

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍKA

Študijní program: B 2301 Strojní inženýrství
Študijne zameranie: Stavba jaderně energetických zařízení

DIPLOMOVÁ PRÁČA

Návrh a výpočet výměníka tepla sol'-sol' 570 MW v primárním okruhu MSR (max. teplota 720°C) vrátane tepelných strát, typ so segmentovými prepážkami typu Helix so skrutkovými prepážkami v medzi - trubkovom priestore. Fluoridové soli podľa Th cyklu. Konštrukčný materiál MONICR.

Autor: **Ing. Daniel OKRESA**

Vedúci práce: **Ing. Václav VALENTA CSc.**

Akademický rok 2013/2014

Prehlásenie o autorstve

Predkladám týmto k posúdeniu a obhajobe diplomovú prácu, spracovanú na záver štúdia na fakulte strojníckej Západočeskej univerzity v Plzni.

Prehlasujem, že som túto diplomovú prácu vypracoval samostatne s použitím odbornej literatúry a prameňov, uvedených v zozname, ktorý je súčasťou tejto diplomovej práce.

V Plzni dňa:

.....

podpis autora

Pod'akovanie

Ďakujem vedúcemu práce Ing. Václavovi Valentovi CSc., za užitočnú metodickú pomoc, cenné rady pri riešení problémov diplomovej práce a poskytnutie potrebných materiálov.

ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

AUTOR	Příjmení Okresa	Jméno Daniel		
STUDIJNÍ OBOR	2302T041 „Stavba jaderně energetických zařízení“			
VEDOUCÍ PRÁCE	Příjmení (včetně titulů) Ing. Valenta CSc.	Jméno Václav		
PRACOVISŤE	ZČU - FST - KKE			
DRUH PRÁCE	DIPLOMOVÁ	BAKALÁŘSKÁ		Nehodící se škrtněte
NÁZEV PRÁCE	<p>Návrh a výpočet výměníku tepla sůl-sůl 570 MW v primárním okruhu MSR (max. teplota 720°C) včetně tlakových ztrát, typ se segmentovými prepážkami typu Helix se šroubovitými prepážkami v mezi-trubkovém prostoru. Fluoridové sole dle Th cyklu. Konstrukční materiál MONICR.</p>			

FAKULTA	Strojní	KATEDRA	KKE	ROK ODEVZD.	2014
----------------	---------	----------------	-----	--------------------	------

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

CELKEM	72	TEXTOVÁ ČÁST	56	GRAFICKÁ ČÁST	3
---------------	----	---------------------	----	----------------------	---

<p style="text-align: center;">STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK)</p> <p>ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY</p>	<p>Diplomová práce řeší problematiku vysokoteplotního výměníku typu Helix z konstrukčního materiálu MONICR, přičemž jako teplonosné média jsou použity roztavené fluoridové soli. Práce shrnuje důležité materiálové a termofyzikální parametry fluoridových solí a mechanický a tepelný vlastnosti materiálu MONICR. Je proveden tepelný výpočet a také výpočet tlakových ztrát ve výměníku. Práce je také doplněna o výkresovou dokumentaci.</p>
<p style="text-align: center;">KLÍČOVÁ SLOVA</p> <p style="text-align: center;">ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE</p>	<p>Vysokoteplotní výměník tepla, tepelný výpočet, fluoridové soli, roztavená sůl, MONICR, teplo, tepelná vodivost, trubkový výměník</p>

SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

AUTHOR	Surname Okresa	Name Daniel	
FIELD OF STUDY	2302T041 „Nuclear Power Equipment Design “		
SUPERVISOR	Surname (Inclusive of Degrees) Ing. Valenta CSc.	Name Václav	
INSTITUTION	ZČU - FST - KKS		
TYPE OF WORK	DIPLOMA	BACHELOR	Delete when not applicable
TITLE OF THE WORK	Design and calculation of the heat exchanger salt-salt 570 MW in the primary circuit MSR (maximum temperature 720 ° C), including heat loss, type with the segment dividers Helix with screw-type dividers in between - a tubular space. Fluoride salts of the Th cycle. Construction material MONICR.		

FACULTY	Mechanical Engineering	DEPARTMENT	KKE	SUBMITTED IN	2014
----------------	------------------------	-------------------	-----	---------------------	------

NUMBER OF PAGES (A4 and eq. A4)

TOTALLY	72	TEXT PART	56	GRAPHICAL PART	3
----------------	----	------------------	----	-----------------------	---

BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS	This thesis addresses the problem of high temperature heat exchanger from the material MONICR, when a heat transfer medium is a molten fluoride salts. The paper summarizes the important material and physical parameters fluoride salts and mechanical properties of the material MONICR. Thermal calculation is performed and also the calculation of pressure losses in the heat exchanger. The work is also supplemented by drawings.
KEY WORDS	High temperature heat exchanger, thermal calculations, fluoride salts, molten salt, MONICR, heat, thermal conductivity, tubular heat exchanger

OBSAH

OBSAH.....	7
ZOZNAM OBRÁZKOV.....	10
ZOZNAM TABULIEK.....	11
ZOZNAM SYMBOLOV A SKRATIEK.....	12
1 ÚVOD	14
2 GENERÁCIA JADROVÝCH REAKTOROV.....	16
2.1 GENERÁCIA I, II, III A III+	16
2.2 GENERÁCIA IV.....	16
2.2.1 <i>Typy jadrových reaktorov IV. generácie</i>	<i>17</i>
2.3 POPIS REAKTORU MSR (MOLTEN SALT REACTOR).....	18
2.3.1 <i>Klasifikácia MSR reaktorov</i>	<i>19</i>
2.3.2 <i>Výhody reaktoru s kvapalnou palivovou zmesou vo forme tekutých solí</i>	<i>19</i>
2.3.3 <i>Nevýhody reaktora s kvapalnou palivovou zmesou vo forme tekutých solí</i>	<i>20</i>
2.3.4 <i>Vývoj koncepcie MSR.....</i>	<i>20</i>
2.3.4.1 50. až 70. roky.....	20
2.3.4.2 80. až 90. roky.....	22
2.3.4.3 Aktuálny stav vývoja MSR.....	22
2.3.4.3.1 Európa.....	22
2.3.4.3.2 Česká republika.....	23
2.3.4.3.3 Rusko	23
2.3.4.3.5 Japonsko.....	24
2.3.4.3.5 Čína.....	24
2.3.4.3.6 USA.....	25
2.4 TÓRIUM - URÁNOVÝ PALIVOVÝ CYKLUS	25
3 MATERIÁL MONICR.....	27
3.1 VÝVOJ NIKLOVEJ ZLIATINY MONICR	27

