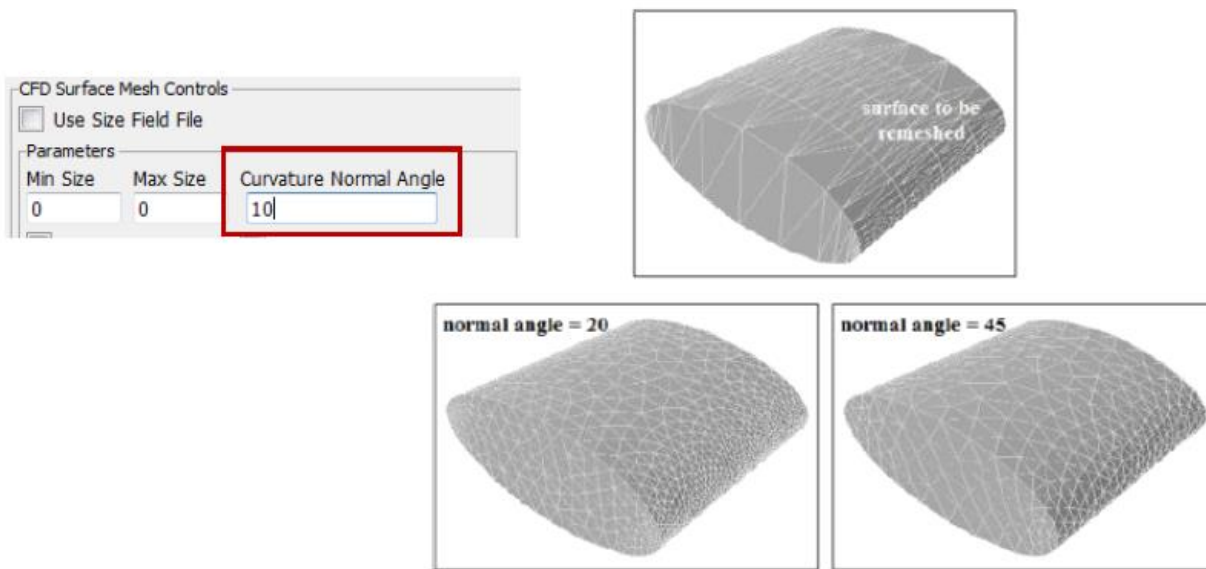
4.2.1.2 Local Scoped Sizing

Local Scoped Sizing (lokální dimenzování rozsahu velikosti hran buněk) řeší lokální úpravu povrchové sítě v rozsahu vybraných parametrů, vybraných skupin geometrických tvarů, resp. podle jednotlivě vybraných geometrických tvarů.

Vybrané parametry jsou: curvature, proximity, meshed, soft, hard a BOI (Body Of Influence). Každý z nich má svou oblast použití v závislosti na jejich dané funkcionalitě. Podobně jako u Global Scoped Sizing, jsou i u těchto parametrů definována vybraná omezení. Podle daného parametru jsou to:

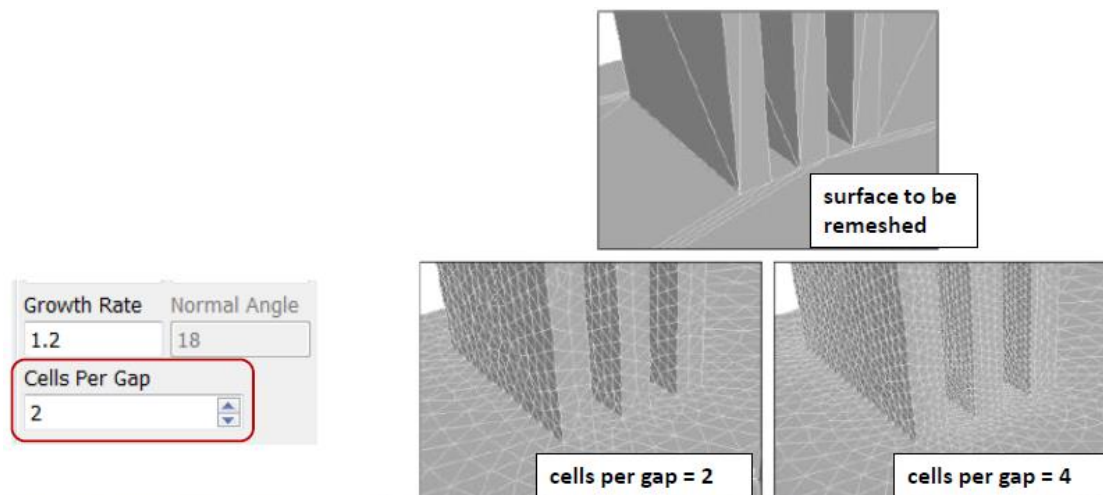
- Min
- Max
- Growth Rate
- Normal Angle - normálový úhel (úhel, který svírají dvě sousedící hrany buněk povrchové sítě)
- Cells Per Gap - minimální počet buněk v úzkých profilech

Curvature – vztahuje se na tvorbu hran na zakřivených hranách. Kromě základních parametrů (Min, Max, Growth Rate) udává navíc maximální normálový úhel, který budou svírat na sebe navazující hrany sousedních buněk. Jsou tak řešeny i případy, kdy se křivost geometrických hran mění, a tedy s nimi se pak mění i velikost hran buněk, jak je patrné na Obr.21.



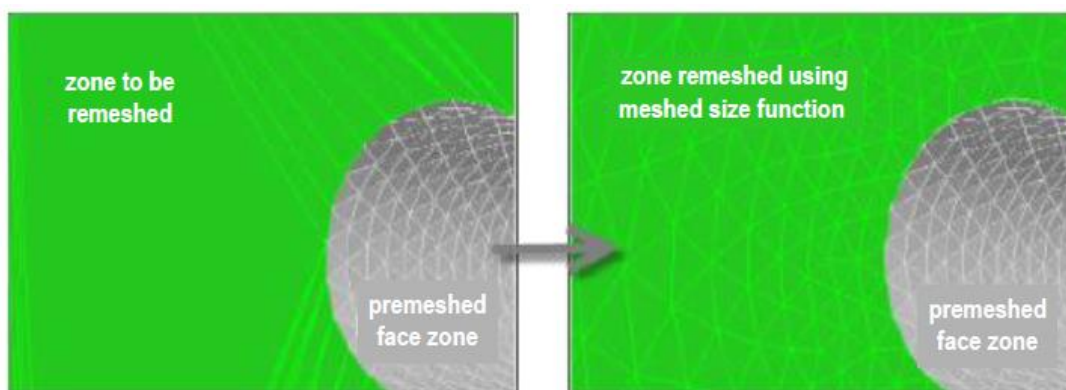
Obrázek 21 Velikost buněk v závislosti na parametru „Curvature“

Proximity – používá se pro případy, kde dochází k příliš velkému zúžení mezi vybranými hranami nebo plochami ohraničujícími oblast povrchové sítě a kde by tedy mohla vzniknout např. pouze jedna řada buněk. Proximity tedy kromě základních parametrů (Min, Max, Growth Rate) udává navíc minimální počet buněk mezi vybranými hranami/stěnami, viz Obr.22.



Obrázek 22 Chování tvorby povrchové sítě v oblasti štěrbin s pomocí parametru „Proximity“

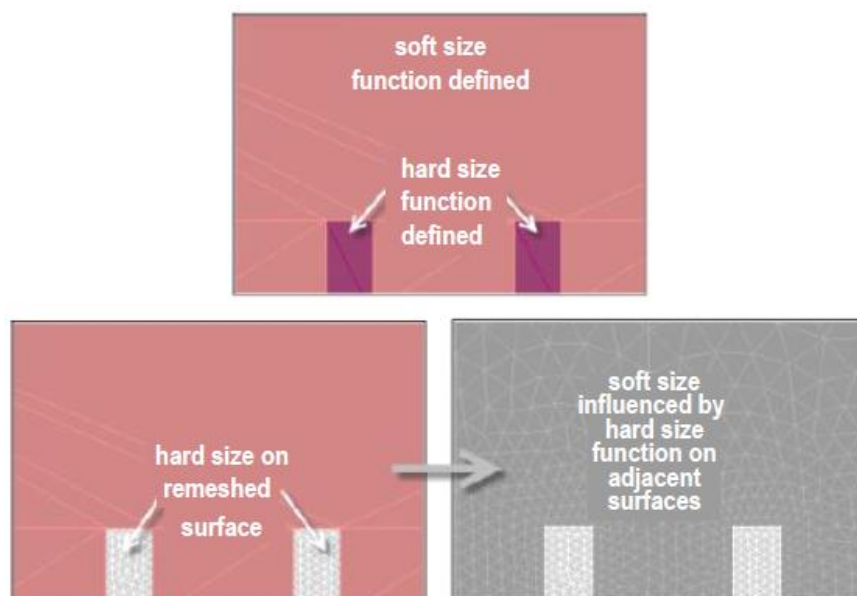
Meshed – tato podmínka vyžívá již dříve vygenerovaných částí řešené oblasti, a tedy navazuje na ně, jak je patrné z Obr.23.



Obrázek 23 Tvorba povrchové sítě s pomocí parametru „Meshed“

Soft – definuje tzv. „měkkou“ podmínku, která se přizpůsobuje okolním nastavením a shora je ohraničena pouze maximální velikostí hran buněk a růstovým faktorem (Max, Growth Rate).

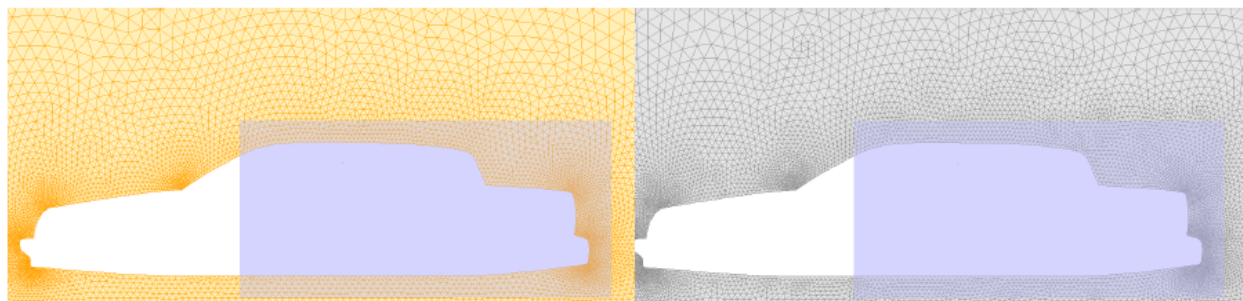
Hard – definuje tzv. „tvrdou“ podmínku, která ignoruje ostatní nastavení specifikovaná na zde vybraných hranách/plochách. Specifikuje se zde tedy fixní (v nastavení uváděná jako minimální) velikost hran buněk a růstový faktor (Min, Growth Rate). Jak spolu pracují podmínky Soft a Hard lze vidět na Obr.24.



Obrázek 24 Chování tvorby povrchové sítě pro kombinaci parametrů „Soft“ a „Hard“.

BOI – jedná se o tzv. Body of Influence (oblast zájmu). Tato podmínka umožňuje ohraničit oblast rozsahu na vybraný prostor. Jak je patrné z Obr.25, pro vybranou BOI byla celá povrchová síť přesíťována.

Výsledkem je zde zachování velikosti hran buněk (tj. je potlačen jejich růst předdefinovaný např. pomocí Global Scoped Sizing).



Obrázek 25 Chování tvorby povrchové sítě při použití parametru „BOI“.

Tabulka 2 Local Scoped Sizing – parametry a definice jejich omezení

	Min	Max	Growth Rate	Normal Angle	Cells Per Gap
Curvature	x	x	x	x	
Proximity	x	x	x		x
Meshed			x		
Soft		x	x		
Hard	x		x		
Boi		x	x		

Vybraná skupina geometrických tvarů může zahrnovat plochy, hrany, resp. jejich kombinaci. Jednotlivé geometrické tvary lze vybírat v rozsahu předem definovaných entit (ploch, hran).

4.2.2 Size field

Dalším výstupem zde vedle povrchové sítě samotné byl sizefield, který se ukázal výhodným zejména při drobných úpravách geometrie, takže se nová síť nemusela vytvářet od začátku.

Size field je soubor balíčku ANSYS, který podává informace o velikosti sítě v jednotlivých místech geometrie – spojením size fieldu a geometrického modelu lze pak přímo v síťovacím softwaru vytvářet povrchovou síť. Na rozdíl od samotné sítě nepodává informaci o poloze jednotlivých nodů, takže je velikost takového souboru řádově menší oproti souboru sítě.

4.3 Povrchová síť

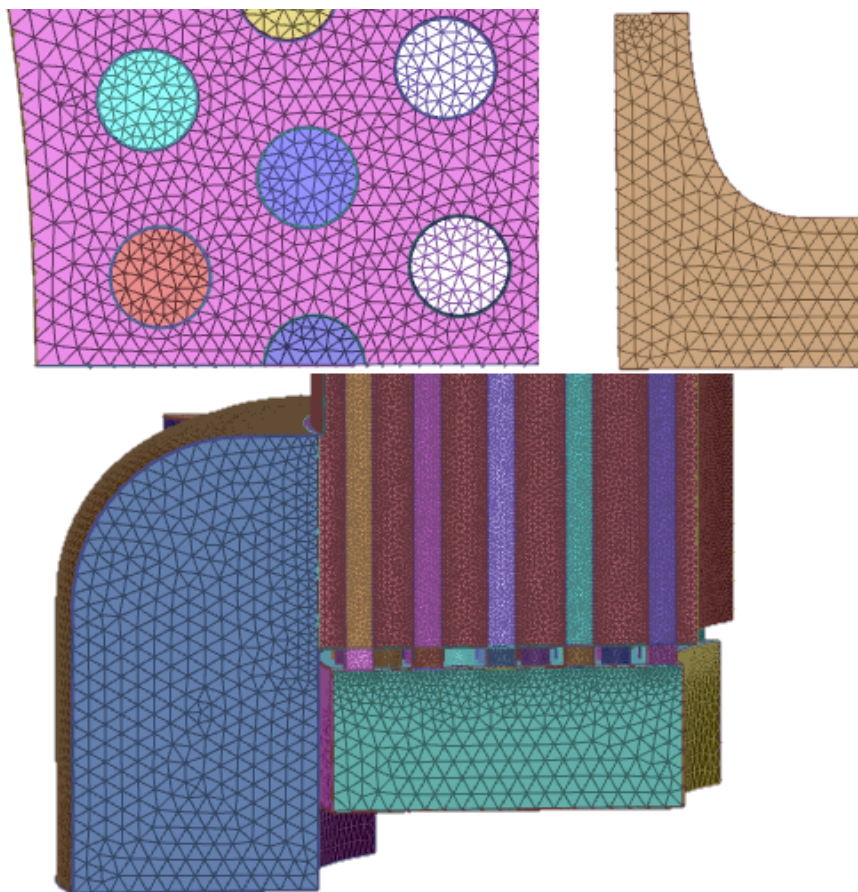
Definice podmínek použitých pro geometrický model výměníku DHR se uplatňují napříč celým modelem, a proto je jejich popis rozdělen podle jednotlivých parametrů. Použité lokální specifikace (na vybraných skupinách geometrických entit) je uvedena pro každý parametr zvlášť.

4.3.1 Global Scoped Sizing

Globální nastavení rozsahu velikosti hran buněk bylo definováno v rozmezí 2 až 13,2 mm. To umožnilo kontrolu jak velikosti nejmenších hran, tak i vhodné omezení na růst buněk rozváděcím a sběrném kolektoru výměníku. Maximální růstový faktor byl stanoven na 1,2.

4.3.2 Podmínka „Curvature“

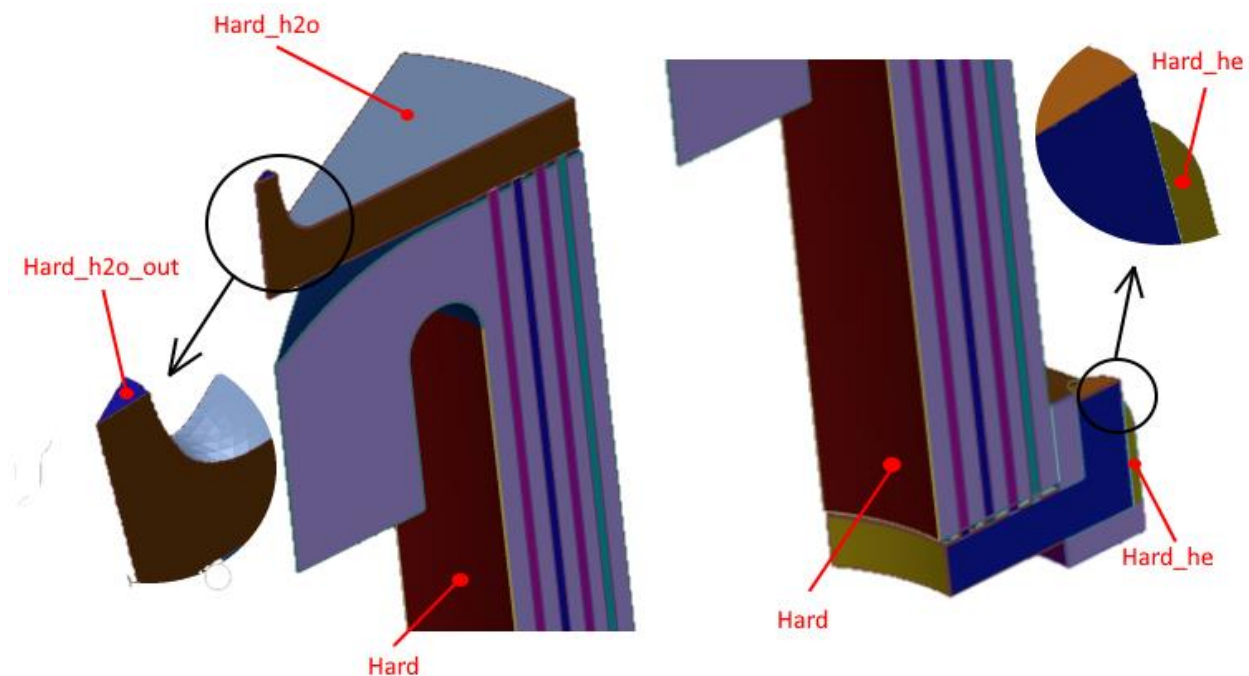
Podmínka byla použita napříč celou řešenou oblastí. Klíčové zde bylo stanovit normal angle tak, aby po obvodu nejzakřivenější části geometrie (trubek) měla základní výpočtová síť 24 hran, tj. byl nastaven úhel 15°. Minimální velikost hran buněk byla stanovena na 3 mm, maximální na 15 mm a růstový faktor 1,2. Toto nastavení, kromě výše uvedené křivosti na trubkách, zajišťuje přiměřenou redukci počtu buněk v okrajových částech výměníku, kde jsou geometrické tvary méně zakřivené a kde současně nedochází k přestupu tepla mezi médii (tj. je zde menší náročnost na přesnost numerického popisu fyzikálních dějů, zejména pak turbulentních složek). Příklady vytvořené povrchové sítě v oblasti geometrických zakřivení (oblast trubek a rozváděcího a sběrného kolektoru výměníku) jsou zobrazeny na Obr.26.



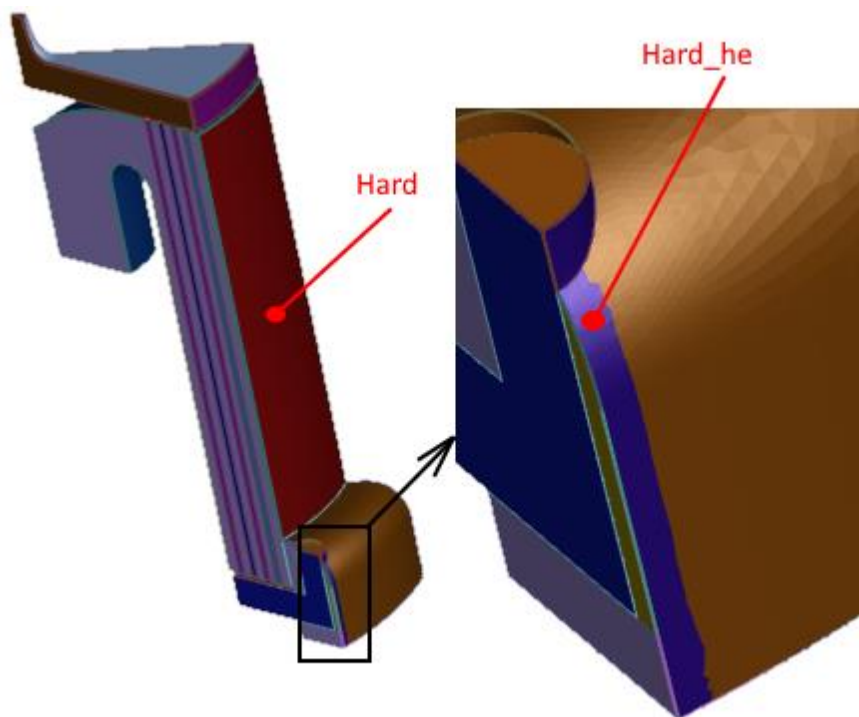
Obrázek 26 Vliv podmínky Curvature ve vybraných oblastech

4.3.3 Podmínka „hard“

Tato podmínka se uplatnila jak v mezitrubkovém prostoru, tak ve výstupních prostorech vody a helia. V mezitrubkovém prostoru bylo nutné zmenšit velikost sítě na jeho vnějších stěnách tak, aby odpovídala velikosti hran na stěnách trubek. Ve výstupních částech obou médií pak bylo třeba velikost hran buněk upravit ve vztahu k rozměrům jednotlivých ploch a nutnosti dodržet určitou kvalitu povrchové sítě. Stěny, pro které bylo použito podmínky „Hard“, jsou uvedeny na Obr.27 a 28.



Obrázek 27 Definování stěn s podmínkou „Hard“ – pohled 1



Obrázek 28 Definování stěn s podmínkou „Hard“ – pohled 2

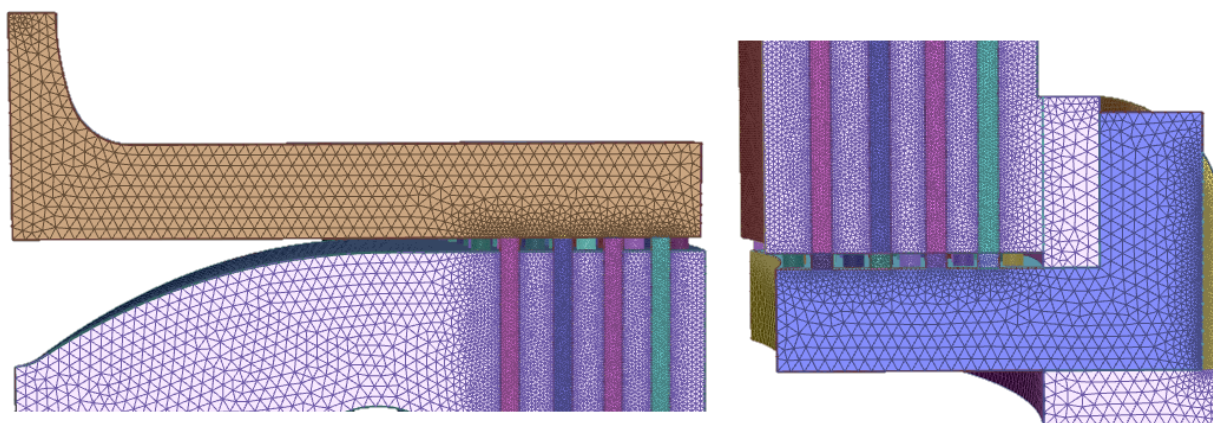
Použité podmínky Global Scoped Sizing, Curvature a Hard jsou souhrnně uvedeny v Tab.3.

Tabulka 3 Definice parametrů povrchové sítě modelu DHR výměníku

Název podmínky	Min	Max	Growth Rate	Normal Angle
Global Scoped Sizing	3	13,2	1,2	-
Curvature	3	13,2	1,2	15
Hard	5,2	-	1,2	-
Hard_h2o	13,2	-	1,2	-
Hard_h2o_out	5,3	-	1,2	-
Hard_he	2	-	1,2	-

4.3.4 Výsledná povrchová síť

Poté, co byly definovány parametry povrchové sítě, bylo možné přistoupit k jejímu generování. Trojúhelníková povrchová síť zahrnovala celkem 1 878 324 buněk, maximální Skewness se podařilo opravnými operacemi snížit na 0,66. Na Obr.29 jsou vyobrazeny detaily sítě v řezu symetrie pro horní a dolní část DHR výměníku. Jak je z obrázku patrné, hustota sítě se odvíjí od požadavku na její kvalitu, která je klíčová zejména v oblastech přestupu tepla (okolí trubek) a v oblastech, kde dochází k náhlým průtočným změnám (zejména vstup/výstup do trubek).



Obrázek 29 Povrchová síť v řezu symetrie horní a dolní části výměníku

4.4 Objemová síť

Objemová síť je generována z předdefinované povrchové sítě a je tvořena ze dvou objemových částí – prizmatickými buňkami mezní vrstvy a okolního prostoru, který vyplňuje zbývající objem polyhedrálními buňkami. Protože tvorba mezních vrstev vyžaduje vždy podrobné nastavení specifické pro každou definovanou oblast, jednotlivá nastavení jsou podrobněji popsána v následující podkapitole.

4.4.1 Podmínky pro tvorbu mezní vrstvy

Základnou mezní vrstvy je samotná povrchová síť, která je promítána v normálovém směru do tvořeného objemu. Tím vznikají prismatické buňky, které jsou buď s trojúhelníkovou nebo s mnohostěnnou základnou v závislosti na požadavku tetrahedrální nebo polyhedrální sítě.

Každá oblast složitých geometrií vyžaduje specifickou volbu parametrů tvorby mezní vrstvy. To je dáno jak tvarovou konfigurací a velikostí jednotlivých ploch, tak počítaným médiem a zvolenými modely turbulence. Jednotlivé parametry mezní vrstvy jsou shrnuty v Tab.4. Podrobnější popis uvedených podmínek je v následujících podkapitolách.

Tabulka 4 Parametry pro tvorbu mezní vrstvy

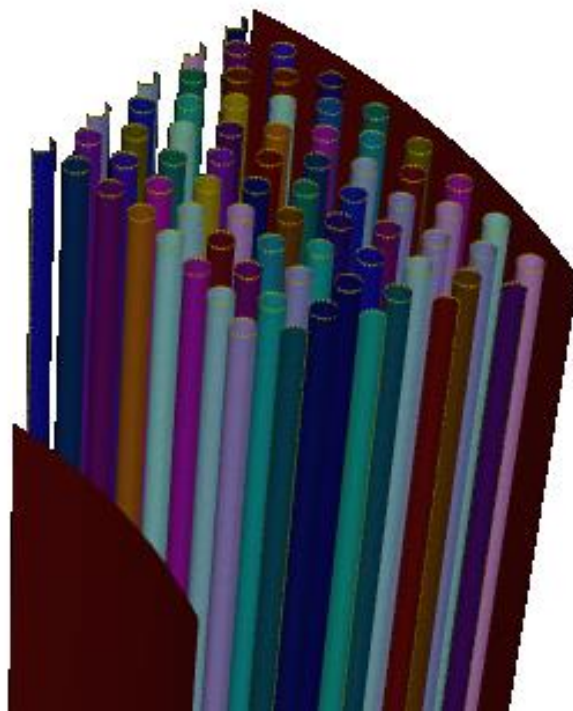
	vy	v	
he	0,79	4	1,6
h2o	0,6	3	1,4
rust-he	2,64	3	1,3
rust-h2o	2,64	3	1,3
rust-h2o-inlet	3,3	3	1,22
prouzek-he	0,79	3	1,2
prouzek-h2o	0,79	3	1,2

4.4.2 Mezní vrstva na straně helia

V závislosti na charakteru proudění bylo potřeba v různých místech nastavit různé parametry mezní vrstvy – jednotlivé parametry jsou popsány v následujících podkapitolách.

4.4.2.1 Podmínka „he“

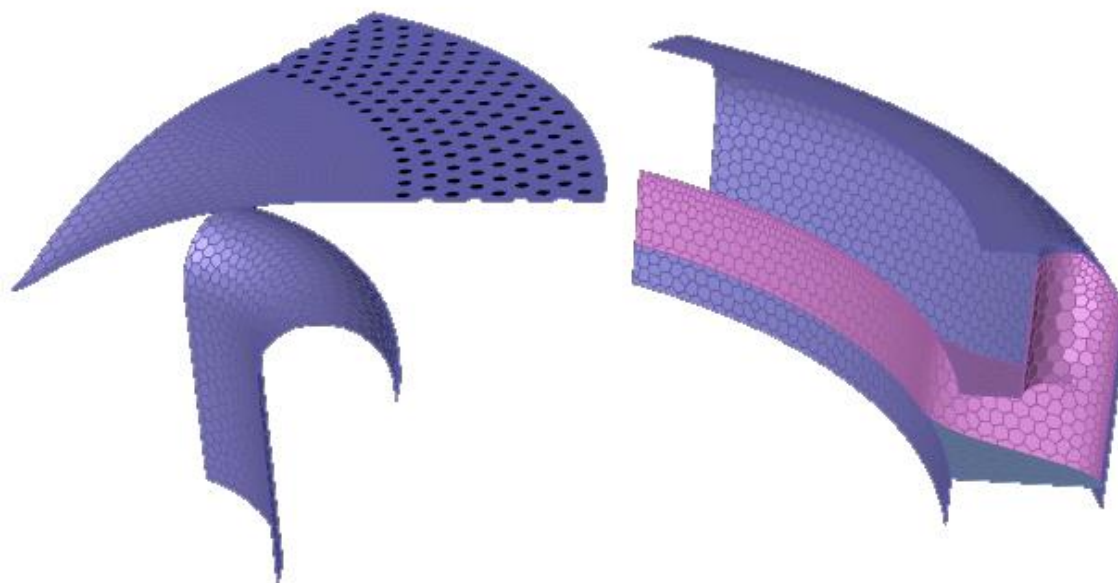
Pro tuto mezní vrstvu byly vybrány všechny plochy potrubí a vnitřní a vnější plášť výměníku na straně helia. Přehled vybraných stěn je patrný z Obr.30. Volba výšky první vrstvy buněk vychází z volby statistického dvourovnicového turbulentního modelu a v kombinaci s růstovým faktorem a počtem buněk také splňuje vhodnost přijatelného růstu velikosti buněk směrem do mezitrubkového prostoru, který je silně ovlivňován velikostí rozteče mezi jednotlivými trubkami. Kombinace všech tří podmínek tedy musí splňovat i požadavek na následnou tvorbu zbylého vnitřního prostoru pomocí definovaných globálních parametrů objemové sítě.



Obrázek 30 Vyobrazené plochy pro podmínku "he"

4.4.2.2 Podmínka „rust-he“

Pro okrajové oblasti průtočného prostoru helia bylo vzhledem k jejich prostorovému umístění nutné stanovit jiné podmínky mezní vrstvy. Jedná se o plochy přilehlé u vstupu a výstupu helia, viz Obr.31.



Obrázek 31 Vyobrazené plochy pro podmínku "rust-he"

4.4.2.3 Podmínka „prouzek-he“

Další specifické nastavení si vyžadovala tvorba mezní vrstvy v oblasti úzkého proužku helia, který vznikl v dolní části symetrie, kde se napojuje vstup chladiva. Oblast je patrná z Obr.32. Lépe je znatelná z Obr.28, kde koresponduje s oblastí označenou hard-he.



Obrázek 32 Podmínka prouzek-he

4.4.2.4 Podmínka „rust-h2o-inlet“

Posledním místem pro specifickou úpravu mezní vrstvy byl prostor v dolní části výměníku zahrnující vstup chladiva, resp. výstup helia, viz Obr.33. To bylo způsobeno rozměry vstupního potrubí na straně vody, kde nebylo možné použít stejné nastavení jako pro okolní prostory (mezní vrstva zde byla natolik velká, že v mezeře přecházela v pouze jednu mezní vrstvu buněk).



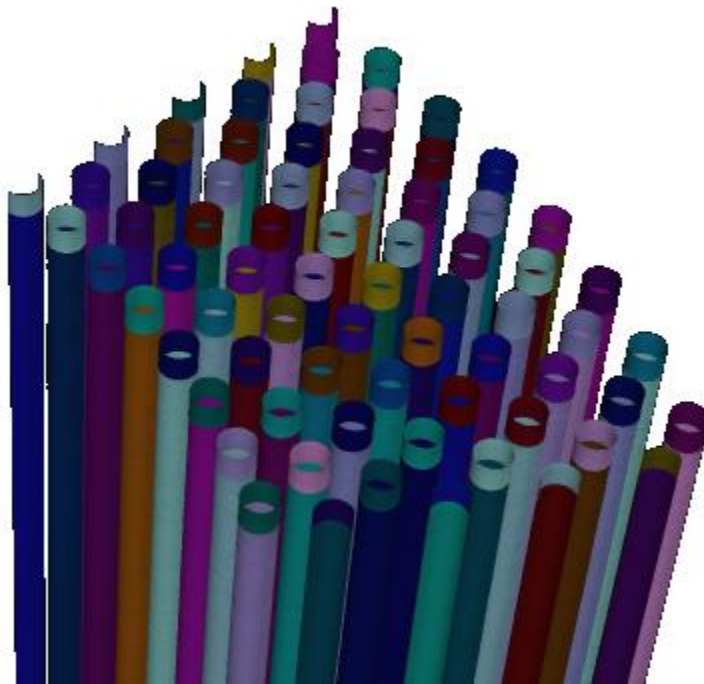
Obrázek 33 Plocha s podmínkou „Rust-H2O-inlet“

4.4.3 Mezní vrstva na straně vody

Obdobně jako u helia byly v odlišných místech nastaveny specifické parametry mezní vrstvy s ohledem na charakter proudění.

4.4.3.1 Podmínka „h2o“

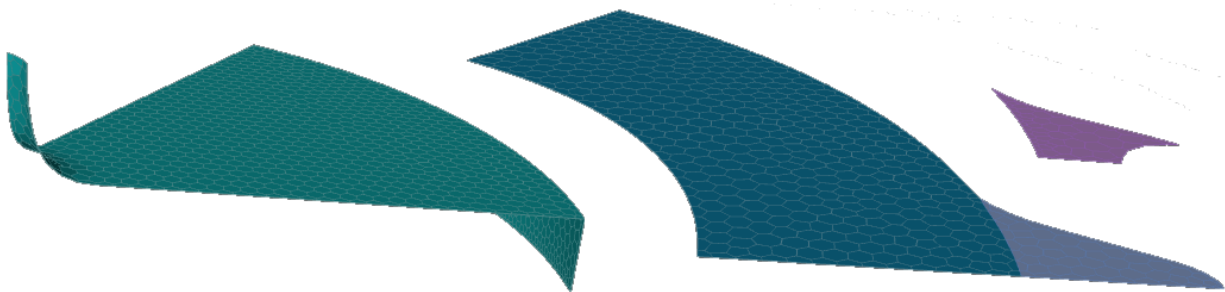
Jedná se o podmínku mezní vrstvy na vnitřní straně potrubí. Podobně jako u podmínky „He“, i zde byly vybrány všechny plochy trubek v celé délce, jak je patrné na Obr.34. Velikost první řady buněk, počet vrstev i růstový faktor byly opět uzpůsobeny definovaným podmínkám, zejména ve vztahu k průměru trubky.



Obrázek 34 Vyobrazené plochy pro podmínku “h2o”

4.4.3.2 Podmínka „rust-h2o“

Jedná se o prostory v oblasti rozváděcího, resp. sběrného kolektoru. Zdrojové plochy povrchové sítě jsou vyobrazeny na Obr.35. Vzhledem k intenzivnímu proudění chladiva celou řešenou doménou došlo k doplnění mezní vrstvy i u stěn rozváděcího a sběrného kolektoru.