3.2	MECHANICKÉ A TEPELNÉ VLASTNOSTI NIKLOVEJ ZLIATINY MONICR	27
4	VLASTNOSTI FLUORIDOVÝCH SOLÍ.....	32
4.1	VÝHODY FLUORIDOVÝCH SOLÍ.....	33
4.2	TERMOFYZIKÁLNE VLASTNOSTI ZMESI SOLI LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄ (71,7-16-12-0,3% MOL).....	34
4.3	TERMOFYZIKÁLNE VLASTNOSTI ZMESI SOLI NaF-NaBF ₄ (8-92 % MOL)	36
4.4	VÝPOČTOVÉ TEPLoty	39
5	VÝPOČET TEPELNÉHO VÝMENNÍKA TEPLA.....	40
5.1	NÁVRH ROZMEROV TEPELNÉHO VÝMENNÍKA.....	40
5.2	ZÁKLADNÉ ROVNICE VÝMENY TEPLA.....	41
5.2.1	<i>Rovnice výkonových (teplných) bilancií</i>	<i>41</i>
5.2.2	<i>Rovnica výmeny tepla.....</i>	<i>41</i>
5.2.3	<i>Súčiniteľ prestupu tepla.....</i>	<i>42</i>
5.2.4	<i>Teplotný profil pracovných látok pri ich prietoku výmenníkom, stredný logaritmický teplotný rozdiel.....</i>	<i>43</i>
5.3	VÝPOČET TEPLÔT POTREBNÝCH K VÝPOČTU	43
5.4	VÝPOČET SÚČINITELA PRESTUPU TEPLA V TRUBKOVOM PRIESTORE	46
5.4.1	<i>Výpočet súčiniteľa prestupu tepla pri prechodovom a turbulentnom prúdení.....</i>	<i>47</i>
5.5	VÝPOČET SÚČINITELA PRESTUPU TEPLA V MEDZITRUBKOVOM PRIESTORE	49
5.5.1	<i>Súčiniteľ prestupu tepla pri skrutkovicovom obtekaní trubiek.....</i>	<i>49</i>
5.5.2	<i>Výpočet súčiniteľa prestupu tepla pri skrutkovicovom prepážkovom systéme s jedným chodom v MP so stredovou trúbkou.</i>	<i>50</i>
5.6	VÝPOČET VEĽKOSTI PLOCHY PRESTUPU TEPLA	57
5.7	KONTROLNÝ VÝPOČET VÝMENNÍKA POMOCOU METÓDY E-NTU	59
6	VÝPOČET TLAKOVÝCH STRÁT VO VÝMENNÍKU.....	61
6.1	VÝPOČET TLAKOVÝCH STRÁT V TRUBKOVOM PRIESTORE.....	61
6.1.1	<i>Výpočet tlakových strát trením.....</i>	<i>61</i>
6.1.2	<i>Výpočet miestnych tlakových strát</i>	<i>64</i>

6.1.3	<i>Výpočet celkových tlakových strát v trubkovom priestore</i>	<i>64</i>
6.2	VÝPOČET TLAKOVÝCH STRÁT V MEDZITRUBKOVOM PRIESTORE PRI SKRUTKOVICOVOM OBTEKANÍ TRUBIEK	64
6.2.1	<i>Výpočet tlakových strát trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v oprepážkovanom priestore.....</i>	<i>65</i>
6.2.2	<i>Výpočet tlakových strát trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v neoprepážkovanom priestore.....</i>	<i>67</i>
6.2.3	<i>Výpočet celkových tlakových strát v medzitrubkovom priestore.....</i>	<i>68</i>
7	ZÁVER	69
8	POUŽITÁ LITERATURA, ZDROJE	70
9	ZOZNAM PRÍLOH	72

Zoznam obrázkov

Obr. 1	Schéma usporiadania reaktoru s roztavenými soľami (MSR).....	19
Obr. 2	Schéma usporiadania reaktoru MSBR.....	26
Obr. 3	Teplotná závislosť medze pevnosti a medze sklzu na teplote materiálu MONICR	28
Obr. 4	Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách materiálu MONICR.....	28
Obr. 5	Modul pružnosti pri zvýšených teplotách materiálu MONICR.....	29
Obr. 6	Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR.....	30
Obr. 7	Tepelná vodivosť niklovej zliatiny MONICR.....	31
Obr. 8	Zmena hustoty zmesi LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄ pri zmene teplôt.....	35
Obr. 9	Zmena dynamickej viskozity zmesi LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄ pri zmene teplôt.....	36
Obr. 10	Zobrazenie zmeny hustoty zmesi NaF-NaBF ₄ v závislosti na zmene teploty.....	38
Obr. 11	Dynamickej viskozita zmesi NaF-NaBF ₄ v závislosti na zmene teploty.....	38
Obr. 12	Základné rozmery a usporiadanie trubiek v tepelnom výmenníku 563 MW.....	40
Obr. 13	Stredný logaritmický teplotný rozdiel pracovných látok.....	43
Obr. 14	Tepelný výmenník so skrutkovicovým prepážkovým systémom.....	50
Obr. 15	Činná a oprepážkovaná dĺžka trubiek.....	56

Zoznam tabuliek

Tab. 1	Teplotná závislosť hustoty niklovej zliatiny MONICR.....	29
Tab. 2	Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR.....	30
Tab. 3	Tepelná vodivosť niklovej zliatiny MONICR.....	31
Tab. 4	Merná tepelná kapacita zmesi LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	34
Tab. 5	Súčiniteľ tepelnej vodivosti zmesi LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	34
Tab. 6	Súčiniteľ objemovej rozťažnosti zmesi LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	35
Tab. 7	Merná tepelná kapacita zmesi NaF-NaBF ₄	37
Tab. 8	Súčiniteľ tepelnej vodivosti zmesi NaF-NaBF ₄	37
Tab. 9	Súčiniteľ objemovej rozťažnosti zmesi NaF-NaBF ₄	37
Tab. 10	Termofyzikálne hodnoty oboch solí pre konkrétne stredné teploty prúdov	39

Zoznam symbolov a skratiek

TP		trubkový priestor
MP		medzitrubkový priestor
A	[m ²]	plocha
c	[-]	konštanta
c _p	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	merná tepelná kapacita pri stálom tlaku
d/D	[m]	priemer
h	[m]	výška
H	[m]	stúpanie
k	[W.m ⁻² .K ⁻¹]	súčiniteľ prestupu tepla
k _r	[-]	relatívna drsnosť steny
l, L	[m]	dĺžka
ṁ	[kg.s ⁻¹]	hmotnostný prietok
n	[ks]	počet
p	[Pa]	tlak
Δp	[Pa]	tlakový rozdiel
Q	[J]	množstvo tepla
Q'	[W]	výkon výmenníka
r, R	[m]	polomer
s	[m]	hrúbka, medzera
S	[m ²]	plocha
t	[m]	rozstup
t	[°C]	teplota
T	[K]	termodynamická teplota
u	[m.s ⁻¹]	rýchlosť
x	[-]	substitučná veličina
y	[-]	korekčný faktor
z	[-]	korekčný faktor tlakovej straty

α	[W.m ⁻² .K ⁻¹]	súčiniteľ prestupu tepla
β	[K ⁻¹]	objemová rozťažnosť
η	[Pa.s]	dynamická viskozita
λ	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	súčiniteľ tepelnej vodivosti
ν	[m ² .s ⁻¹]	kinematická viskozita
φ	[rad]	uhol
ψ	[-]	medzerovitosť trubiek

Dolné indexy:

c	činná, celková
CH	chody
m	stredová, miestna
n	neoprepážkovaná
p	prepážka
r	rada
s	plášť, skrutkovica
S	stena, zväzok
t	trúbka, trecia
Z	zaplnený

Horné indexy:

-	stredná hodnota
•	premenný exponent
'	upravená hodnota

1 Úvod

Výberu témy mojej diplomovej práce predchádzal záujem o danú problematiku a získanie cenných skúseností pri navrhovaní a výpočte jedného z najdôležitejších zariadení používaného v jadrových elektrárnach.

Diplomová práca je rozdelená do niekoľkých kapitol, ktoré logicky na seba nadväzujú a poskytujú čitateľovi stručný a výstižný prehľad o danej problematike.

Prvá kapitola popisuje historický prehľad rôznych generácií jadrových reaktorov. Hlavná časť tejto kapitoly je zameraná na IV. generáciu jadrových reaktorov, do ktorej patrí aj nami skúmaný typ jadrového reaktora, ktorý je chladený prostredníctvom roztavených solí - MSR (Molten Salt Reactor). Tento typ reaktora je popísaný v niekoľkých podkapitolách, ktoré riešia stručný popis jadrového reaktora MSR, jeho výhody a nevýhody a taktiež krátky prehľad vývoja tohto typu jadrového reaktora vo svete.

Ďalšia kapitola pojednáva o mechanických a tepelných vlastnostiach materiálu s názvom „MONICR“, ktorý vďaka svojim vynikajúcim vlastnostiam je vhodný na výrobu potrebných komponentov primárneho aj sekundárneho okruhu jadrového reaktora MSR, ktoré prichádzajú do styku s roztavenými soľami, ktoré majú niekoľko špecifických vlastností o ktorých pojednáva nasledujúca kapitola.

Ako už z názvu tohto typu jadrového reaktora vyplýva, sú na jeho chladenie a odvod tepla využívané roztavené soli. Tretia kapitola poskytuje čitateľovi prehľad najdôležitejších vlastností solí navrhovaných pre tepelný výpočet výmenníka tepla. Ako primárne médium bola zvolená soľ $71,7\text{LiF}-16\text{BeF}_2-12\text{ThF}_4-0,3\text{UF}_4$ a ako sekundárne médium soľ $8\text{NaF}-92\text{NaBF}_4$, ktorých termofyzikálne vlastnosti sú definované v príslušných podkapitolách. Primárna soľ prechádza výmenníkom v trubkovom priestore (ďalej TP) a sekundárna soľ v medzitrubkovom priestore (ďalej MP).

Jadrom diplomovej práce je samotný návrh a tepelný výpočet výmenníka tepla soľ – soľ v primárnom okruhu jadrového reaktora MSR s výkonom 570 MW. Jedná sa o trubkový typ tepelného výmenníka so segmentovými prepážkami v medzitrubkovom priestore typu Helix- (skrutkovicové prepážky). Hlavným cieľom tejto kapitoly bolo navrhnuť a vypočítať rozmery tepelného výmenníka. Pre určenie týchto rozmerov bolo potrebné vypočítať množstvo na seba nadväzujúcich vzťahov, ktoré hodnotia správanie sa jednotlivých solí pri prechode tepelným výmenníkom a ich vlastnosti, rozsah teplôt, prietokové množstvá a súčinitele prestupu tepla.

Koncovým výsledkom celého výpočtu je výpočet veľkosti teplovýmennej plochy, potrebnej k predaniu tepelného výkonu medzi jednotlivými okruhmi tepelného výmenníka. Samotný tepelný výpočet výmenníka bol skontrolovaný pomocou výpočtovej metódy ϵ -NTU, ktorá preukázala správnosť celého výpočtu.

Posledná kapitola diplomovej práce je zameraná na výpočet tlakových strát teplonosných médií po prechode TP a MP priestormi výmenníka. Jedná sa o tlakové straty, trecie a tlakové straty miestne.

Diplomová práca je doplnená o výkresovú dokumentáciu navrhovaného výmenníka tepla ktorá je v diplomovej práci zahrnutá do príloh.

2 Generácia jadrových reaktorov

2.1 Generácia I, II, III a III+

Od 50. rokov minulého storočia sa postupne začalo rozvíjať mierové využitie jadrovej energie pre produkciu elektriny. Zhruba do polovice 60. rokov boli budované jadrové reaktory I. generácie. Jednalo sa o prvé komerčné prototypy. V 70. a 80. rokoch nasledoval búrlivý rozvoj jadrovej energetiky. Boli stanovené reaktory, ktoré dnes označujeme ako generáciu II. V súčasnej dobe tvoria tieto reaktory hlavnú časť jadrovej energetiky a ešte radu desaťročí budú veľmi významnou mierou prispievať k produkcii elektriny z jadrových zdrojov. V 90. rokoch i s ohľadom na haváriu v Černobyle dochádzalo k stagnácii jadrovej energetiky. Boli vyprojektované reaktory III. generácie, ale len niektoré z nich boli skutočne postavené a uvedené do prevádzky. Reaktory III. generácie sú konštrukčne podobné reaktorom II. generácie s evolučnými zmenami a vylepšením ich bezpečnostných prvkov. Od začiatku nového tisícročia dochádza opäť k rozvoju v jadrovom sektore, a to predovšetkým v ázijských zemiach (Čína, India, Južná Kórea a ďalšie). Objavili sa nové faktory pôsobiace v prospech jadrovej energetiky. Dochádza k rýchlemu nárastu spotreby energie predovšetkým v rozvojových krajinách. Taktiež sa rozširuje obecné povedomie o dôležitosti zaistenia energetickej bezpečnosti a v neposlednom rade prebieha rozsiahla diskusia o potrebe obmedzenia produkcie CO₂. [1]