Obrázek 35 Plochy s nastaveným růstem mezní vrstvy na straně vody

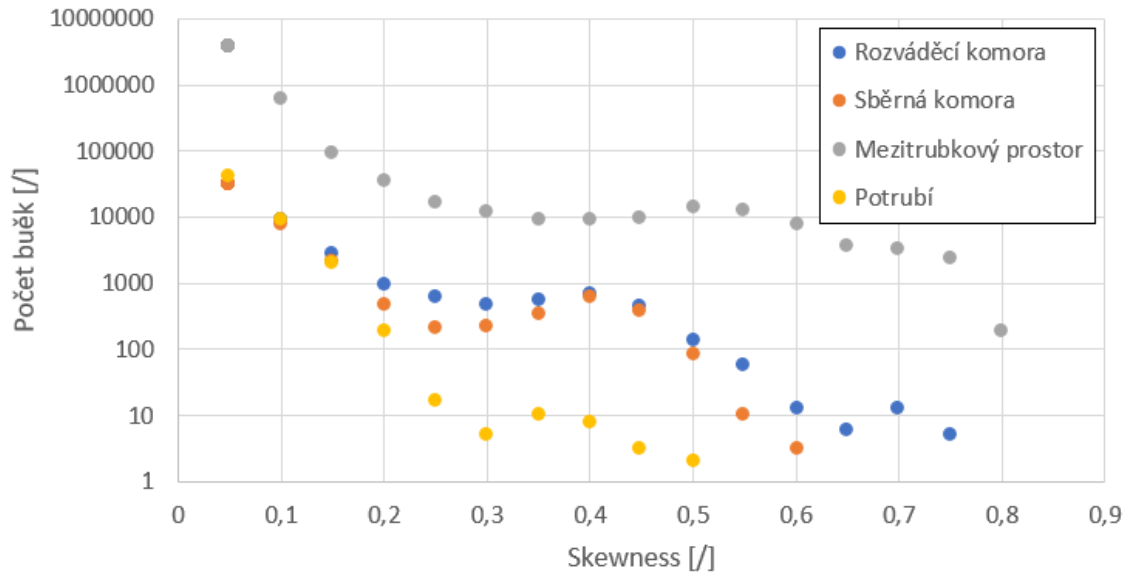
4.4.4 Výsledná objemová síť

Tvorba objemové sítě je definována globálními parametry, které se aplikují v objemu řešené oblasti. V modelu DHR výměníku byly tyto parametry nastaveny následovně: maximální velikost buňky 20 mm, růstový faktor 1,2. V prvním kroku vždy vzniká tetrahedrální síť, která zde obsahovala celkem 11,1 milionu buněk. Následná transformace na polyhedrální síť zredukovala celkový počet buněk na výslednou hodnotu 8,3 milionu viz Tab.5. Vybrané pohledy ve výsledné objemové síti jsou zobrazeny v Obr.37-39. Z obrázků jsou patrné zejména dvě věci: tvorba mezní vrstvy v přilehlé oblasti povrchů (obdélníkové a lichoběžníkové povrchové buňky) a pozvolný nárůst velikosti buněk, který je řízený právě růstovým faktorem, viz předchozí podkapitoly.

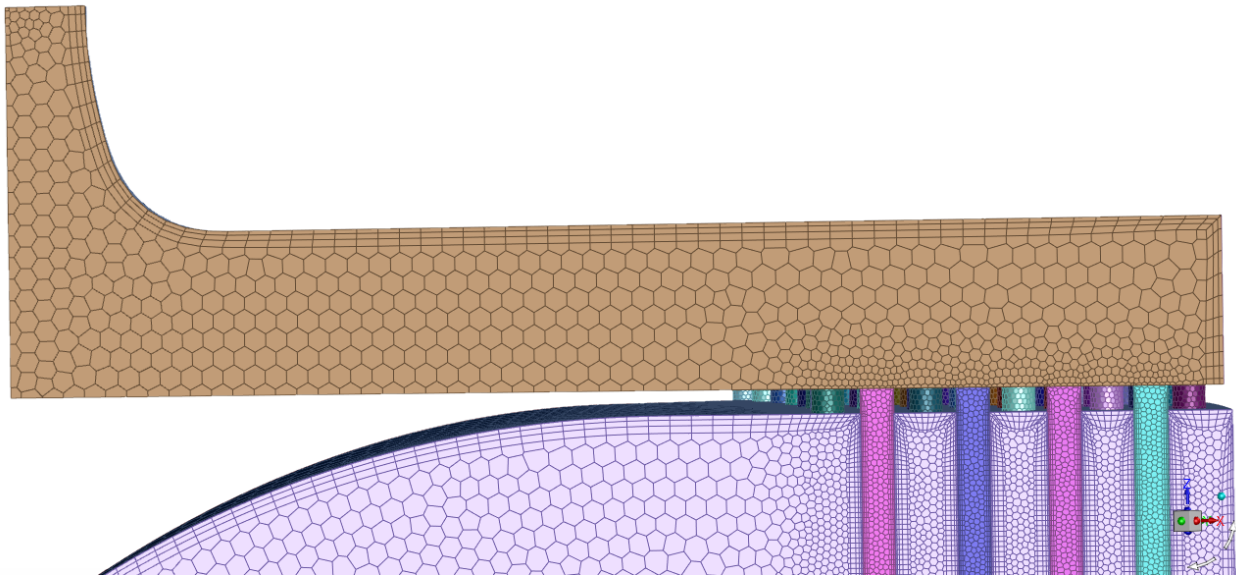
Hlavní parametry objemové výpočtové sítě jsou shrnuty v Tab.5. Na Obr.36 jsou vykresleny počty zkosených buněk v jednotlivých oblastech. Je patrné, že nejhorší Skewness má mezitrubkový prostor – to by bylo řešitelné zpřísněním velikosti mezní vrstvy, ovšem za cenu razantního nárůstu celkového počtu buněk.

Tabulka 5 Parametry sítě

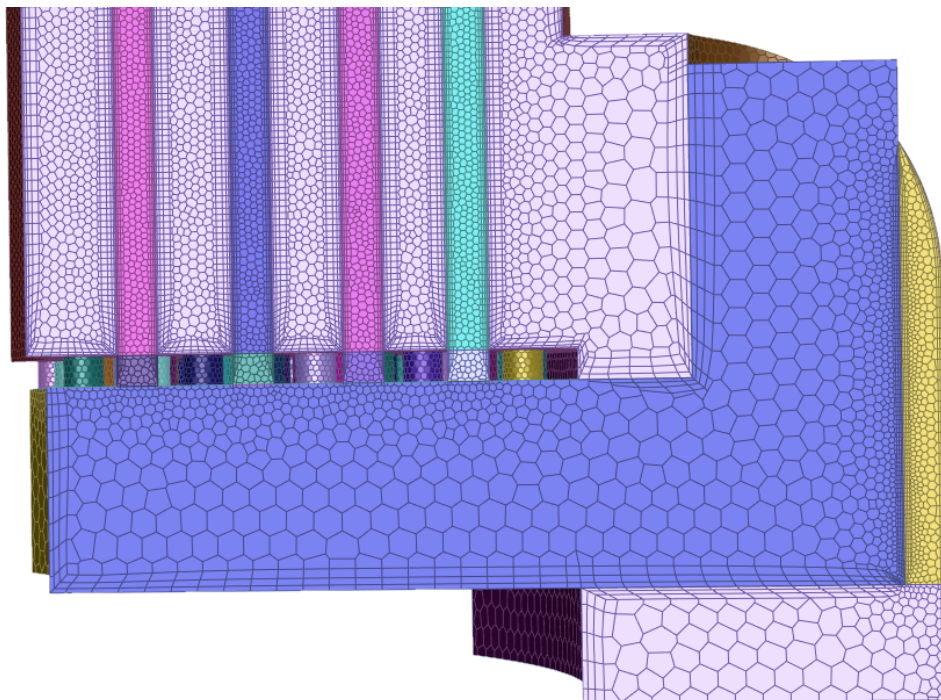
Počet buněk	8 359 213
Max Skewness	0,7664



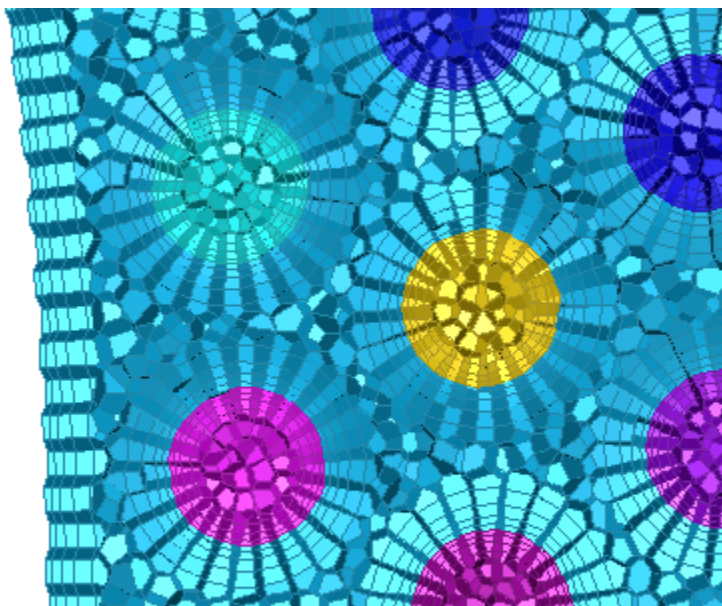
Obrázek 36 Rozložení četnosti buněk ve výpočtové síti podle zkosení



Obrázek 37 Detail výsledné povrchové sítě horní části výměníku – pohled na symetrii



Obrázek 38 Detail výsledné povrchové sítě dolní části výměníku – pohled na symetrii



Obrázek 39 Kolmý řez objemovou sítí v prostoru aktivní části výměníku

5 Numerický výpočet

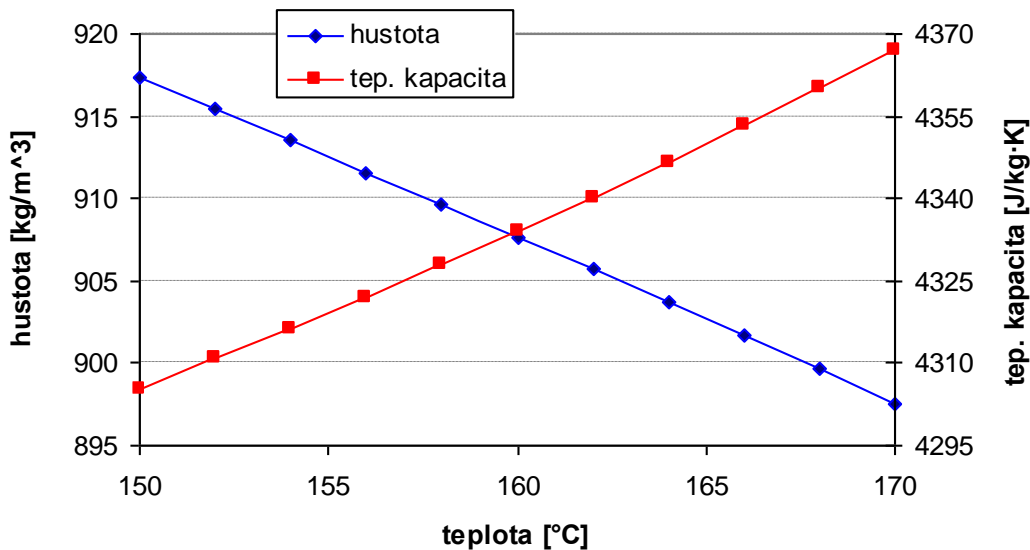
V této kapitole bude popsána metodika numerického výpočtu v CFD programu ANSYS Fluent. Popsány budou materiálové vlastnosti, okrajové podmínky a způsob dosažení konvergence výpočtu.

5.1 Materiálové vlastnosti

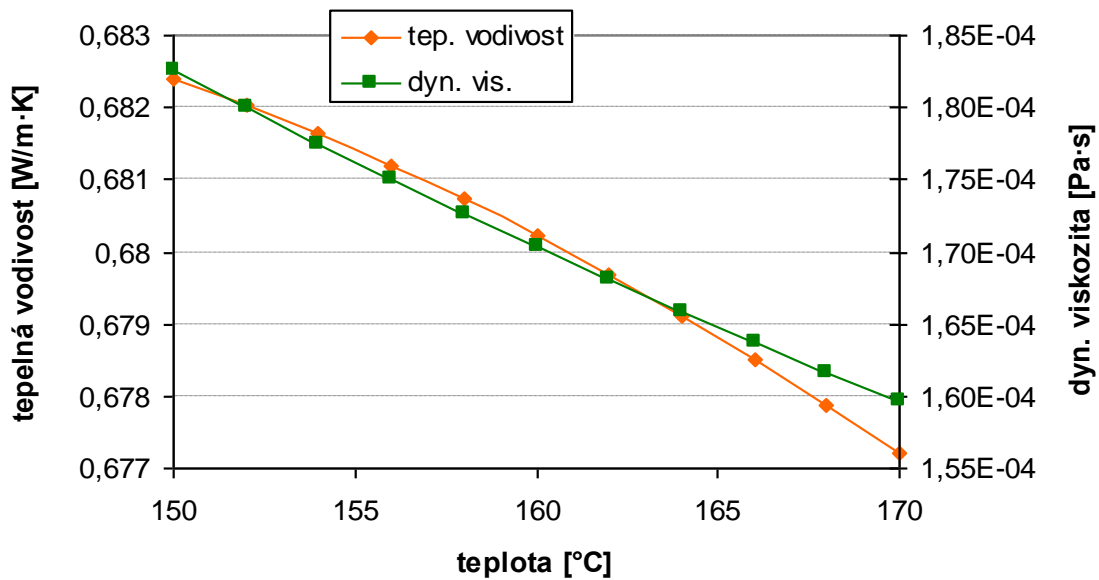
V následující kapitole budou popsány vlastnosti použitých materiálů, tedy vody, helia a konstrukčního materiálu výměníku. Materiálové vlastnosti byly do řešiče zadávány metodou Piecewise Linear, ta je vhodná zejména dojde-li při výpočtu k překročení definovaných teplot a umožňuje (při definování dostatečného množství hodnot) s uspokojivou přesností aproximovat požadovaný průběh vlastností.

5.1.1 Voda

Na Obr.40 a 41 jsou vykresleny materiálové vlastnosti vody v závislosti na teplotě tak, jak byly definovány v řešiči. Protože úloha počítá s gravitačním zrychlením, je důležitá i změna hustoty, která má vliv na vztahové síly v kapalině.



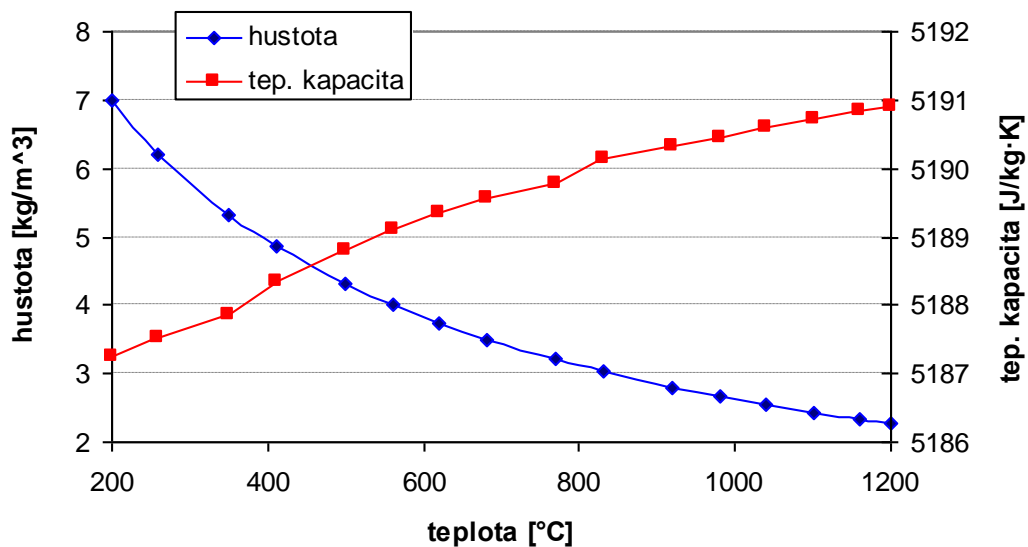
Obrázek 40 Vliv teploty na hustotu a tepelnou kapacitu vody



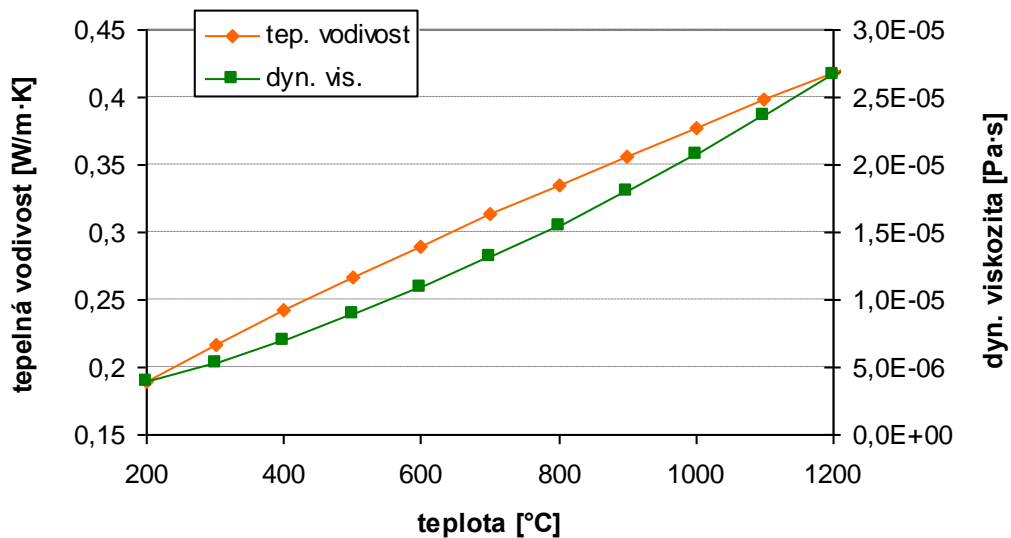
Obrázek 41 Vliv teploty na tepelnou vodivost a dyn. viskozitu vody

5.1.2 Helium

V grafech na Obr.42 a 43 jsou vykresleny závislosti termofyzikálních vlastností helia na teplotě. Na straně helia dochází k výraznějšímu ohřátí než u vody, rozsah teplot je zde tedy řádově vyšší. Opět má význam změna hustoty s teplotou, čímž jsou ovlivněny vztlakové síly.