2.2 Generácia IV

Aj napriek neuveriteľnému pokroku, ktorý jadrová energetika zaznamenala od 50. rokov 20. storočia, sa dnešné reaktory potykajú s niektorými závažnými problémami. Reaktory v súčasnej dobe využívajú energiu obsiahnutú v izotope uránu U 235, ktorý je ale v prírodnom uráne zastúpený v koncentracii len cca 0,7%. Vývoj sa uberá mimo iné k tzv. rýchlym reaktorom IV. Generácie, ktoré sú schopné vo výrazne väčšej miere využívať energiu uránu 238, ktorého je v prírodnej rude zvyšných 99,3%. Dnešné reaktory teda vedia využiť len malú časť energie obsiahnutej v palive a dochádza k problémom so zbytočne veľkou produkciou použitého jadrového paliva, ktorý je síce technicky zvládnutý, ale v mnohých krajinách predstavuje prekážku pre akceptáciu jadrovej energetiky širokou verejnosťou. Významnú úlohu zohráva taktiež fakt, že pri súčasnom spôsobe využívania energie obsiahnutej v jadrovom palive sú jeho zásoby zrovnateľne so zásobami fosílnych

palív. [3]Trvale udržateľný rozvoj jadrovej energetiky teda záleží predovšetkým na vývoji jadrových reaktorov IV. generácie. [2]

Medzi rokmi 2000 a 2002 zasadalo tzv. „Generation IV International Forum“. Jedná sa o medzinárodné zoskupenie vlád zemí, v ktorých má jadrová energetika veľký význam. Súčasnými členmi GIF sú: Argentína, Brazília, Čína, EUROATOM, Francúzsko, Japonsko, Juhoafrická republika, Južná Kórea, Kanada, Rusko, Švajčiarsko, USA a Veľká Británia. EUROATOM je organizačná štruktúra Európskej komisie, ktorá zastupuje v GIF členské zemi EU, ktoré nemajú v GIF samostatné členstvo. [3] EUROATOM, ktorého členom je aj Česká republika, pristúpil ku GIF v roku 2006. Z 94 navrhovaných konceptov bolo vybraných 6 perspektívnych reaktorových systémov, ktoré by podľa pôvodných plánov mali postupne po roku 2030 nahrádzať súčasné typy reaktorov. Je nutné dodať, že rok 2030 sa z dnešného pohľadu javí ako pomerne optimistický. Základné požiadavky na reaktory IV. generácie sú nasledovné: [4]

- **Bezpečnosť** - dôraz je kladený na jednoduchú, robustnú konštrukciu reaktoru s maximálnym využitím pasívnych prvkov bezpečnosti, založených na jednoduchých fyzikálnych princípoch. Posudzovanie bezpečnosti zahŕňa celý palivový cyklus. Sú kladené požiadavky na maximálne vyhorenie paliva.
- **Ekonomika** - je potreba znížiť náklady na výstavbu jadrovej elektrárne, ktoré tvoria veľkú časť z ceny takto vyrobenej elektriny. Je nutné skrátiť dobu výstavy jadrového zdroja. Životnosť jadrových reaktorov IV. generácie musí byť minimálne 60 rokov. Je kladený dôraz na zjednodušenie obsluhy s znížením nákladov na prevádzku bloku.
- **Udržateľnosť** - snahou je minimalizovať množstvo rádioaktívnych odpadov, zapojiť jadrovú energetiku do vodíkového hospodárstva a uzavrieť palivový cyklus. [2]

2.2.1 Typy jadrových reaktorov IV. generácie

Do IV. generácie „podľa GIF“ zaradzujeme nasledujúcich 6 typov jadrových reaktorov:

- **GFR** – GAS cooled Fast Reactor, (Plynom chladený rýchly reaktor)
- **LFR** – Lead cooled Fast Reactor, (Olovom chladený rýchly reaktor)
- **MSR** – Molten Salt Reactor, (Soľný reaktor)
- **SFR** – Sodium cooled Fast Reactor, (Sodíkom chladený rýchly reaktor)

- **SCWR** - Supercritical Water cooled Reactor, (Super kritický, vodou chladený reaktor)
- **VHTR** – Very High Temperature Reactor, (Vysokoteplotný reaktor)

2.3 Popis reaktoru MSR (Molten Salt Reactor)

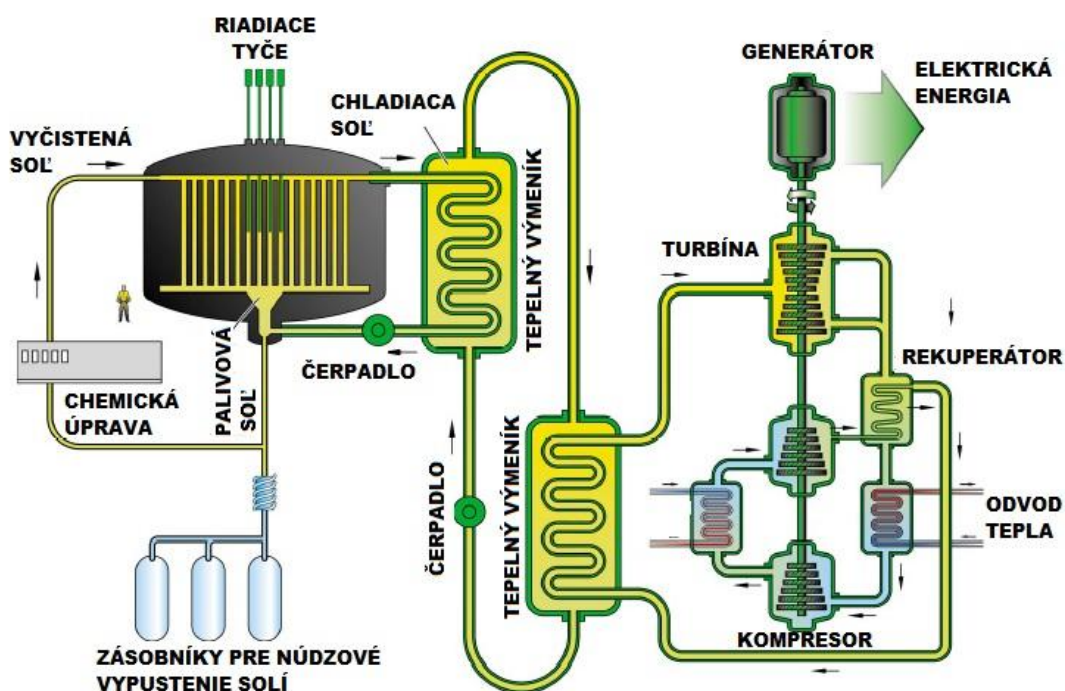
Molten Salt Reactor alebo soľný reaktor je jadrový reaktor, ktorý nemusí používať palivo v pevnej forme ako dnešné jadrové reaktory, ale k produkcii a zároveň odvodu tepla tu slúži zmes paliva a chladiva vo forme tekutých solí. Palivo je možné doplňovať priebežne, bez nutnosti odstávky na výmenu paliva. Je možné realizovať kontinuálne odstraňovanie štípných produktov zo zmesi solí za prevádzky reaktora. Najčastejší návrh MSR reaktoru vyzerá tak, že v primárnom okruhu cirkuluje palivo – chladiaca zmes, ktorá v primárnom výmenníku predáva teplo do sekundárneho okruhu, kde prúdi sekundárne chladivo, taktiež v podobe solí. V sekundárnom výmenníku je teplo predávané do terciálneho okruhu, kde sa pomocou parnej alebo plynovej turbíny a generátora vyrába elektrický prúd. Reaktor pracuje pri vysokých teplotách a je preto uvažovaný i pre efektívnu výrobu vodíka. Ako je zrejmé, jedná sa o koncepciu, ktorá je značne odlišná od koncepcie dnešných reaktorov. [2]

Reaktor má radu konštrukčných a materiálových špecifik, ktorým je nutne venovať mimoriadnu pozornosť. Materiály primárneho okruhu musia odolať koróznym účinkom solí, tepelnému namáhaniu a radiačnému pôsobeniu. Použité soli musia mať dostatočne nízku teplotu tuhnutia a potrebnú mieru rozpustnosti štípného materiálu, aby mohla byť dosiahnutá štípná reakcia. [2]

Vývoj reaktorov MSR postupuje v dvoch základných smeroch: [13]

- Reaktory s tekutým palivom rozpusteným v zmesi solí,
- Reaktory s pevným palivom a so zmesou tekutých solí používaných len ako chladivo.

MSR s pevným palivom je menej revolučný variant, ktorý svojou koncepciou je bližší ku klasickým reaktorom a jeho vývoj je teda jednoduchší. Na druhú stranu stráca radu zásadných výhod reaktora s tekutým palivom, ako je možnosť spaľovania transuránu a kontinuálna regenerácia paliva. Táto práca sa zaoberá predovšetkým prvým variantom koncepcie MSR, teda variantom s tekutým palivom rozpusteným v zmesi solí. [2]



Obr. 1 Schéma usporiadania reaktora s roztavenými soľami (MSR)

2.3.1 Klasifikácia MSR reaktorov

1. Reaktory na báze tóriového cyklu (breedery alebo konvertory)

- Tepelný reaktor s grafitovým moderátorom,
- Rýchly homogénny reaktor,

2. Transmutory Pu a minoritných aktinoidov

- Tepelný homogénny reaktor,
- Rýchly homogénny reaktor,

3. Vysokoteplotné reaktory

- Reaktor s disperzným palivom v grafitových guľiach chladených fluoridovými soľami,
- Rýchly homogénny reaktor. [2]

2.3.2 Výhody reaktoru s kvapalnou palivovou zmesou vo forme tekutých solí

Výhody:

- palivo a chladiivo tvoria jednotnú zmes,

- možnosť kontinuálnej regenerácie paliva – zníženie počiatočnej zásoby reaktivity, odstránenie problémov tzv. jódovej jamy, výrazne nižší zvyškový vývin tepla po odstavení, nižšia nebezpečnosť v prípade havárie porušením integrity primárneho okruhu,
- záporný teplotný koeficient reaktivity – dobré samoregulačné vlastnosti reaktoru,
- nízky tlak v primárnom okruhu,
- chemická stálosť tekutých solí i za vysokej teploty a v intenzívnom neutrónovom poli,
- vysoká teplota varu tekutých solí,
- kontakt tekutých solí so vzduchom alebo vodou bez reakcie,
- vysoká tepelná účinnosť termodynamického cyklu,
- možnosť spaľovania dlhodobých štíepnych produktov a minoritných aktinoidov,
- možnosť zapojenia do tórium - uránového cyklu. [2]

2.3.3 Nevýhody reaktora s kvapalnou palivovou zmesou vo forme tekutých solí

Nevýhody:

- vysoké požiadavky na čistotu tekutých solí,
- nutnosť dokonalého odstránenia vlhkosti z tekutých solí – v prípade kontaktu s H₂O dochádza k tvorbe kyseliny fluorovodíkovej (HF), ktorá má silné korózne účinky,
- relatívne vysoká teplota tuhnutia tekutých solí,
- vysoké požiadavky na konštrukčné materiály – teplota, korózne pôsobenie tekutých solí,
- potreba vloženého sekundárneho okruhu z dôvodu radiačnej bezpečnosti. [2]

2.3.4 Vývoj koncepcie MSR

2.3.4.1 50. až 70. roky

Prvý výskumný projekt, ktorý sa zaoberal vývojom jadrového reaktora s tekutým palivom bol Aircraft Reactor Experiment (ARE), ktorý prebiehal v USA v 50. rokoch. Ako napovedá názov, reaktor mal slúžiť na pohon lietadiel. Tepelný výkon bol 2,5 MW s maximálnou

teplotou palivovej zmesi 860°C. Ako palivo slúžila fluoridová soľ NaF-ZrF₄-UF₄ (53-41-6 mol%) a reflektorom bol BeO. Konštrukčným materiálom bol Inconel. Reaktor bol v prevádzke 9 dní v roku 1954. Ako sekundárne chladiace médium slúžil sodík. [7]

Cieľom projektu bolo experimentálne overiť schopnosť práce a stability reaktora s prúdiacim palivom. Počas experimentu bola prevedená jedna zo základných etáp regenerácie paliva. Priechodom plynného fluóru soľami bol zo zmesi odstraňovaný urán ako plynný UF₆. [8]

Behom 60. rokov mala vedúcu pozíciu pri vývoji MSR Oak Ridge National Laboratory (ORNL) v Spojených štátoch amerických. Práca vedcov vyvrcholila projektom Molten Salt Reactor Experiment (MSRE). Tepelný výkon reaktora bol 7,4 MW s maximálnou teplotou palivovej zmesi 663°C. Bola použitá zmes solí LiF-BeF₂-ZrF₄-UF₄ (mol% 65-29,1-5-0,9) s teplotou tavenia 434°C. Moderátorom bol grafit a konštrukčným materiálom zliatina Hastelloy-N. Od roku 1968 pracoval reaktor s U 233. Bol skúmaný napríklad vznik trícia (H3) ako produkt reakcie neutrónov s lítiom v tekutých soliach. Bolo potvrdené, že malá časť trícia preniká cez primárny výmenník. V priebehu prevádzky bol taktiež skúmaný vplyv solí na koróziu materiálov primárneho okruhu. Hoci celková korózia bola menšia ako sa očakávalo, bolo zistené, že štiepny produkt telúr spôsobuje vznik trhlín na povrchu konštrukčného materiálu Hastelloy-N. [7] Bolo načrtnuté riešenie týchto problémov. V roku 1969 bol reaktor odstavený. V roku 1973 bol program MSRE ukončený, ale jednoznačne preukázal možnosť dlhodobo prevádzkovať reaktor s tekutým palivom.