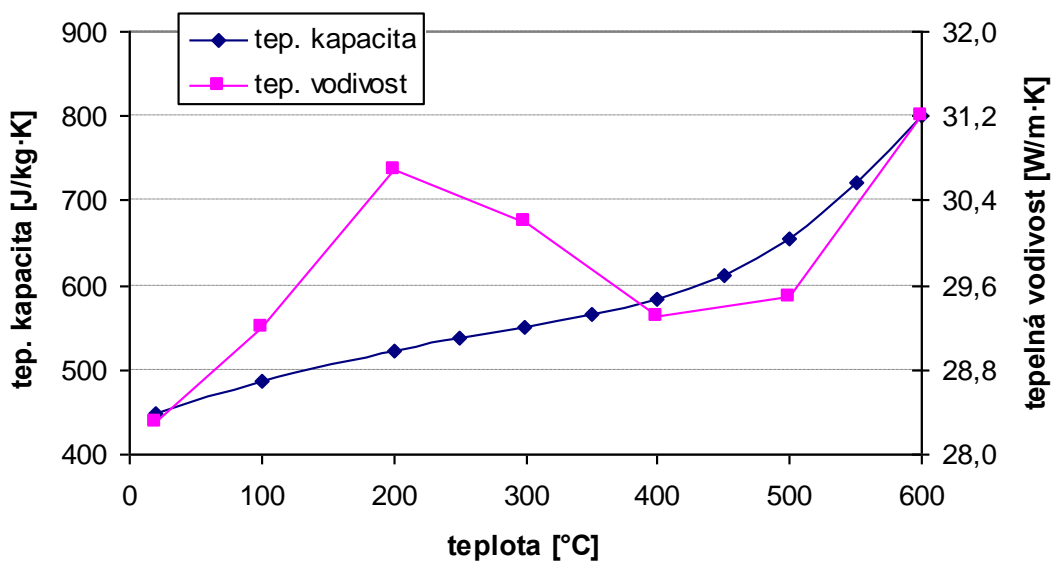
Obrázek 42 Vliv teploty na hustotu a tepelnou kapacitu helia



Obrázek 43 Vliv teploty na tepelnou vodivost a dyn. viskozitu helia

5.1.3 Materiál výměníku

Protože se tato úloha zabývá pouze termohydraulickým výpočtem, bude zanedbána teplotní roztažnost – z tohoto důvodu je možné definovat hustotu jako konstantní, což samozřejmě neodpovídá realitě. Hustota materiálu byla zvolena 7665 kg/m^3 . Stěžejní pro výpočet bude tepelná kapacita a tepelná vodivost, což jsou parametry, které budou mít vliv na přestup tepla v potrubí. Závislost tepelné kapacity a tepelné vodivosti na teplotě jsou vykresleny na Obr.44. Materiál výměníku zatím nebyl ze strany ÚJV Řež pevně definován.



Obrázek 44 Závislost tepelné kapacity a tepelné vodivosti materiálu výměníku na teplotě

5.2 Okrajové podmínky

Okrajové podmínky nastavené ve výpočtu jsou vypsané v Tab.6. Na výstupu helia byla místo Pressure Outlet použita podmínka Outlet-vent z důvodu potlačení zpětného proudění, které se na výstupu vyskytovalo u prvotních výpočtů. Do oblasti clonek byla definována podmínka porézní zóny, která bude blíže specifikována v dalších kapitolách. Teplosměnné stěny (jedná se zde zejména o stěny potrubí) byly definovány jako stěny s nulovou tloušťkou, skutečná tloušťka je zadána v řešiči a řeší se numericky.

Tabulka 6 Okrajové podmínky výpočtu

Název	Podmínka	Poznámka	
Voda	Velocity Inlet	Rychlost [m/s]	1,4
		Teplota [°C]	156,8
	Pressure Outlet	Backflow and Hydraulic Diameter [m]	0,07
Helium	Velocity Inlet	Rychlost [m/s]	2,8
		Teplota [°C]	1200
	Outlet-vent		
Teplosměnné stěny	Wall	Tloušťka [mm]	20
Okrajové symetrie	Symmetry		
Clonky	Porous Media		

5.3 Konvergence výpočtu

V této kapitole bude popsána metodika výpočtu modelu, zejména způsob dosažení konvergence. Jak již bylo zmíněno, úloha je počítána jako stacionární, steady state výpočet však neposkytl dostatečnou konvergenci.

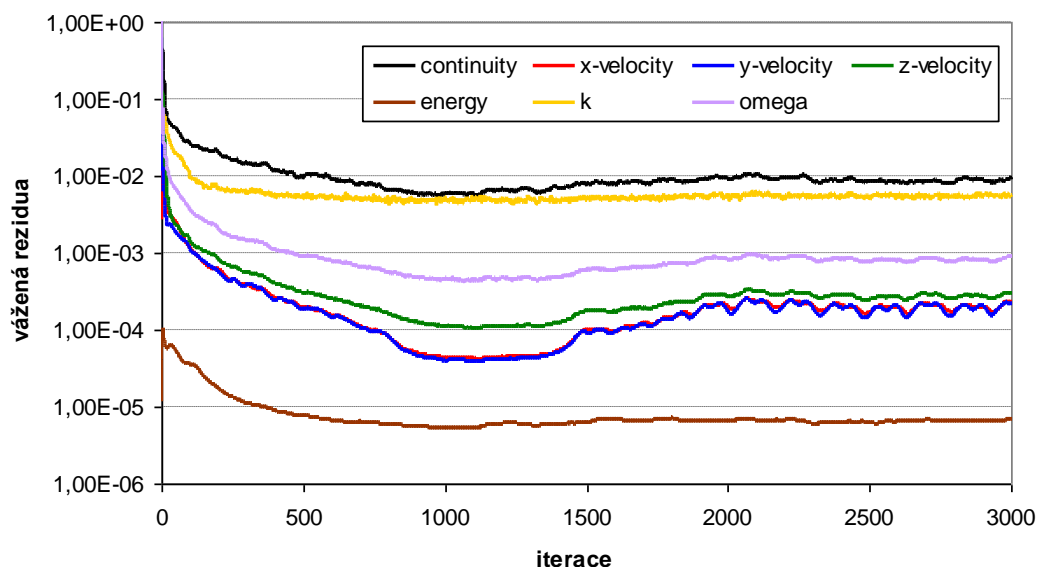
Definované parametry výpočetního modelu jsou sepsány v Tab.7. Jako turbulentní model byl použit k-omega SST s transportem smykového napětí, který lépe zvládá simulovat proudění v blízkosti stěn v případech, kdy se zásadně mění rychlost proudění. Model byl nejprve řešen jako ustálený (Steady State), z důvodu lepší stabilizace konvergentních kritérií. Konvergentního řešení však dosaženo nebylo, proto bylo následně přistoupeno k řešení nestacionárnímu, které dalo o něco lepší výsledky. Proudění je počítáno jako nestlačitelné.

Tabulka 7 Nastavené parametry výpočtu

General	Solver	Type	Pressure Based Absolute
		Velocity Formulation	
	Time	Steady State/Transient	
Models	Energy	On	
	Viscous	k-omega, SST	
Materials	Fluid	All values	piecewise-linear piecewise-linear
	Solid	All values	
Refernce values	Compute from	Inlet	
	Reference zone	Water	
Solution Methods	Coupling	Scheme Simple	
	Spatial	Turbulent Kinetic Energy	Second order upwind
	Discretization		

5.3.1 Stacionární výpočet

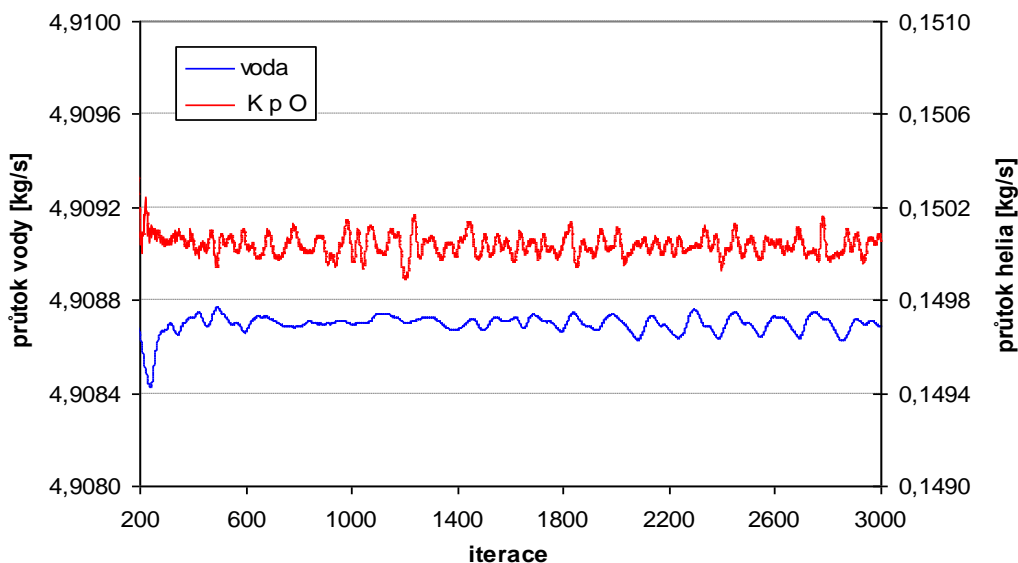
První fáze výpočtu zahrnovala Steady State úlohu. Vyvstaly však problémy s dosažením konvergence, což je patrné na Obr.45, na kterém jsou vyobrazena vážená rezidua výpočtu. Vážená rezidua postupně klesají zhruba 1000 iterací, pak se některé složky ustálí, zejména u složek rychlostí potom dochází k mírnému nárůstu. Některá rezidua zůstávají relativně vysoko, hlavně kontinuita, která se pohybovala okolo 1E-02. Ani po nastavení podrelaxačních faktorů nebylo dosaženo uspokojivé konvergence. Nadále přetrvával oscilační charakter hlavně u složek rychlosti.



Obrázek 45 Průběh vážených reziduí

Oscilační charakter úlohy lépe ukazuje Obr.46, kde jsou vykresleny hmotnostní průtoky obou médií na výstupu. Helium osciluje o 0,2 g/s – vzhledem k celkovému hmotnostnímu průtoku helia 0,15 kg/s to

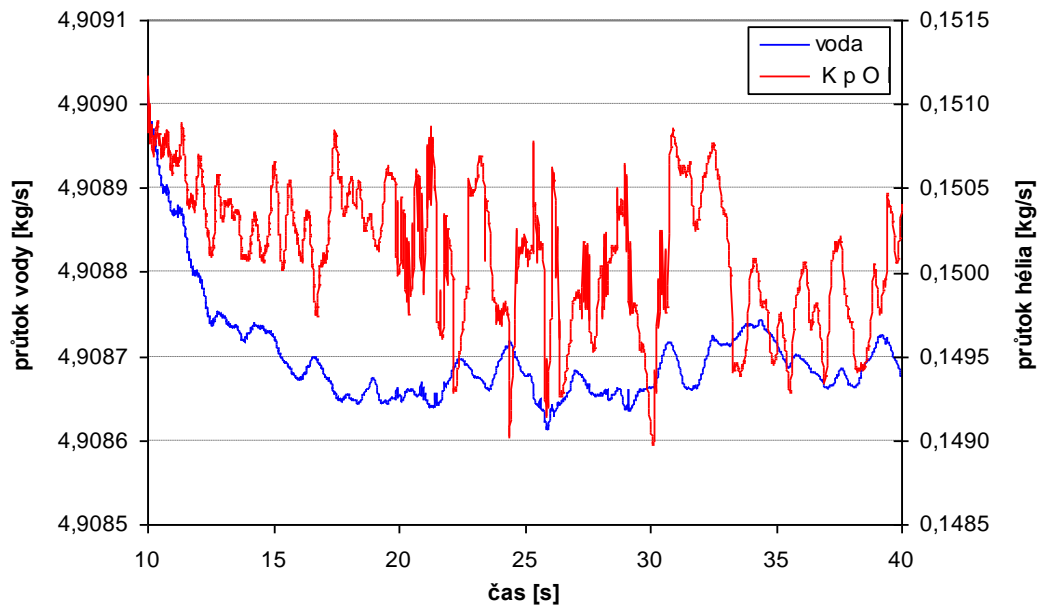
činí méně než 1%. U vody rovněž dochází k oscilacím. Oscilace mohou být zapříčiněny vznikem vírů v modelu, např. při odtrhávání proudu v místě přechodu z trubkového svazku do sběrného kolektoru. To následně znemožňuje dosáhnout ustáleného řešení. Určitým řešením v tomto případě může být nestacionární výpočet.



Obrázek 46 Hmotnostní průtoky médií na výstupu – stacionární výpočet

5.3.2 Nestacionární výpočet

Z důvodů výše zmíněných nestacionarit, které se ve výpočtu objevily, byla úloha dále řešena jako transientní. Byl zvolen časový krok 0,004 s a použita výchozí data ze stacionárního výpočtu. Časový krok 0,004 s byl zvolen právě tak, aby při něm docházelo ke konvergenci mezi 5-10 iteracemi. Výpočet byl sledován stejně jako u stacionárního výpočtu. Na Obr.47, který popisuje hmotnostní průtoky pro obě média jako u předchozího případu, je vidět, že dochází k ustálení zhruba v čase 15 s.



Obrázek 47 Hmotnostní průtoky médií na výstupu – nestacionární výpočet

Z Obr.47 je patrné, že hodnoty oscilují kolem nové hladiny. Bylo tedy nastaveno středování hodnot, což umožňuje kromě okamžité hodnoty proměnné sledovat hodnoty vznikající jako průměr pro danou proměnnou za daný časový interval. Hodnota zde představuje průměr pro časový interval – v tomto případě 30 s. Dále byla zpřísněna kritéria konvergence časového kroku. Kritérium energie zůstalo na původní hodnotě, protože u energie k problémům s konvergencí nedocházelo, byly však postupně zpřísněny ostatní parametry, a to na $7 \cdot 10^{-4}$. Takto lze dále snížit odchylku mezi zkonvergováním řešením (tedy stavem, kdy už rezidua neklesají) a řešením pro daný časový krok.

6 Výsledky výpočtu

V této kapitole budou zpracovány vybrané výsledky výpočtu a následně bude provedena jejich analýza. Budou popsány rychlosti, hmotnostní průtoky a teploty v modelu, zvláštní pozornost je věnována nerovnoměrné distribuci vody v potrubí. Zhodnocen je stěžejní parametr výměníku – přenášený výkon.

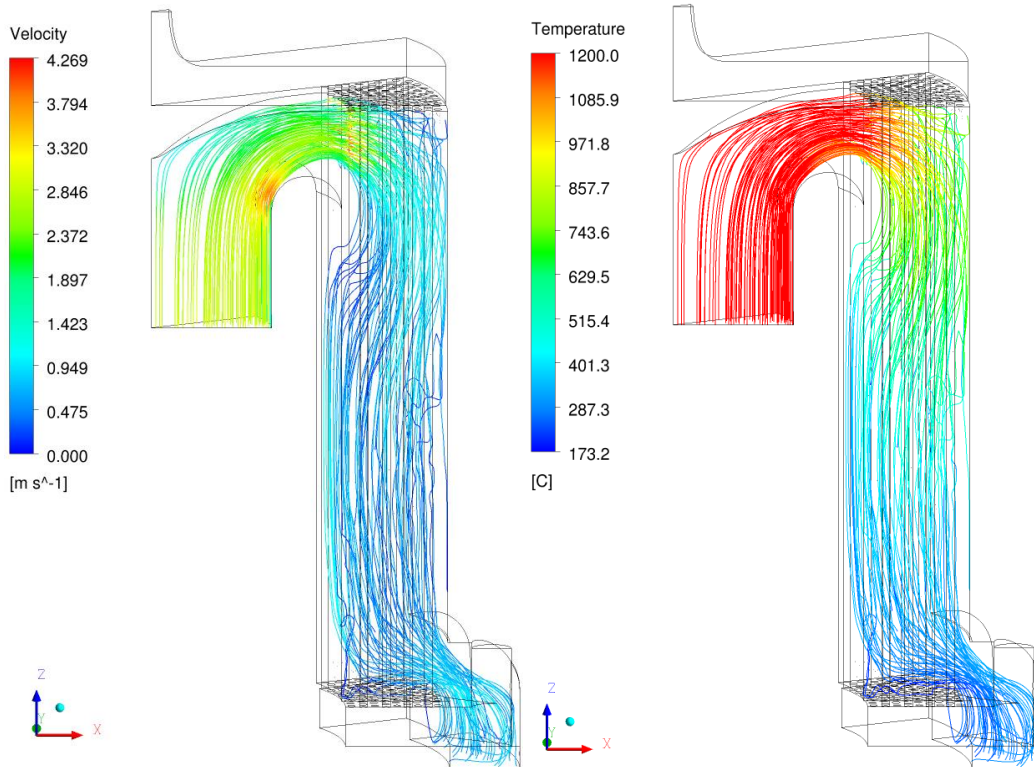
6.1 Popis proudění

Proudění bude popsáno pro obě média zvlášť. Zhodnoceno bude zejména rozložení teplotního a rychlostního pole.

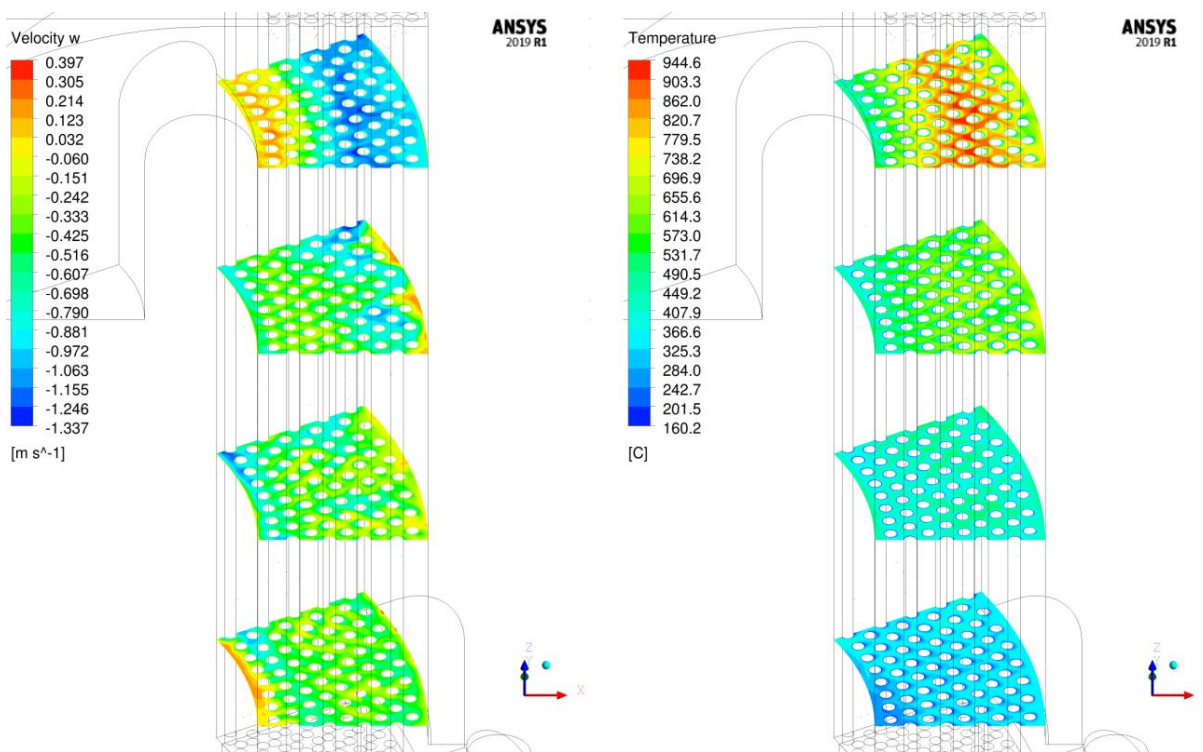
6.1.1 Helium

V základní variantě helium vstupuje do výpočetního modelu rychlostí 2,8 m/s o teplotě 1200 °C – tedy 1,8 kg/s pro celou symetrii. Na Obr.48 jsou vyobrazeny proudnice helia s počátkem na vstupu. Je vidět, že vlivem rozšíření ve vstupní komoře a mezitrubkovém prostoru rychlost helia klesá, nejvyšší je ve vstupní komoře a na vstupu do mezitrubkového prostoru – okolo 4 m/s. Po vstupu do mezitrubkového prostoru a výrazném zpomalení helium narazí na vnější stěnu kolektoru, kde se otáčí. Na pravém obrázku je patrná změna teploty. Nejvýraznější pokles teploty helia nastává na vstupu do mezitrubkového prostoru, kde jsou nejvyšší teplotní spády. Navíc vlivem zakřivení proudu helia do tvaru S nedochází čistě k podélnému, ale částečně i příčnému obtékání, pro které je charakteristický vyšší přestup tepla.