Na základe skúseností z úspešného MSRE vznikol na začiatku 70. rokov projekt jadrovej elektrárne, ktorý bol nazvaný Molten Salt Breeder Reactor (MSBR). Zariadenie existovalo len na papieri, skutočný prototyp nebol nikdy zostrojený. Jednalo sa o systém pracujúci na teplotných neutrónoch, s grafitovým moderátorom a palivovou zmesou solí s maximálnou teplotou 704°C. Projekt mal klasické trojokruhové usporiadanie MSR. Terciálny okruh bol uvažovaný ako Rankin-Clausiov cyklus s nadkritickými parametrami pary. Projekt počítal s tepelným výkonom reaktora 2250 MW a čistým elektrickým výkonom 1000 MW. Tepelná účinnosť cyklu bola úctyhodných 44,4 %. Plánovaná doba životnosti grafitových blokov v primárnom okruhu bola 4 roky. Reaktor bol vybavený systémom kontinuálneho čistenia paliva. V roku 1976 bolo zastavené financovanie projektu MSBR, pretože americká vláda mala v tejto dobe odlišné priority a to predovšetkým politické a vojenské. [9]

2.3.4.2 80. až 90. roky

Vývoj soľných reaktorov výrazne spomalil, napriek tomu však ORNL nezastavilo celkom svoje aktivity v tejto oblasti. Bol vyprojektovaný reaktor DMSR (Denaturated Molten Salt Reactor). Konštrukcia bola podobná reaktoru MSBR, avšak s ešte väčšími rozmermi. [6] Jednalo sa o zariadenie spadajúce do kategórie „konvertory“, bez odstraňovania štiepných produktov z palivovej zmesi. [2]

V Japonsku prebiehali a stále prebiehajú práce na MSR o elektrickom výkone 155 MW pod názvom FUJI. Jedná sa o koncepciu podobnú reaktoru DMSR bez kontinuálneho odstraňovania štiepných produktov.

V SSSR boli spísané práce, zaoberajúce sa použitím prirodzenej konvekcie pre cirkuláciu soľnej zmesi v reaktore. Ďalej vznikli taktiež práce, mapujúce podporu prirodzenej konvekcie vháňaním plynu do prúdiacich solí. [8]

V 90. rokoch vývoj soľných reaktorov opäť mierne akceleruje, predovšetkým v súvislosti s využitím tejto technológie pre transmutáciu PJP a so snahou o využitie tórium - uránového palivového cyklu. [10]

2.3.4.3 Aktuálny stav vývoja MSR

2.3.4.3.1 Európa

Významnou udalosťou po roku 2000 bolo ustanovenie GIF, o ktorom bolo už hovorené v kapitole 2.2. Jedným z perspektívnych reaktorových systémov, ktorý bol vybraný, je MSR. V rámci GIF sú vyvíjané dve základné koncepcie MSR. Prvým variantom je MSFR (Molten Salt Fast Reactor). Jedná sa o množivý reaktor, pracujúci na rýchlych neutrónoch. Cieľom je i možné zapojenie do tórium - uránového cyklu. Druhým posudzovaným variantom je AHTR (Advanced High Temperature Reactor). Jedná sa o kompaktný vysokoteplotný reaktor, ktorý má byť zapojený do vodíkového hospodárstva. [2]

Existuje rada oblastí, v ktorých sa výskum pre MSFR a AHTR prelínajú. Ide napríklad o výskum v oblasti konštrukčných materiálov a chémie solí. Vlastnosťami tekutých solí sa zaoberá európske výskumné centrum JRC-ITU (Joint Research Centre Institute for Transuranium Elements). Štúdiom konštrukčných materiálov sa zaoberá ruské vedecké centrum: Kurčatovský inštitút. ORNL sa podieľa na návrhu zariadení, zaoberá sa i bezpečnostnými systémami a štúdiom materiálov. Výskumom v oblasti palivového cyklu sa zaoberá francúzske laboratórium CNRS (Centre National de la Recherche Scientifique). [11]

Od roku 2001 prebieha rada výskumných projektov pod patronátom GIF. Prvý bol projekt MOST (Molten Salt Technology), ktorý prebiehal od 1.11.2001 do 31.10.2003. Hlavnými výskumnými aspektmi tohto projektu bolo štúdium stability aktívnej zóny, účinnosť čistenia tekutého paliva a integrity primárneho okruhu. Výstupom bola taktiež zhoda na tom, že je nutné experimentálne overiť výsledky a získať technologické skúsenosti. [14] V rokoch 2007 až 2008 prebiehali práce na projekte ALISIA, kde sa riešilo použitie tekutých solí pre rôzne typy reaktorov MSR. V súčasnosti prebiehajú práce na projekte EVOL (Evaluation and Viability of Liquid Fuel Fast Reactor System), ktorý má za cieľ optimalizovať slabé miesta projektu MSFR. Projekt EVOL prebiehal do novembra 2013 a bol rozdelený do piatich čiastkových oblastí. Riadenie a koordináciu projektu mala na starosti francúzska CNRS. Ostatnými oblasťami sú: Návrh koncepcie bezpečnosti, chémia a prepracovanie tekutých solí, konštrukčné materiály a výcvik a prezentácia činností. Prebieha taktiež spolupráca s ROSATOMom (Federálna agentúra pre atómovú energiu Ruskej federácie), ktorý sa v rámci projektu MARS zaoberá rozpustnosťou minoritných aktinidov v tekutých soliach s vlastnosťami tekutých solí. [12]

2.3.4.3.2 Česká republika

V českej republike existuje experimentálna základňa pre výskum MSR v ústave jadrového výskumu Řež a.s, kde intenzívne prebieha výskum už od roku 2000. [3]

Na konci roku 2011 sa v médiách objavili informácie o pripravovanej česko-austrálskej spolupráci pri vývoji MSR reaktorov pre tórium - uránový cyklus. Austrália má záujem o používanie tória ako paliva v jadrovej energetike, pretože disponuje jednými z najväčších svetových zásob tohto kovu. Za účelom spolupráce medzi oboma krajinami vznikla v roku 2007 spoločnosť Thorium Solution so sídlom v Sydney. Plán je veľmi ambiciózný a je rozdelený na dve etapy. Medzi rokmi 2012 a 2014 má prebiehať štúdia uskutočniteľnosti nasledovaná vývojom a konštrukciou neaktívneho modelu MSR reaktora. V druhej etape medzi rokmi 2014 a 2024 má prebiehať vývoj a výstavba demonštračnej jednotky MSR reaktora. [5]

2.3.4.3.3 Rusko

Okrem projektov, na ktorých Rusko spolupracuje s európskymi laboratóriami, prebieha v Kurčatovskom inštitúte vývoj jadrového reaktora MARS (Micro-Particule Fuel Autonomus Molten Salt Reactor). Jedná sa o reaktor s pevným palivom vo vnútri grafitových gúl, kde

tekuté soli sú použité len ako chladivo. Uvažuje sa o variante, kde sa z primárneho okruhu predáva teplo plynovej trubici, pracujúcej v otvorenom cykle. Pre prenos tepla je použitá zmes solí o vysokej teplote, využívajúc prirodzenú cirkuláciu. Reaktor by mal slúžiť pre výrobu elektrickej energie v odľahlých oblastiach alebo pre dodávku tepla o vysokej teplote pre výrobu vodíku. [13]