Z Obr.49 vlevo je lépe patrný stagnující charakter proudění v některých oblastech – je na něm vykreslena rychlost ve směru osy z v příčných řezech. Zejména v horní části tmavě modré oblasti naznačují zpětné proudění. Nerovnoměrné proudění helia, které indikují výsledky v této podkapitole, má za následek neefektivní využití teplosměnné plochy výměníku, což bude popsáno v dalších kapitolách.

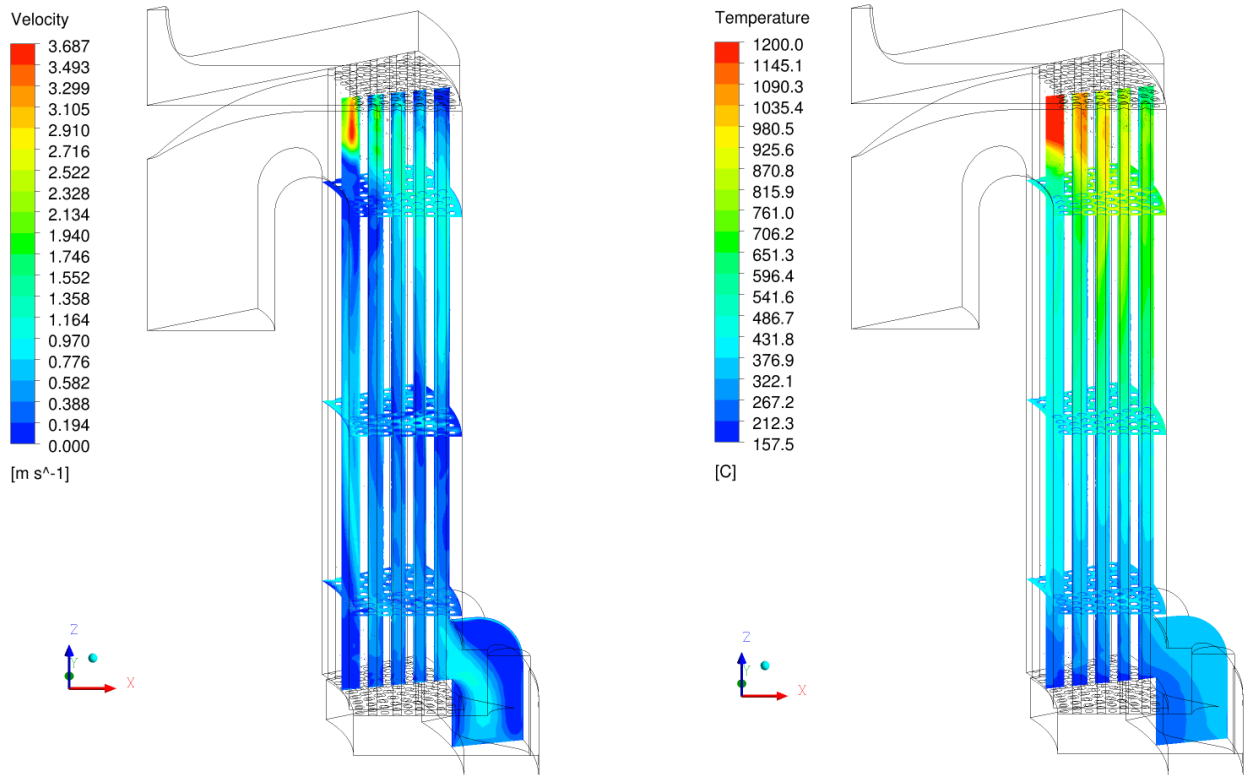


Obrázek 48 Proudnice helia – vyobrazené rychlosti (L) a teploty (P)



Obrázek 49 Kontury parametrů helia v řezech – rychlost (L) a teplota (P)

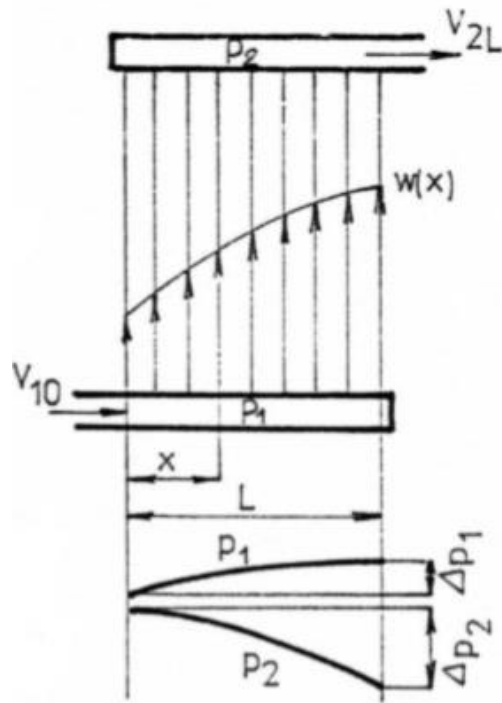
Stagnace helia je lépe pozorovatelná z Obr.50, na kterém jsou vykresleny kontury helia v podélném řezu otočeném od symetrie x-y o 16°. Proud helia vtéká relativně vysokou rychlostí do mezitrubkového prostoru, kde se vlivem rozšiřování průtočného průřezu zpomaluje a otáčí směrem dolů. Vpravo je vidět změna teploty helia – kontury naznačují nerovnoměrné zatížení první řady potrubí.



Obrázek 50 Kontury parametrů helia v osovém řezu - rychlost (L) a teplota (P)

6.1.2 Voda

Charakter návrhu výměníku způsobuje takzvaný Z-efekt, který vzniká zapojením trubek a vstupů a výstupů do Z, jak je vidět na schematickém znázornění z Obr.51. Jedná se o problém, kdy výrazná část vody na vstupu nateče do řady potrubí na vnitřním průměru – tento jev je pak navíc umocňován ve sběrném kolektoru, kde výstup vody způsobuje intenzivnější odtah média právě z vnitřních potrubí. Je patrné, že nerovnoměrné rozložení rychlosti v potrubích je způsobeno diferencí tlaku v rozváděcím a sběrném kolektoru. U kolektoru typu Z je navíc tento jev navýšen tím, že se tlakové difference sčítají. Ze všech způsobů zapojení rozváděcího a sběrného kolektoru je varianta zapojení do Z nejméně příznivá.



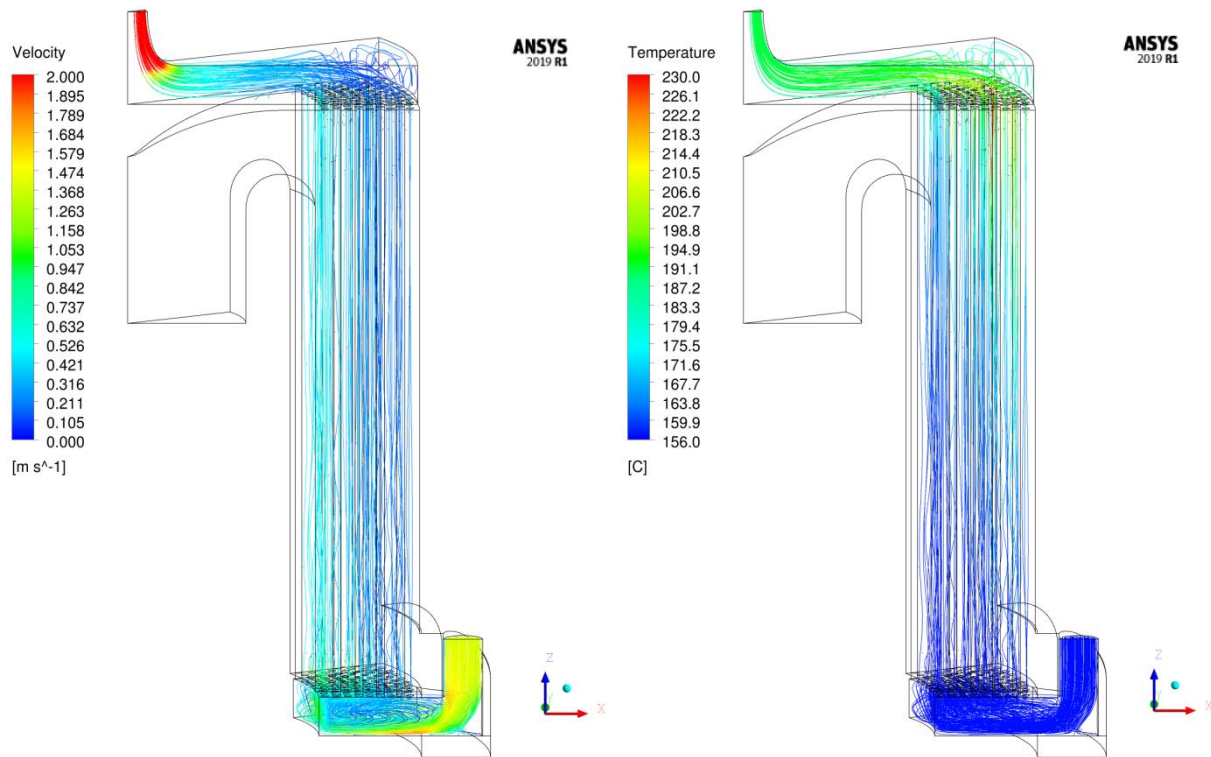
Obrázek 51 Z-efekt [13]

Rozdílnou rychlost vody v potrubí popisuje rovnice [13]:

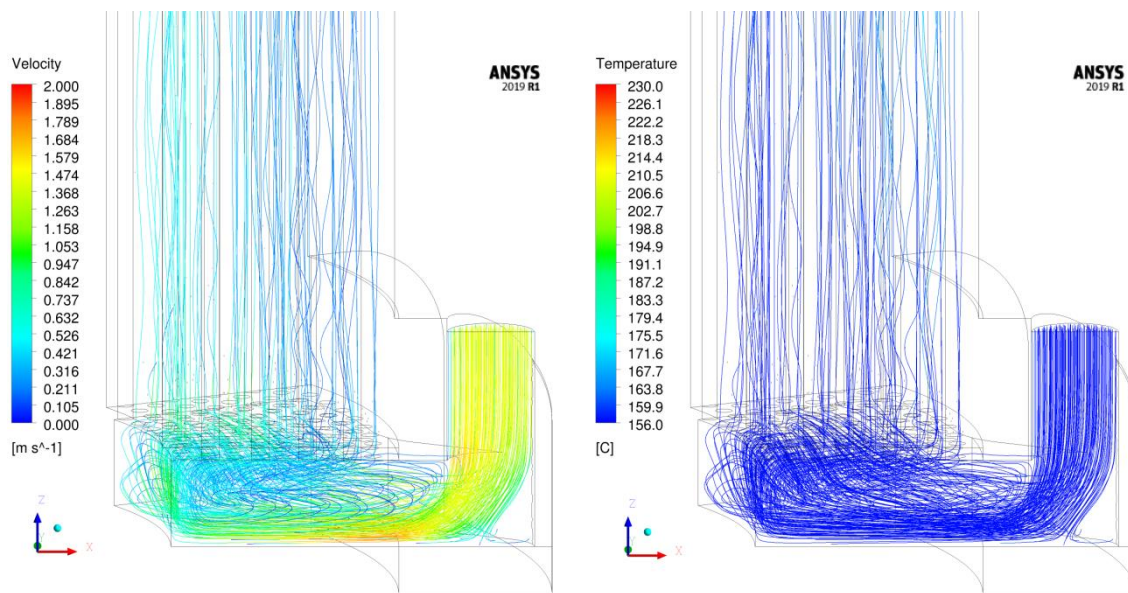
$$\frac{dp_1}{dx} - \frac{dp_2}{dx} = \xi_1 \cdot \rho_1 \cdot w_1 \cdot \frac{dw_1}{dx}$$

Kde ξ_1 je součinitel tlakových ztrát vztažený na vstupní rychlost w_1 . Uvedená rovnice vychází z Bernoulliho rovnice. Vlivem klesající rychlosti v rozváděcí komoře dochází k nárůstu statického tlaku, ve sběrné komoře dochází naopak k urychlení a statický tlak klesá.

Na Obr.52 jsou vyobrazeny proudnice vody vtékající do výpočetního modelu. Z obrázku je patrné, že proudění je nejvíce neuspořádané v rozváděcí komoře – zde má voda vysokou rychlost a dochází k výraznému víření proudu. Detail v Obr.53 lépe zachycuje toto víření. Z obrázku navíc vyplývá, že přitékající voda proudí v oblasti dna relativně vysokou rychlostí – 1,5 – 2 m/s, což je nejlépe patrné z Obr.54. Ke konci rozváděcího kolektoru se voda zvedá a proudí potrubím směrem vzhůru a natlačí se do vnitřní řady trubek, to zapříčiňuje zmíněný Z-efekt. K obdobnému jevu pak dochází i na opačné symetrii, tím je zapříčiněna vyšší rychlost v příslušných potrubích, což je potom patrné na Obr.56.



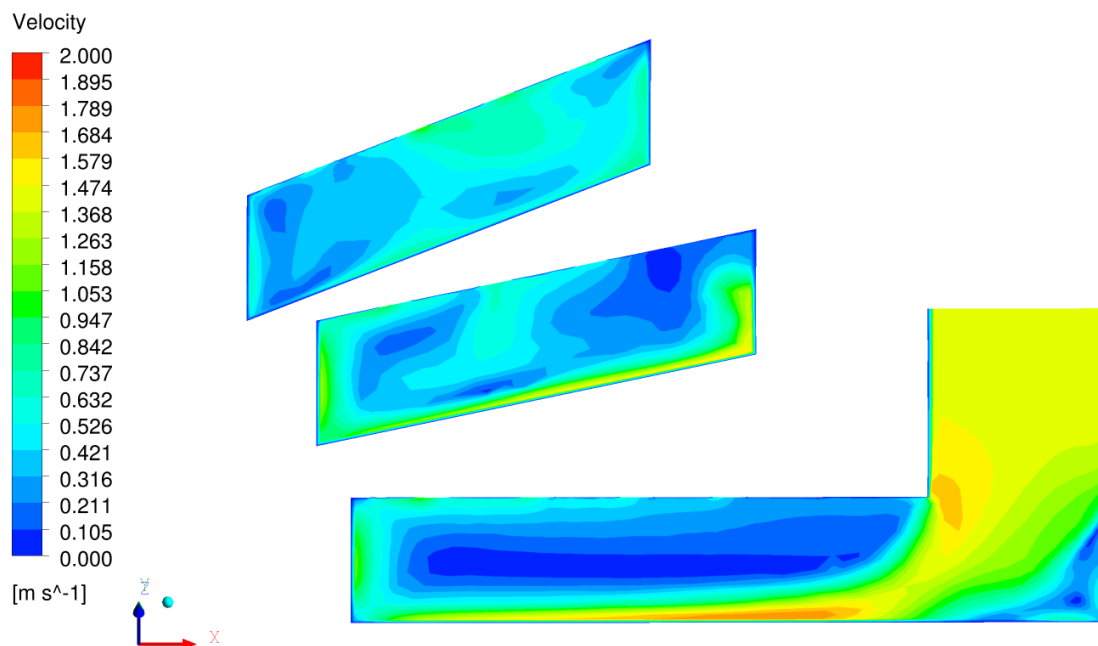
Obrázek 52 Proudnice vody – vyobrazené rychlosti (L) a teploty (P)



Obrázek 53 Proudnice vody – vyobrazené rychlosti (L) a teploty (P) v rozváděcí komoře

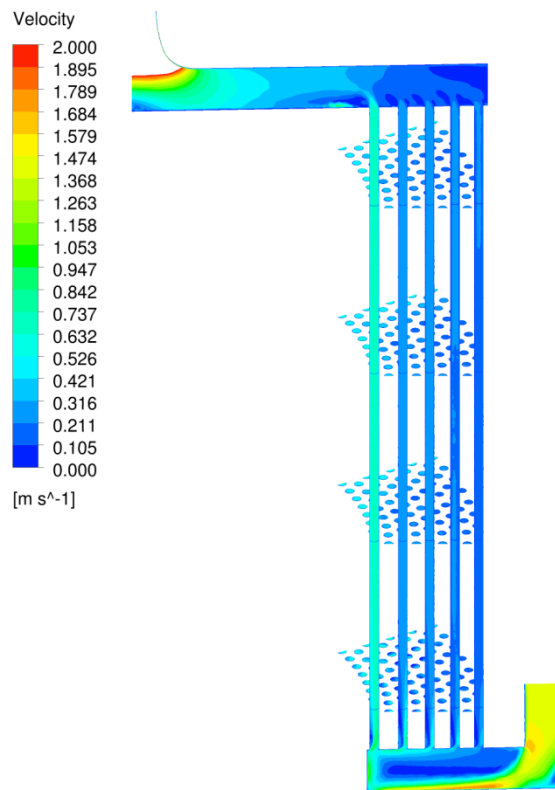
Proudění v rozváděcí komoře by mělo být ustálené a co nejvíce rovnoměrné, aby nedocházelo k vysokým výkyvům průtoků v potrubí. Z Obr.53 a 54 je však patrné, že proudění v řešené geometrii je značně neuspořádané. Za vstupním potrubím se proud ohýbá kolmo do vodorovného směru a dochází zde k vysokému nárůstu rychlosti podél dna. Po nárazu na vnitřní stěnu rozváděcího kolektoru proudí voda

nahoru a zbytkem prostoru, kde se vlivem rozšíření průtočného průřezu zpomaluje. Tímto je způsobeno nerovnoměrné rozložení rychlostí, zejména pak nižší rychlosti ve středních řadách potrubí.