2.3.4.3.5 Japonsko

V Japonsku je vyvíjaný systém FUJI MSR. Reaktor by mal pracovať v rámci tórium - uránového cyklu ako množivý, tepelný reaktor. Technológia FUJI reaktoru je založená na skúsenostiach a poznatkoch ORNL získaných vývojom a prevádzkou MSRE. Výskum sa v súčasnej dobe zameriava zvlášť na detailné štúdium materiálovej štruktúry a vnútorných častí. [14] Projekt je vyvíjaný japonskou spoločnosťou International Thorium Energy & Molten-Salt Technology (IThEMS). Japonský vedec Dr. Furukawa, ktorý stojí za projektom FUJI reaktoru, bol niekoľko krát na návšteve v Českej republike, ktorá sa na výskume podieľa prostredníctvom ÚJV Řež. [2]

Zámerom spoločnosti IThEMS je najprv postaviť prototyp malého reaktoru Mini-FUJI o elektrickom výkone 10 MW a neskôr väčší 200 MWe FUJI Reaktor. V súčasnosti sa IThEMS snaží pre svoj projekt získať investora, ktorý by poskytol zhruba 300 miliónov dolárov. V prípade, že takého investora spoločne nájdú, tak podľa IThEMS by mohol byť reaktor Mini-FUJI uvedený do prevádzky v priebehu ôsmich až deviatich rokov od začiatku kontraktu. Súčasne by prebiehalo detailné projektovanie väčšieho 200 MWe FUJI reaktoru, ktorý by mohol byť uvedený do prevádzky behom 12. až 15. rokov od zahájenia kontraktu. [13]

2.3.4.3.5 Čína

Napriek tomu, že jadrový priemysel zaznamenáva v Číne najväčší rast zo všetkých štátov sveta, napriek tomu je prevažná časť elektriny vyrábaná z fosílnych palív. Z dôvodu extrémne rýchlo rastúceho dopytu po elektrickej energii má dnes Čína v niektorých oblastiach jedno z najhorších ovzduší na svete. Aj preto je pre Čínu nutné, aby význam ich jadrového priemyslu naberal na intenzite. [2]

V súčasnej dobe sa Čína zaoberá vývojom prakticky všetkých reaktorových systémov IV. generácie. Od začiatku roku 2011 sa táto krajina stala významným hráčom i na poli výskumu

MSR. 25. januára 2011 bolo ohlásené, že Čína zahajuje výskum v tórium - uránovom cykle MSR technológie. Cieľom je nielen vyvinúť danú technológiu, ale i zaistiť si práva na jej komerčnú realizáciu. Aj to je možný dôvod, prečo sa Čína nepodieľa na vývoji MSR v rámci GIF, pretože súčasťou vývoja v rámci GIF je predávanie „know-how“. [13] Technológia má byť vyvinutá po dobu približne dvadsať rokov. Významný pokrok je očakávaný už od piatich rokov. [2]

2.3.4.3.6 USA

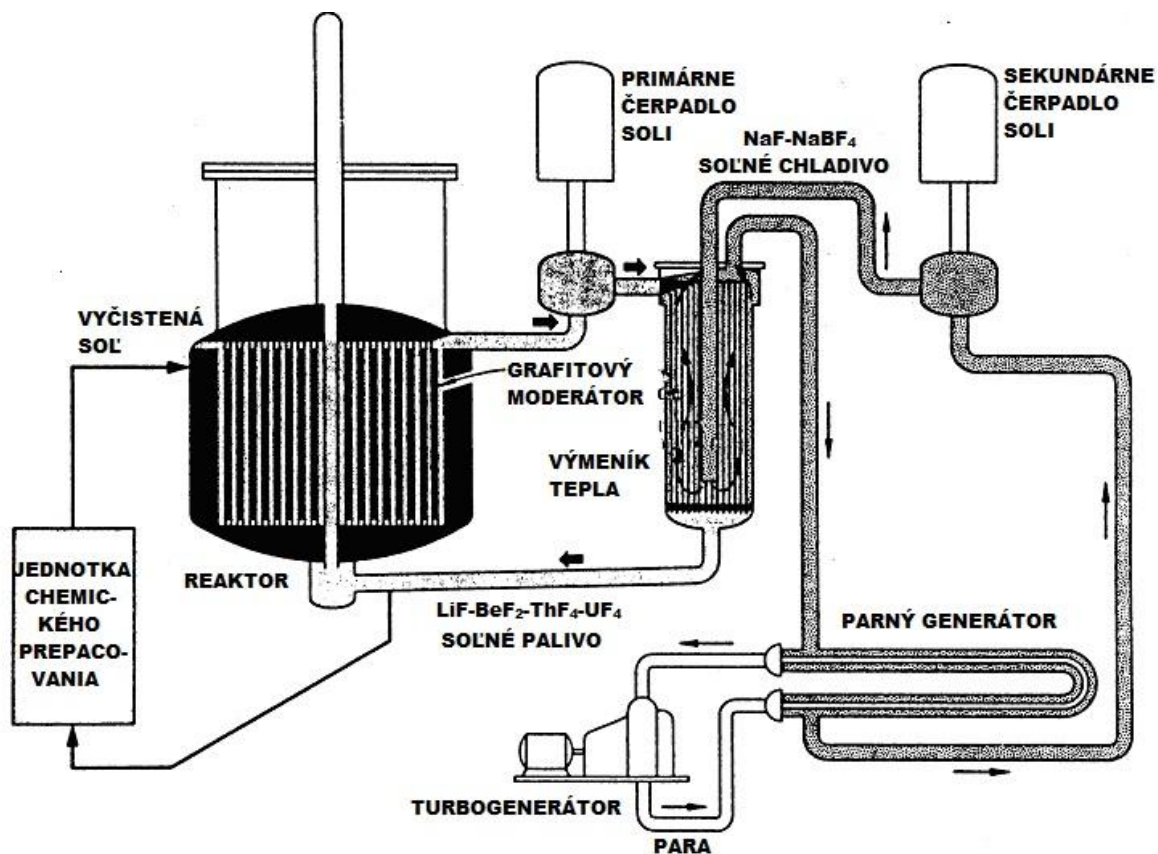
USA sa taktiež nezúčastňuje vývoja MSR v rámci GIF. Finančne obmedzený výskumný program prebieha na niektorých univerzitách v USA. Tu sa študuje možnosť využitia fluoridových solí pre chladenie vysokoteplotného reaktora. [3] Podľa zdroja [17] v súčasnosti prebiehajú taktiež jednania medzi japonskou spoločnosťou IThEMS a americkým partnerom, ktorý by zaistil finančnú podporu pre projekt FUJI, ktorá stavia na poznatkoch amerického ORNL. [2]