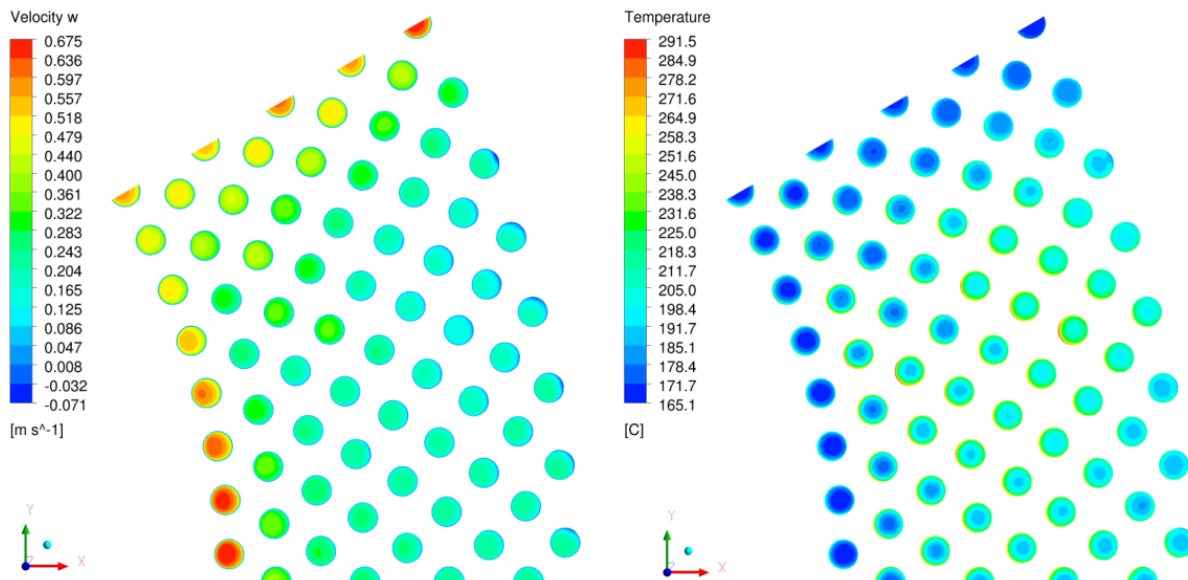


Obrázek 54 Detail kontur rychlostí v rozváděcí komoře

Nerovnoměrné rozložení výstupních rychlostí je evidentní z Obr.56. Z obrázku je opět patrné, že nejvyšších rychlostí voda dosahuje v řadě potrubí na vnitřním průměru – rozložení rychlostí v potrubí do jisté míry koresponduje s teoretickým průběhem rychlostí patrným z Obr.51. Voda se v potrubích, kde proudí nejvyšší rychlostí, ohřeje nejméně, což je patrné na Obr.56 vpravo. Z obrázků vyplývá nepřímá úměra mezi rychlostí a teplotou chladiva – vyšší rychlost znamená vyšší odvod naakumulovaného tepla a výstupní teplota je zde tedy úměrně nižší. Zásadním problémem se zde jeví teplota některých potrubí ve středních řadách (kde jsou rychlosti nejnižší), která místy přesahuje saturační teplotu vody, která činí 179,89 °C – může zde tedy dojít k varu. Pro simulaci bylo použito numerické řešení s rovnicemi pro jednofázové proudění, problematika dvoufázového proudění je nad rámec této práce.



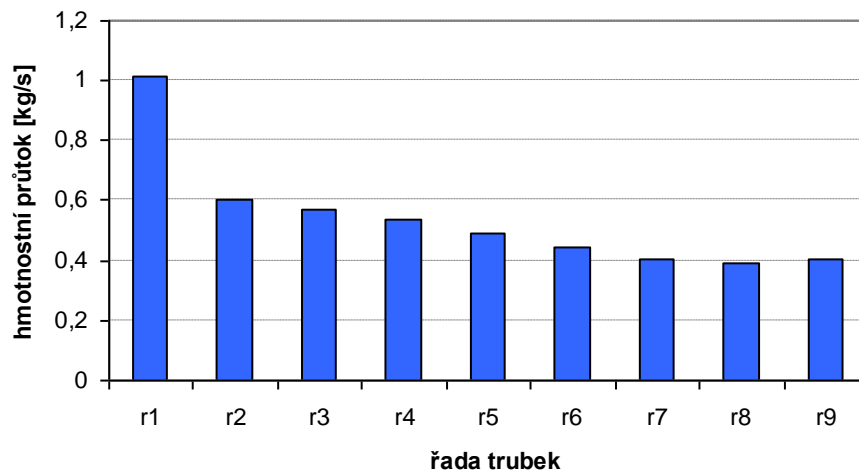
Obrázek 55 Kontury rychlosti vody v symetrii na vstupu vody



Obrázek 56 Parametry vody na výstupu z potrubí, rychlosti (L) teploty (P)

Vedle kontur rychlostí byly vypsány i hmotnostní průtoky v jednotlivých řadách. Ukázala se značná nerovnost hmotnostního průtoku nejvíce a nejméně protékaných trubek. Nerovnost ukazuje Obr.57, na

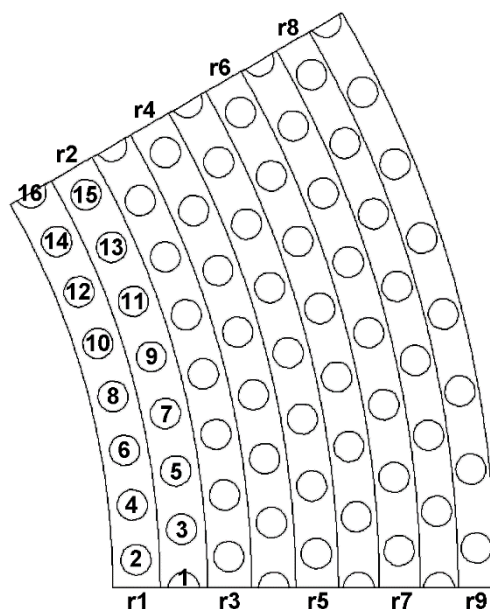
kterém jsou vykresleny hmotnostní průtoky v řadách. Je patrné, že ve vnitřní řadě trubek r1 je hmotnostní průtok téměř dvojnásobný v porovnání se zbylými řadami – 2,5x vyšší, než je nejnižší hodnota. Vyrovnání hmotnostních průtoků pak bude předmětem výpočtu clonek. Způsob číslování řad potrubí je patrný z Obr.58.



Obrázek 57 Hmotnostní průtok v jednotlivých řadách

6.2 Analýza výsledků

Metodika číslování řad potrubí z Obr.58 je zachována i pro další výstupy. Je patrné, že každá řada buď začíná, nebo končí poloviční trubkou – to je dáno dvanáctinovým výřezem výměníku. Řady v radiálním směru jsou značeny r1-r9, číslování narůstá směrem ven od osy výměníku, v tangenciálním směru jsou potrubí značeny písmenem n01-n16 směrem od dělící roviny x-y, ve které se nachází vstup vody.



Obrázek 58 Způsob číslování trubek výměníku

Tabulka 8 Přenesené výkony v jednotlivých trubkách [kW]

	r1	r2	r3	r4	r5	r6	r7	r8	r9
01		6,175		5,937		5,437		4,838	
02	11,773		11,769		11,186		9,715		8,456
03		12,103		11,716		10,651		8,246	
04	11,778		11,567		11,040		9,213		7,591
05		11,945		11,580		10,769		8,403	
06	11,617		11,448		11,266		9,322		7,504
07		11,691		11,458		10,424		8,861	
08	11,471		11,174		11,351		9,535		8,057
09		11,396		12,442		10,253		8,414	
10	11,339		11,758		11,230		9,019		7,639
11		11,565		11,856		10,409		8,149	
12	11,179		11,969		11,477		9,935		7,638
13		11,871		11,923		11,228		8,972	
14	10,954		11,879		11,901		10,133		7,832
15		12,054		12,194		11,512		9,066	
16	5,631		6,047		6,117		5,329		4,117
	85,742	88,8	87,611	89,106	85,568	80,683	72,201	64,949	58,834

Pro dvanáctinovou symetrii vychází celkový výkon 713,5 kW, což pro celý výměník činí 8,562 MW – průměrně jedna trubka odvede 10,57 kW. Nejvyšší výkon přenesou trubky r2n01 (12,35 kW, což činí 116,8% průměrné hodnoty), nejnižší r9n04 (7,504 kW, což činí 71,0% průměrné hodnoty). Nejmenší výkon přenáší řady na vnějším průměru r8 a r9, naopak nejzatíženější řady jsou na vnitřním průměru r1 a

r2. Průměrný výkon na řadu činí 79,28 kW, nejzatíženější je pak řada r4 (116,8% průměrné hodnoty), nejméně zatížená je řada r9 (71,0% průměrné hodnoty).

Rozložení rychlostí do značné míry koresponduje s přenesenými výkony – u trubek, kde chladivo dosahuje vysokých rychlostí, je přenášen nejvyšší výkon. Výsledný přenášený výkon v modelované symetrii pro definovanou úlohu dosahuje hodnoty 713,5 kW,

6.3 Použití clonek na vstupu do potrubí

Jednou z možných variant řešení je vložení tlakových odporů na začátku potrubí. Tlakové odpory (clonky) budou korigovat průtok trubkovým svazkem tak, aby došlo k co nejvyšší homogenizaci průtoků. Tato kapitola se zabývá nejprve analytickým výpočtem odporů, který vychází z bernouilliovy rovnice, v dalších kapitolách budou odpory aplikovány ve výpočetním modelu.

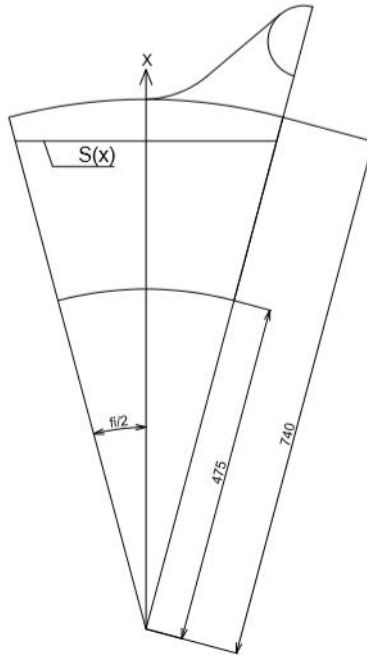
6.3.1 Analytický výpočet

Z bernouilliovy rovnice byla odvozena diferenciální rovnice kolektoru typu Z [13]:

$$L^2 \frac{d^2 v_1}{dx^2} + (\delta_2^2 - \delta_1^2) = -\delta_2^2 \cdot v_{10}$$

Kde $\delta_1 = \frac{S_{t1}}{S_1} \cdot \sqrt{\frac{E}{\xi_1}}$, $\delta_2 = \frac{S_{t2}}{S_2} \cdot \sqrt{\frac{A}{\xi_2}}$ a v_{10} je vstupní rychlost do řešeného kolektoru, zde vypočtena z hmotnostního průtoku $v_{10} = \frac{\dot{m}}{\rho_{in} \cdot S_1} = \frac{4,9}{917 \cdot 0,003927} = 1,36 \text{ m/s}$, E a A jsou konstanty pro rozváděcí a sběrný kolektor, $E = 0,65$ a $A = 2,1$, $\xi_{1,2}$ jsou odporové součinitele vstupu a výstupu z potrubí, S_1 a S_2 jsou průměry rozváděcího a sběrného kolektoru, S_{t1} a S_{t2} jsou průměry potrubí [13].

Protože výměník je dvanáctinový výřez, mění se průtočná plocha s polohou, a tedy je $S_1 = S_2 = f(x)$. Odvození funkce závislosti průtočného průřezu na vzdálenosti x vychází z Obr.59:



Obrázek 59 Schéma řezu

Závislost průřezu na vzdálenosti x pak vychází: $S_1(x) = S_2(x) = 2 \cdot x \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot b$, kde b je výška kolektoru a $\varphi = 30^\circ$ vychází z dvanáctinové symetrie. Pro zjednodušení byly zanedbány rádiusy na vnějším a vnitřním průměru výměníku. Dále se předpokládá, že voda proudí do výměníku rovnoměrně, jak je naznačeno na Obr.51. Ve skutečnosti však voda proudí vstupním potrubím, které se nachází mimo osu a poté se rozlévá do zbytku kolektoru. Toto zjednodušení bude mít vliv zejména na druhé straně symetrie – tedy potrubí s příponou n16.

Po dosazení do diferenciální rovnice:

$$L^2 \frac{d^2 v_1}{dx^2} + \left(\frac{S_{t2}^2}{4 \cdot \operatorname{tg}^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot x^2 \cdot b^2} \cdot \frac{A}{\xi_2} - \frac{S_{t1}^2}{4 \cdot \operatorname{tg}^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot x^2 \cdot b^2} \cdot \frac{E}{\xi_1} \right) = - \frac{S_{t2}^2}{4 \cdot \operatorname{tg}^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot x^2 \cdot b^2} \cdot \frac{A}{\xi_2} \cdot v_{10}$$

Zavedením substituce:

$$K_1 = \frac{S_{t1}^2}{4 \cdot \operatorname{tg}^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot b^2} \cdot \frac{E}{\xi_1} = \frac{\left(\pi \cdot \frac{0,02^2}{4} \cdot 67,5\right)^2}{4 \cdot 6,4^2 \cdot 0,1^2} \cdot \frac{0,65}{0,8} = 2,22632 \cdot 10^{-4}$$

$$K_2 = \frac{S_{\xi_2}^2}{4 \cdot \operatorname{tg}^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot b^2} \cdot \frac{A}{\xi_2} = \frac{\left(\pi \cdot \frac{0,02^2}{4} \cdot 67,5\right)^2}{4 \cdot 6,4^2 \cdot 0,1^2} \cdot \frac{2,1}{1,1} = 5,23107 \cdot 10^{-4}$$

Dostaneme:

$$L^2 \frac{d^2 v_1}{dx^2} - \frac{1}{x^2} \cdot [v_1 \cdot K_2 - v_1 \cdot K_1 - v_{10} \cdot K_2] = 0$$

Pro $L = 0,74$ m a $v_{10} = 1,36$ m/s vychází:

$$v(x) = 2,36767 + c_2 \cdot x^{1,00055} + \frac{c_1}{x^{0,000548412}}$$

Okrajové podmínky:

$$v(0,74) = 1,36 \text{ m/s}$$

$$v(0,475) = 0 \text{ m/s}$$

Vedou na soustavu rovnic:

$$c_2 \cdot 0,73987746 + c_1 \cdot 1,000165143 = -1,00767$$

$$c_2 \cdot 0,47480555 + c_1 \cdot 1,000408343 = -2,36767$$

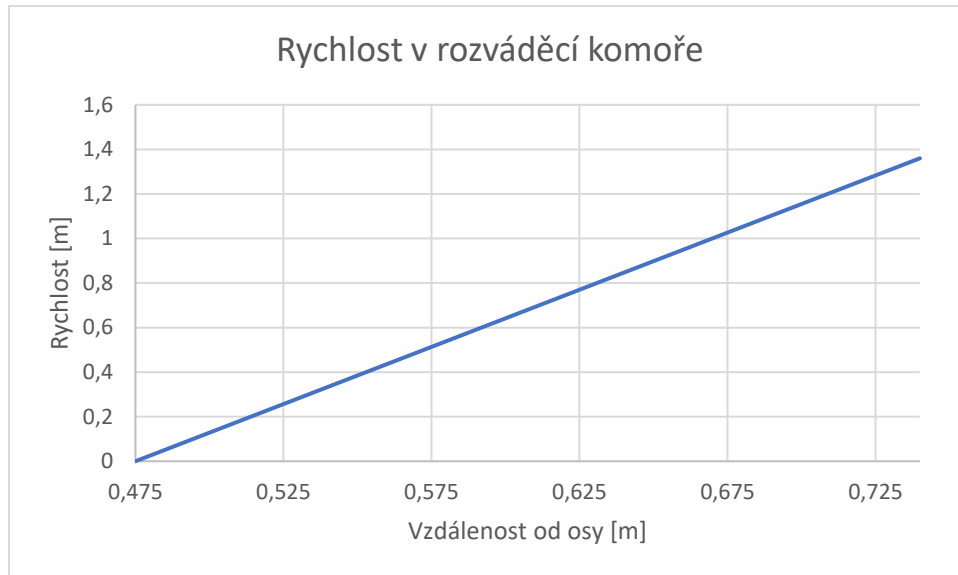
$$c_2 = 5,12628$$

$$c_1 = -4,7997$$

Diferenciální rovnice průběhu rychlosti pak vychází:

$$v = 2,36767 + 5,12628 \cdot x^{1,00055} - \frac{4,7997}{x^{0,000548412}}$$

Je vidět, že průběh rychlosti je vlivem změny průměru téměř lineární, viz Obr.60:



Obrázek 60 Průběh rychlosti v radiálním směru

Pro rychlost na výstupu z kolektoru platí [13]:

$$v_2 = \frac{S_1}{S_2} \cdot \frac{\rho_1}{\rho_2} \cdot v_1$$

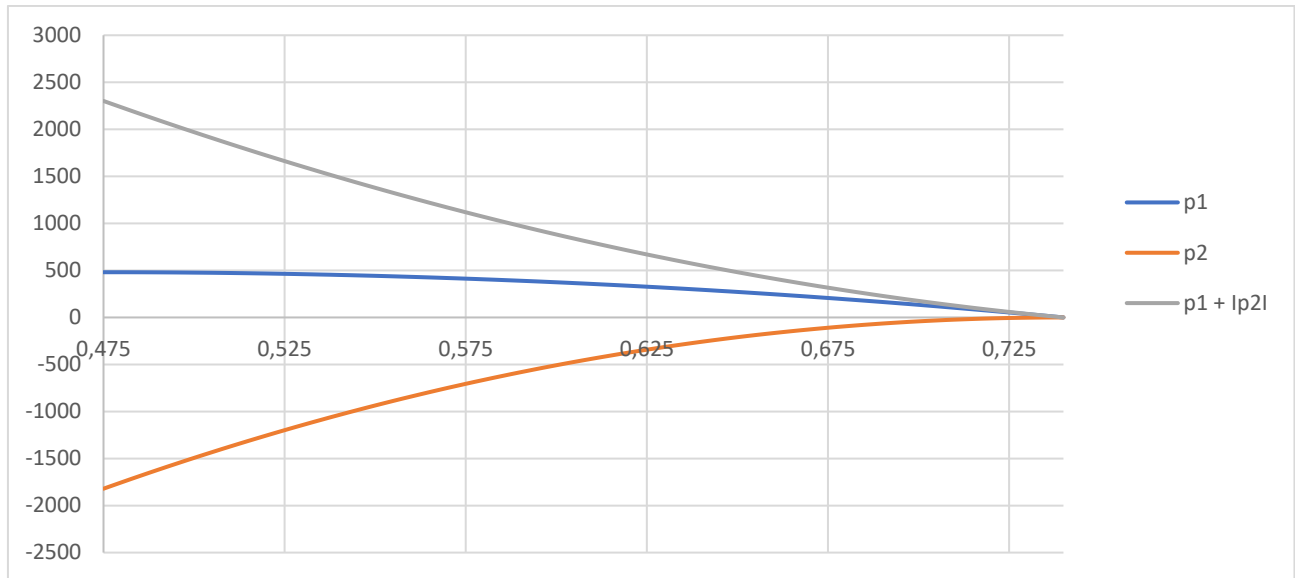
Přičemž $S_1 = S_2$.

Pro průběh tlaku potom platí rovnice [13]:

$$p_1 - p_{1(0)} = E \cdot \frac{\rho_1}{2} \cdot v_{1(0)}^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{v_1}{v_{1(0)}} \right)^2 \right]$$

$$p_{2(0)} - p_2 = A \cdot \frac{\rho_2}{2} \cdot v_2^2$$

Zde $\rho_1 = 917 \text{ kg/m}^3$ a $\rho_2 = 897 \text{ kg/m}^3$ a $p_{1(0)} = p_{2(0)} = 0$.



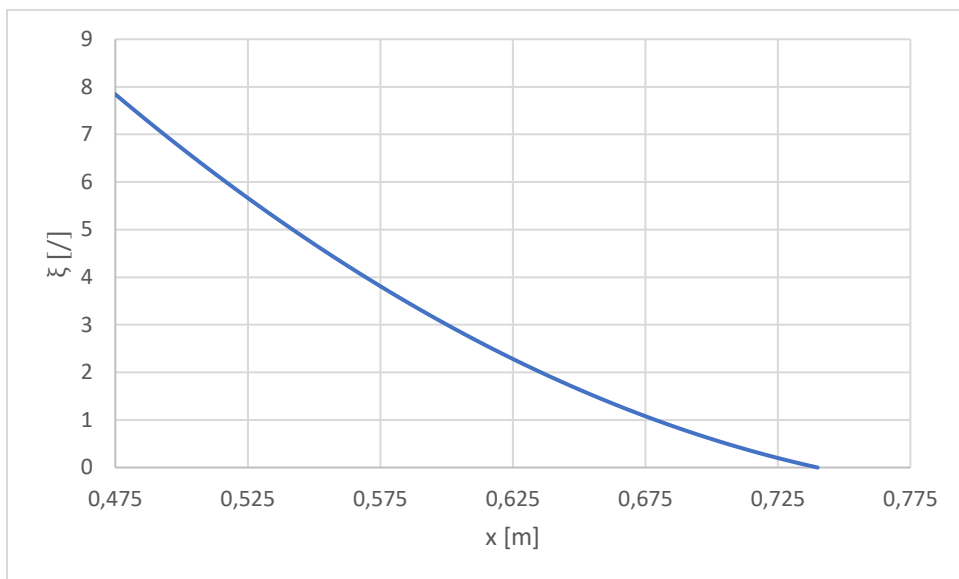
Obrázek 61 Průběhu tlaků v rozváděcím a sběrném kolektoru v radiálním směru

Obr.61 zachycuje průběh tlakových pádů v rozváděcí a sběrné komoře. Průběhy korespondují se schématem z Obr.51. Je vidět, že tlakový spád na začátku kolektoru je nulový. Postupně se vzdáleností narůstá v rozváděcí komoře, ve sběrné komoře naopak klesá, jak je kapalina odtahována z výměníku. Tyto dva efekty působí společně a přispívají k nerovnoměrnému charakteru proudění.

Výpočet odporového součinitele pro jednotlivé clonky:

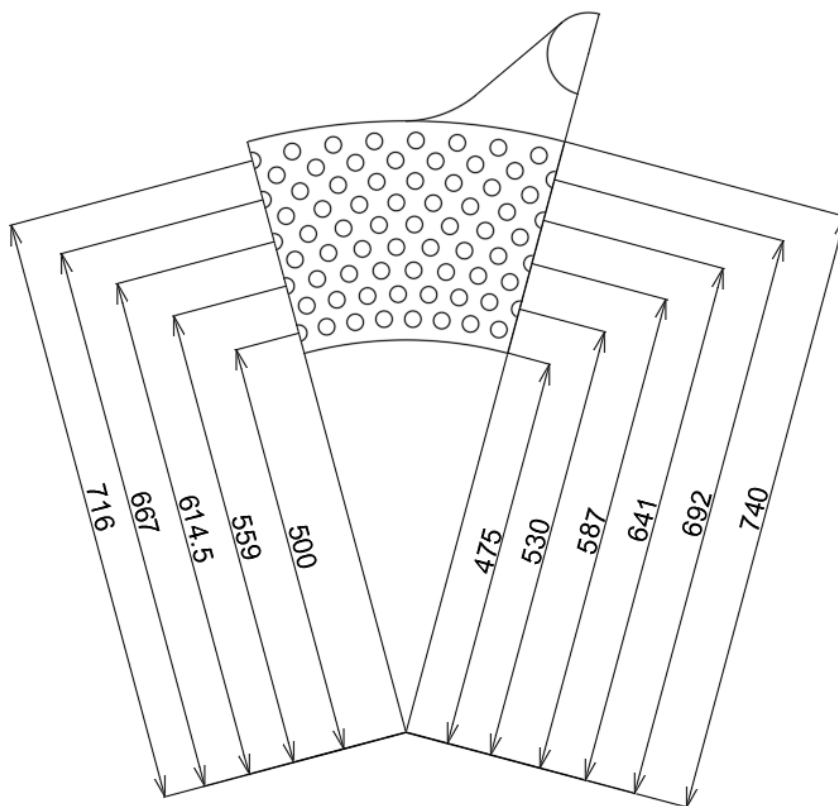
$$\xi(x) = 2 \cdot \frac{\Delta p(x)}{\rho_1 \cdot v_1^2(x)}$$

Průběh této funkce v závislosti na x je vykreslen na Obr.62. Je patrné, že odporový součinitel s poloměrem roste, což odpovídá požadavkům na snížení hmotnostního průtoku zejména v potrubích na vnitřním poloměru.



Obrázek 62 Průběh odporového součinitele v radiálním směru

Pro jednotlivé poloměry byly vypsány hodnoty odporového součinitele. Poloměry potrubí v modelu jsou zakótovány v Obr.63:



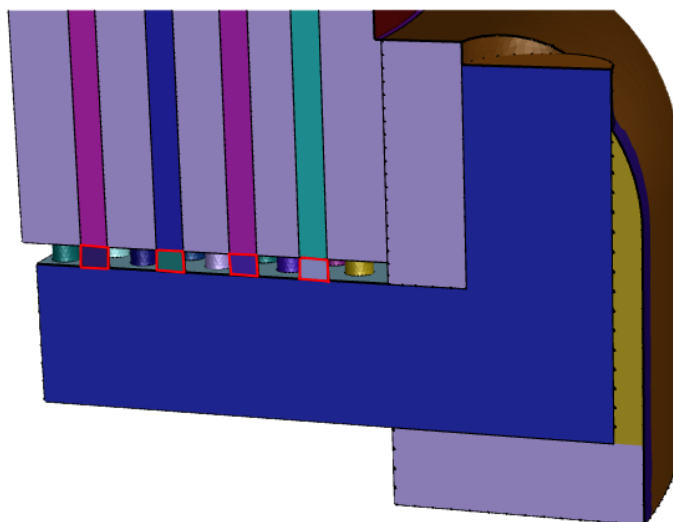
Obrázek 63 Poloměry pozic potrubí

Tabulka 9 Odporové součinitele v radiálním směru

x	ξ
0,716	0,35
0,692	0,78
0,667	1,29
0,641	1,89
0,6145	2,56
0,587	3,48
0,559	4,33
0,53	5,46
0,5	6,71

6.3.2 Výpočet modelu se clonkami

Jako clonky jsou v modelu uvažovány kruhové prstence o výšce 15 mm, které budou ve výměníku vloženy na vstupu do potrubí. Vnitřní průměr clonek pak bude určovat tlakový odpor. Poloha clonek je znázorněna červeně na x-y symetrii na Obr.64. V modelu byly na místě clonek vytvořeny oddělené objemové regiony, do kterých bude zadána podmínka porézního média. Vkládat do modelu skutečné prstence by znamenalo vytvářet novou síť pro každou variantu clonek, což by bylo časově velmi náročné – navíc by došlo k výraznému nárůstu velikosti výpočetní sítě a následně též k výraznému navýšení výpočetního času.



Obrázek 64 Polohy clonek ve výměníku

Parametry porézní zóny jsou popsány v Tab.10. Důležitá je hodnota Inertial Resistance, která udává samotný tlakový odpor. V tomto případě bude tlakový odpor ve směru osy potrubí – tedy osy z. Tlakový odpor se zadává jako hodnota C_2 ve směru proudění (osa z – Direction 1). V ostatních směrech je

doporučováno hodnoty Inertial Resistance definovat o tři rády vyšší než ve směru osy potrubí, což zajišťuje dostatečné usměrnění proudu do osy z [15].

Tabulka 10 Způsob zadávání parametrů porézní zóny

Relative Velocity reitance formulation		yes
Viscous Resistance	Direction 1	1E+06
	Direction 2	1E+06
	Direction 3	1E+06
Inertial Resistance	Direction 1	C2
	Direction 2	4E+05
	Direction 3	4E+05
Porosity		1
Solid material name		Eurofer97
Relative Viscosity		1

Hodnota C_2 představuje korekci ztráty hybnosti v porézním médiu. Lze ji považovat za ztrátový koeficient vztažený na jednotku délky ve směru proudu. Porézní médium je v programu ANSYS Fleunt modelováno přidáním členu zdroje hybnosti do rovnic popisujících tok tekutiny. Zdrojový člen se skládá ze dvou částí: ztráta viskózním třením (Darcyho, jedná se o první člen na pravé straně rovnice) a člen inerciální ztráty (druhý člen na pravé straně rovnice) [15]:

$$S_i = - \left(\sum_{j=1}^3 D_{ij} \cdot \mu \cdot v_j + \sum_{j=1}^3 C_{ij} \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot |v| \cdot v_j \right)$$

Kde S_i je zdroj hybnosti pro i -tou rovnici, $|v|$ je absolutní velikost rychlosti, D a C jsou související matice. Tento člen způsobuje tlakový gradient v porézním médiu a náležitou tlakovou ztrátu.

Zanedbáním permeability porézní zóny lze psát [15]:

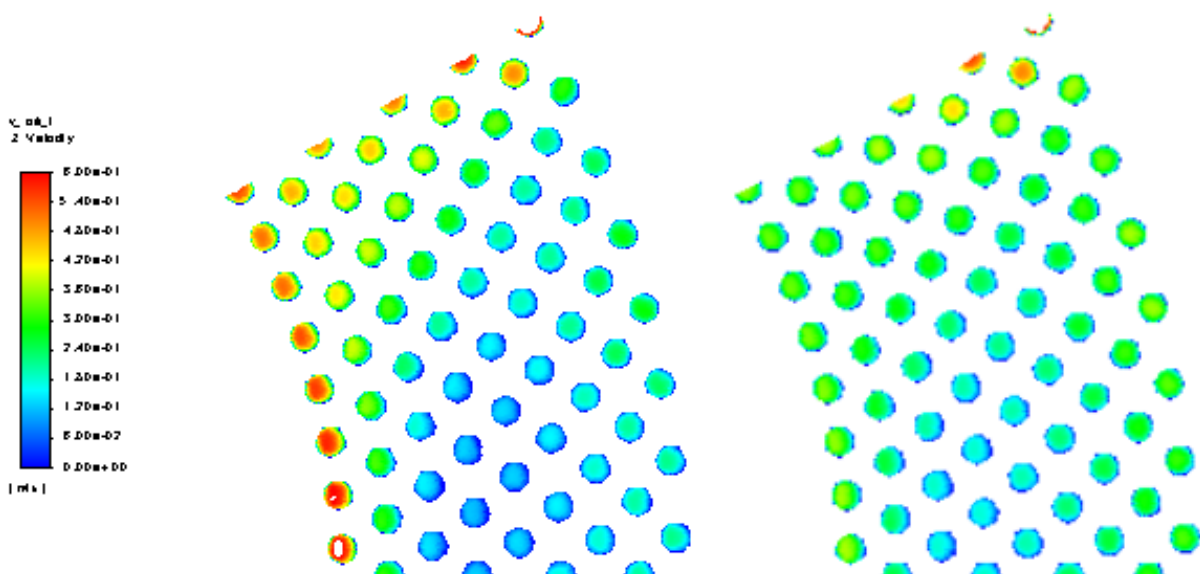
$$\Delta p = - \sum_{j=1}^3 C_{2ij} \left(\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_j \cdot |v| \right)$$

Součinitel C_2 lze pak vypočítat ze znalosti požadované tlakové ztráty [15]:

$$C_2 = 2 \cdot \frac{\Delta p}{\rho \cdot v^2 \cdot L_{cl}} = \frac{\xi}{L_{cl}}$$

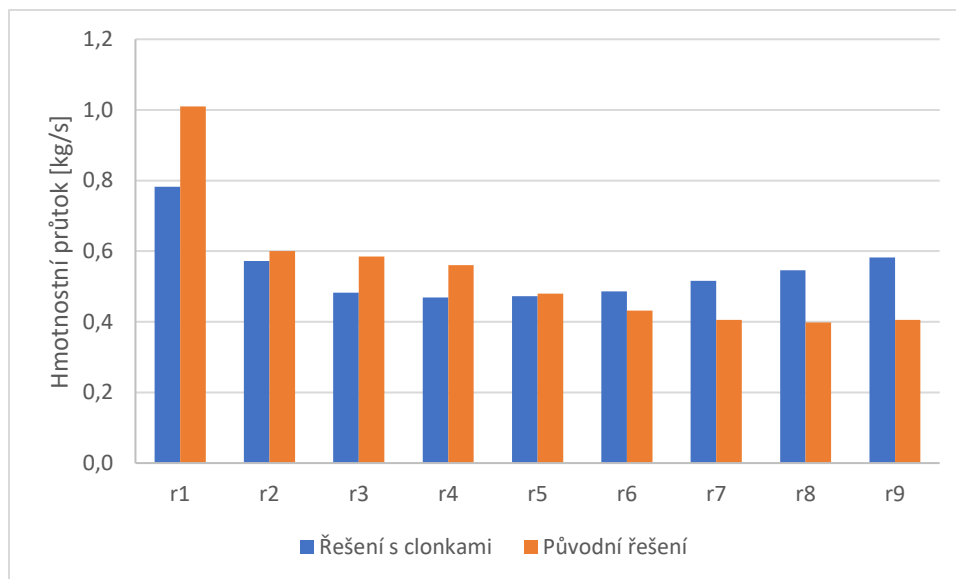
Hodnota L_{cl} představuje délku (popř. výšku) clonky, součinitel ξ je požadovaný tlakový odpor.

Na Obr.65 jsou vyobrazeny kontury rychlostí na výstupu z potrubí pro varianty bez clonek a s clonkami. Je patrné, že vlivem zjednodušení výpočtu (voda nevstupuje rovnoměrně na vnějším průměru, ale vstupním potrubím, které se nachází v ose řady n01) byla dosažena vyšší rychlost v řadě n16, zejména pak na vnějších poloměrech. I přesto došlo k vyrovnání průtoků.



Obrázek 65 Porovnání výstupních rychlostí – varianta bez clonek (L) a s clonkami (P)

Vedle rychlostí byly opět vyneseny hmotnostní průtoky v jednotlivých řadách. Oproti původní variantě bez clonek je vidět, že došlo k relativnímu vyrovnání extrémů. Maximální průtok je opět v řadě r1 o velikosti 0,7824 kg/s, minimální v řadě r4 o velikosti 0,4693 kg/s. V absolutních číslech se tak snížil průtok v nejzatíženější první řadě, k nejvyššímu nárůstu průtoku oproti původní variantě došlo v řadě r9, a to téměř o 0,19 kg/s. Porovnání je patrné z Obr.66. Je vidět, že použitím clonek se rozložení průtoků o něco lépe vyrovná.



Obrázek 66 Hmotnostní průtoky jednotlivými řadami po zavedení clonek

6.3.3 Přenesený výkon v potrubí

V Tab.11 jsou vypsány výkony přenesené v jednotlivých trubkách.

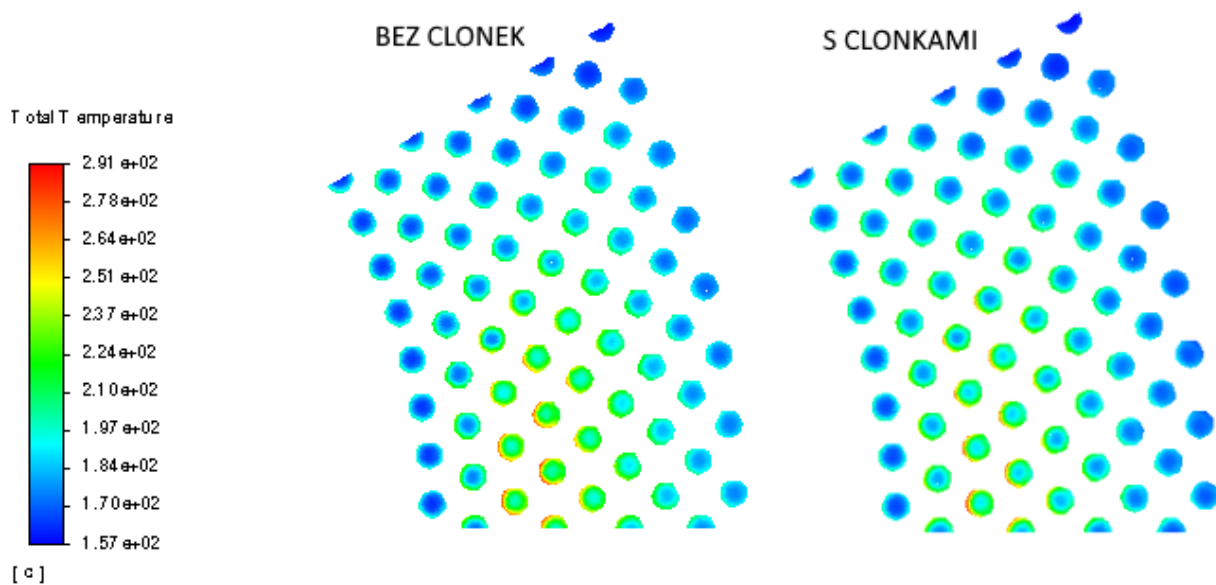
Tabulka 11 Přenesený tepelný výkon v jednotlivých potrubích [kW] – varianta s použitím clonek

Číslo/řada	r1	r2	r3	r4	r5	r6	r7	r8	r9
1		6,42		5,50		4,74		4,07	
2	13,62		11,64		10,03		8,70		7,26
3		12,77		10,82		9,18		7,71	
4	13,48		11,66		9,82		8,37		6,94
5		12,89		10,76		9,13		7,62	
6	13,37		11,87		9,95		8,48		7,12
7		13,01		11,08		9,39		8,22	
8	13,29		12,10		10,20		8,84		7,48
9		13,12		11,51		9,28		8,03	
10	13,21		12,45		10,15		8,47		7,14
11		13,22		11,58		9,25		7,72	
12	13,15		12,59		10,46		8,44		6,93
13		13,26		11,78		9,57		7,94	
14	13,10		12,70		10,63		8,84		7,26
15		13,39		11,98		9,69		8,08	
16	6,57		6,45		5,44		4,40		3,68
Řada celkem	99,78	98,08	91,47	85,00	76,68	70,21	64,55	59,40	53,80

Celkový přenesený výkon výměníkem činí 698,97 kW, v průměru tedy 10,36 kW na jednu trubku. Nejnižší výkon 6,93 kW přenáší trubka r9n12, což představuje 66,9% průměrné hodnoty, naopak nejvyšší výkon

13,62 kW trubka r1n02, což představuje 131,5 % průměru. Je patrné, že nejzatíženější řady jsou na vnitřním poloměru, tedy řada r1, se zvyšujícím se poloměrem se zatížení snižuje. Na celkový výkon měly clonky nepatrný vliv, navíc je vidět, že po clonkování došlo k nárůstu maximálních výkonů a poklesu minimálních výkonů – to mohlo být zapříčiněno snížením průtoku v potrubích na vnitřním poloměru, a naopak zvýšením průtoku v potrubích na vnějším poloměru.

Srovnány byly i teploty na výstupu, které jsou vykresleny na Obr.67. Teploty se nevyrovnaly, stále dochází k přehřívání některých trubek. Teploty a výkony naznačují, že bude potřeba problematiku proudění řešit i na straně helia



Obrázek 67 Porovnání teploty na výstupu

6.3.4 Použití odporových součinitelů pro skutečné clonky

Vypočtené odporové součinitele nekorespondují se skutečnými clonkami, bude tedy potřeba navrhnout clonky se středními průměry tak, aby co nejlépe odpovídaly vypočteným hodnotám. Ve clonce budou figurovat tři tlakové odpory: ztráta zúžením, ztráta třecí při průtoku clonkou a ztráta rozšířením na výstupu.

Z analytického výpočtu vyplývá, že řada s nejnižšími odpory, tedy r9, by měla mít odporový součinitel $\xi = 0,35$, což je dáno okrajovými podmínkami výpočtu. V praxi není důvod používat tlakový odpor pro první řadu, proto byly tlakové odpory sníženy o hodnotu první řady (tj. o hodnotu $\xi = 0,35$).

Součinitel ztráty na vstupu do clonky se vypočte jako ztráta zúžením v nekonečné stěně – pro všechny průměry je ztrátový součinitel stejný $\xi_{vstup} = 0,5$ [14].

Ztráta třecí vychází ze vzorce $\xi_{tř} = \lambda \cdot \frac{L}{d_h}$, třecí součinitel $\lambda = 0,028$ byl odečten z Colebrookova diagramu, $L = 0,015$ je délka clonky a d_h je vnitřní průměr clonky [14].

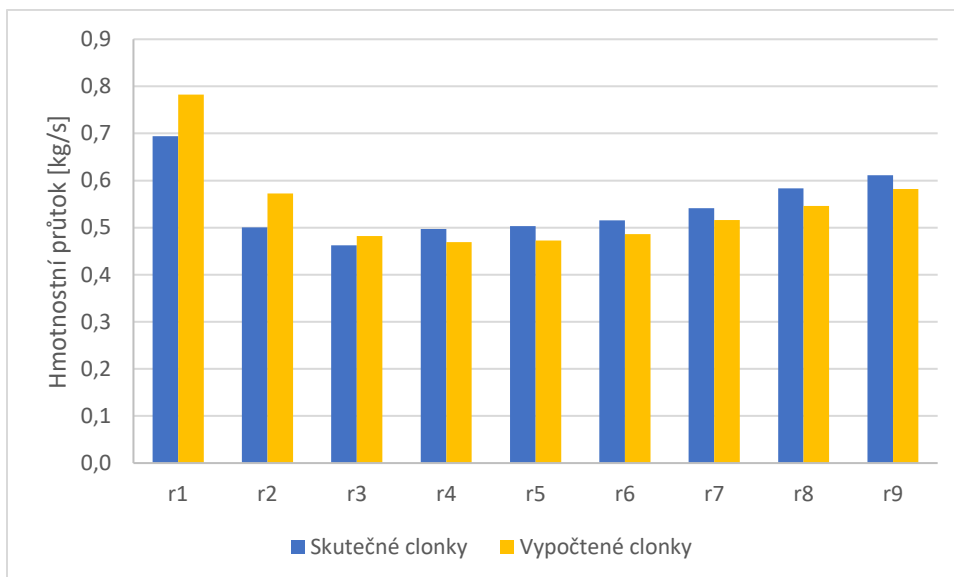
Ztráta výstupní vychází ze vzorce ztráty pro náhlé rozšíření $\xi_{výstup} = \left(\left(\frac{d_t}{d_h} \right)^2 - 1 \right)^2$, zde $d_t = 0,02$ m je vnější průměr clonky [14].

Tabulka 12 Skutečné hodnoty odporového součinitele jednotlivých clonek

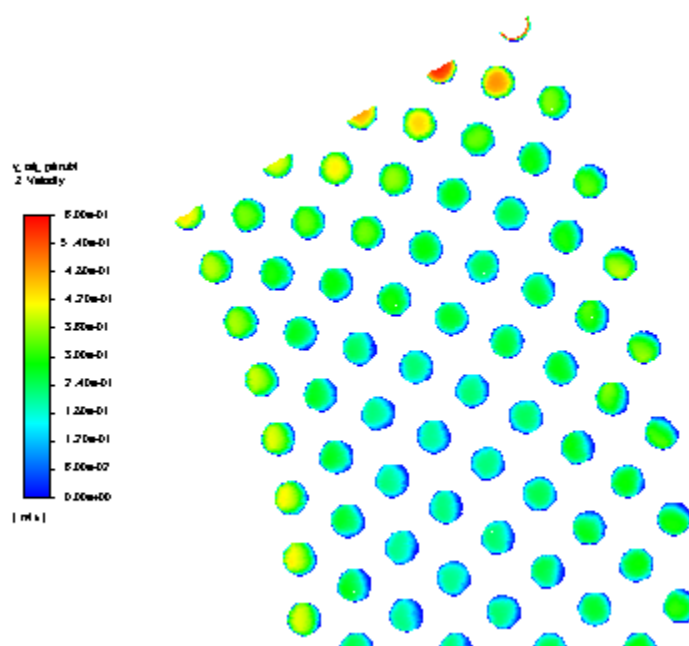
Řada	ξ – vypočteno	ξ – vloženo	d_s [mm]	C2
r9	0,00	0	20	0
r8	0,43	0	20	0
r7	0,94	0,941	15,6	62,7477
r6	1,54	1,554	14,1	103,5915
r5	2,21	2,211	13,2	147,3744
r4	3,13	3,099	12,4	206,569
r3	3,98	4,043	11,8	269,516
r2	5,11	5,085	11,3	339,0063
r1	6,36	6,441	10,8	429,3771

Pro řady r9 a r8 nebyly clonky použity, protože ztráta na vstupu bez použití clonky vychází vyšší než ztráta vypočtená. Vnitřní průměry clonek d_s byly vypočteny s krokem 0,1 mm.

Opět byl proveden CFD výpočet, tentokrát s aktualizovanými součiniteli, došlo k menší změně hmotnostních průtoků v jednotlivých řadách, jak je vidět na Obr.67. Změna vedla spíše ke zrovnornění hmotnostních průtoků, zejména v první řadě už neprotéká původních 0,782 kg/s, ale 0,694 kg/s. Obdobně byly vykresleny hmotnostní průtoky na Obr.68. Oproti vypočteným clonkám je vidět menší rozdíl v průtocích.



Obrázek 68 Hmotnostní průtoky varianty s upravenými clonkami

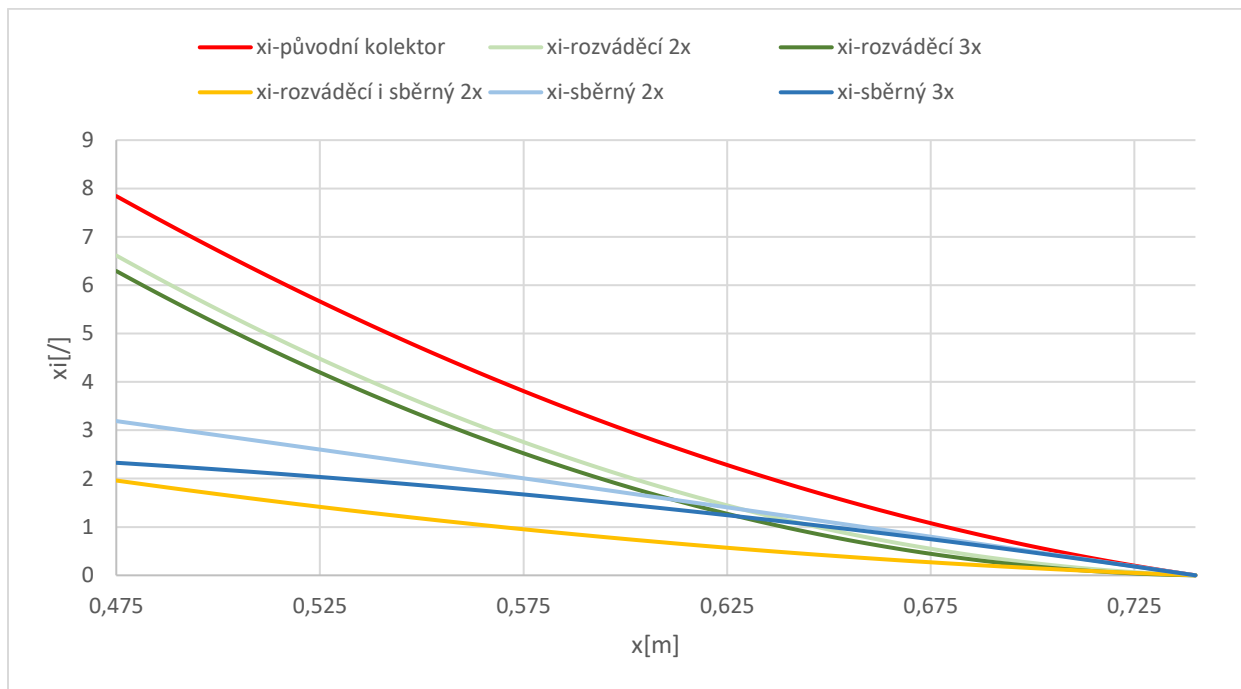


Obrázek 69 Kontury rychlosti na výstupu pro variantu s odpory pro skutečné clonky

6.4 Rozšíření rozváděcího nebo sběrného kolektoru

Protože zásadním parametrem tepelného výměníku bude tlaková ztráta na straně vody, nemusí být použití clonek nejvhodnějším řešením. Další variantou, jak proud zrovnoměnit, by mohlo být navýšení rozváděcího a sběrného kolektoru. Byla přepočtena diferenciální rovnice z předchozí kapitoly pro stejné okrajové podmínky s posouzením variant, kdy dojde k navýšení rozváděcího a sběrného kolektor 2x a 3x

na 0,2 a 0,3m, nakonec i varianta současného navýšení rozváděcího i sběrného kolektoru 2x. Výsledný průběh tlakových odporů je patrný z Obr.70. Velikost tlakových odporů koresponduje s proudovými poměry ve výměníku a to tak, že čím nižší budou vypočtené odpory, tím vyrovnanější proudění bude. Obě rozšíření mají v odlišné míře vliv na distribuci tlakového spádu, z porovnávaných variant je nejvhodnější ta varianta, kdy dojde k rozšíření rozváděcího i sběrného kolektoru 2x [5].



Obrázek 70 Porovnání doporučených odporových součinitelů pro různé varianty úpravy rozváděcího a sběrného kolektoru

7 Závěr

V rešeršní části práce byly popsány generace jaderných reaktorů – zejména generace IV., do které spadá projekt ALLEGRO. Zvláštní pozornost byla věnována plynem chlazeným reaktorům. Nakonec byl popsán projekt ALLEGRO, jeho cíle a základní parametry zařízení, bezpečnostní systémy a s nimi i DHR výměník, jehož termohydraulickým výpočtem se diplomová práce zabývá.

Praktická sekce popisuje v první části metodiku tvorby výpočetního sítě modelu, který vychází z geometrie dodané ÚJV Řež. Při tvorbě sítě bylo třeba přistoupit na určitá zjednodušení, takže dodaná geometrie byla upravena tak, aby byla omezena velikost výpočetní sítě a zároveň došlo k co nejmenšímu ovlivnění přesnosti výpočtu. Vznikla výpočetní síť tvořená 8 359 213 buňkami, maximální zkosení dosáhlo 0,7664.

Proudění bylo vzhledem k turbulentnímu charakteru v obou médiích simulováno modelem k-omega SST, který se lépe hodí pro problematiku turbulentního proudění. Helium za vstupem naráží do svazku potrubí a mění směr, což způsobuje turbulence, stejně tak u proudění vody ve vstupním kolektoru dochází k víření, jak je vidět třeba na Obr.53.

Numerický výpočet ukázal několik problémů s prouděním obou médií. Zejména na straně vody docházelo k výrazně nerovnoměrné distribuci tekutiny a některá potrubí byla neúměrně teplotně zatížená. Nerovnoměrné teplotní zatížení ze strany helia je patrné zejména z Obr.50, kde je patrné ohřátí trubek na vnitřním průměru vlivem prudkého ochlazování helia. V některých místech dokonce teplota vody přesáhla saturační teplotu.

Následná analýza geometrických úprav modelu ukázala na několik variant řešení problematiky – vybrány byly dvě geometrické úpravy průtočného prostoru na straně vody. V první řadě byla prozkoumána možnost použití tlakových odporů na vstupu do potrubí. Analytický výpočet sice poskytl určité výsledky, bylo u něj ovšem nutné přistoupit na několik zjednodušení, takže po přepočítání modelu s tlakovými odpory nedošlo k úplnému vyrovnání proudění.

Další možnost vyplynula při řešení diferenciální rovnice pro výpočet tlakových odporů z kapitoly 6.3.1. Rozšířením vstupního kolektoru by došlo ke zpomalení tekutiny a vyrovnání proudových poměrů v kolektoru. Po přepočítání rovnice pro několik variant se jeví jako nejpřínosnější řešení rozšířit rozváděcí i sběrný kolektor na dvojnásobek původní výšky – dispozice výměníku v prostoru toto řešení dovoluje.

Současná varianta výměníku přenese pouze asi 35% výkonu, na který je navržen – finální design výměníku bude muset být přehodnocen. Použití tlakových odporů na vstupu do potrubí společně s rozšířením rozváděcího a sběrného kolektoru by mohlo představovat jedno z řešení problému.

8 Reference

- [1] COMSAN, M. H. N. Status of nuclear power reactor development, [Online] Egypt: Luxor, 2007. [19. listopad 2019.]. Dostupné z: https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/40/081/40081069.pdf
- [2] ROUTNER, M. Evropský rychlý reaktor ALLEGRO, [Online] [15. listopad 2019.]. Dostupné z: <http://atominfo.cz/2015/09/evropsky-rychly-reaktor-allegro/>
- [3] POETTE, C. GFR Demonstrator ALLEGRO Design Status, GFR/ALLEGRO. Francie, 2010.
- [4] VÁCHA, P. et al. ALLEGRO V4G4 – GFRs as an SMR technology, SMR conference IV. February 14th, Praha, 2019.
- [5] VÁCHA, P. Results of TH benchmark on GFR, [Online] [20. leden 2020]. Dostupné z: https://www.psi.ch/sites/default/files/import/emug/Emug2018EN/EMUG_2018_18.pdf.
- [6] Generation IV International Forum: A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems, [online] [20. říjen 2019]. Dostupné z: <https://www.gen4.org/gif/upload/docs/application/pdf/201309/-genivroadmap2002.pdf>
- [7] Review of Generation IV Nuclear Energy Systems, [Online] [20. leden 2020]. Dostupné z: https://www.irsn.fr/EN/newsroom/News/Documents/IRSN_Report-GenIV_04-2015.pdf
- [8] TORRI, A. Gas-cooled fast reactor safety – an overview and status of the U.S. program, General Atomic Company, Proceedings of the specialists meeting on Gas-Cooled Reactor Safety and Licensing Aspects, pp. 1-7, Švýcarsko: IAEA, 1980
- [9] Gas-Cooled Fast Reactor: a historical review and future outlook. W.F.G. van Rooijen, Science and technology of nuclear installations, [online] [16. červen]. Dostupné z: <https://www.hindawi.com/journals/stni/2009/965757/>
- [10] VÁCHA, P. Výpočet těžké havárie jaderného reaktoru GFR v důsledku ztráty napájení. Praha, 2014. Diplomová práce, ČVUT v Praze, Fakulta elektrotechnická, Ústav elektroenergetiky.
- [11] POETTE C. et al.: The European Union's Experimental Gas-Cooled Fast Reactor Project, Internetaional Conference on the Physics of Reactors, [online] Švýcarsko: IAEA, 2008. [16. červen]. Dostupné z: https://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:41116196

[12] ZÁCHA, P., KRATOCHVÍL, M. a ŽELEZNÝ, V. Testovací výpočty na CFD modelu výměníku DHR bezpečnostní chladicí smyčky reaktoru ALLEGRO. Praha, 2020.

[13] JIROUŠ, F. Pressure drop in flow systems of steam boilers [Online] Česká republika, 2003. [7. duben]. Dostupné z: <https://www.engmech.cz/improc/2003/132-Frantisek-Jirous-PT.pdf>

[14] IDEL'CHIK, I. E. Handbook of Hydraulic resistance [Online] USA: The U.S. Atomic Energy Commission, 1996. [7. duben]. Dostupné z: <https://www.nrc.gov/docs/ML1220/ML12209A041.pdf>

[15] Fluent theory guide [Online] U.S.A., 2017. [13. červen]. Dostupné z: <http://users.abo.fi/rzevenho/ansys%20fluent%2018%20tutorial%20guide.pdf>