2.4 Tórium - uránový palivový cyklus

Jedná sa o cyklus, ktorý prakticky vylučuje vznik transuránov a minoritných aktinidov. Jeho princíp spočíva v tom, že prvok tórium 232 je možné jadrovými reakciami premeniť na urán 232, čo je veľmi kvalitné jadrové palivo. Konkrétne sa jedná o reakciu, kde sa tórium pomocou záchytovej neutrónov a dvoch nasledujúcich β rozpadov premení na urán 232. To je možné dosiahnuť ostreľovaním tória neutrónmi napríklad tak, že tórium umiestnime do neutrónového poľa v okolí aktívnej zóny jadrového reaktora. Prechod od urán - plutoniového cyklu si je možné jednoducho predstaviť tak, že spaľujeme U 235 v konvenčnom jadrovom reaktore a súčasne vyrábame nové palivo z tória 232 jeho umiestnením v neutrónovom poli v blízkosti aktívnej zóny. Následný reaktor, pracujúci už s palivom U 233 si potom môže vyrábať nové palivo opäť umiestnením Th 232 do neutrónového poľa svojej aktívnej zóny. Významnou výhodou Th - U cyklu je taktiež fakt, že zásoby tória na Zemi sú veľmi vysoké v porovnaní s množstvom uránu. [2]

Jedným z problémov výroby paliva použiteľného v Th - U cykle v reaktoroch s pevným palivom je fakt, že pri procese transmutácie Th 232 na U 233 vzniká Pa 233, ktoré je významným absorbátorom neutrónov. To zhoršuje neutrónovú bilanciu v aktívnej zóne a môže proces i celkom zastaviť. Ďalšou nevýhodou je vysoká teplota, pri ktorej sa spekajú oxidy tória, čo komplikuje výrobu pevného paliva. Zástancovia reaktorov s tekutým palivom

tvrdia, že využitie tekutých solí (technológie MSR) rieši radu týchto a ďalších problémov Th - U cyklu. [2] Jedným z predstaviteľov týchto reaktorov je reaktor MSBR, ktorého schéma je zobrazená na Obr.2.



Obr. 2 Schéma usporiadania reaktora MSBR

3 Materiál MONICR

Niklová zliatina MONICR je jedným z vhodných materiálov použiteľných pre výrobu komponentov MSR reaktorov, vďaka svojim vynikajúcim vlastnostiam ako sú tvárnosť, výborné materiálové vlastnosti a korózii vzdornosť v agresívnom prostredí roztavených solí pri vysokých teplotách. Termofyzikálne vlastnosti sú detailne rozobrané v tejto kapitole.

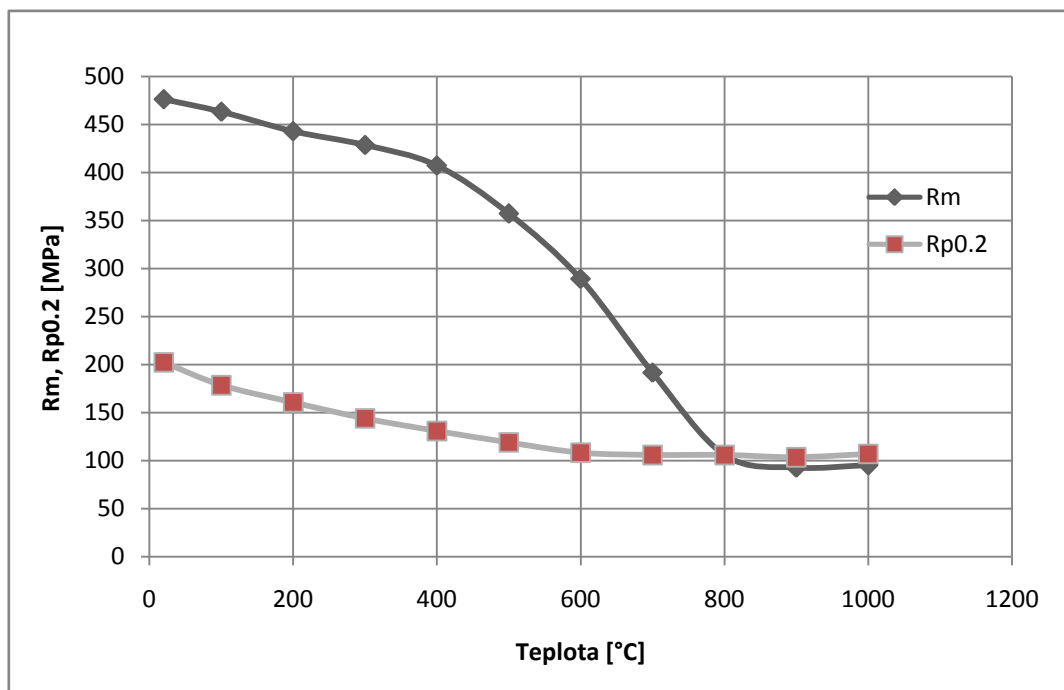
Materiál MONICR je zadaný (zadaním diplomovej práce) ako hlavný materiál pre výpočet tepelného výmenníku.

3.1 Vývoj niklovej zliatiny MONICR

V rámci vývoja experimentálnej ADTT slučky v spoločnosti ŠKODA JS a.s. vyvinula ŠKODA VÝZKUM s.r.o. a neskôr spoločnosť COMTES FHT s.r.o. v uplynulých rokoch materiál s pracovným označením MONICR Škoda, ktorého chemické zloženie leží mimo patentované práva ostatných výrobcov. Od roku 1996 bolo odliatych niekoľko tavieb. Tavby boli vedené vo vákuovej peci pri definovaných podmienkach tlaku v taviacej a liacej komore v kokilovej forme. Hmotnosť najväčších ingotov dosahovala 500 kg. Telá ingotov boli prepracované tváriacimi technológiami na polotovary pre výrobu experimentálnych dielov ADTT slučky – najprv boli prekované v spoločnosti ŠKODA STEEL s.r.o. čiastočne na pásy, čiastočne na guľatiny. Po prekovaní nasledovala rada pokusov valcovať polotovary. Behom nich však dochádzalo k praskaniu okrajových partií tvarovaných pásov. To bolo predovšetkým spájané s pretváraním hrubých primárnych zrn v mikroštruktúre. Snaha po odstránení týchto problémov vyvolala systematický výskum rekryštalizačných schopností tejto zliatiny po vysokoteplotnom tvárnení v spolupráci s Ústavom modelovania a riadenia tváriacich procesov Vysokiej školy banskej – Technickej univerzity v Ostrave, Technickou univerzitou v Košiciach a laboratóriom tvárnenia Bergakademie Freiberg, SRN. Výsledkom tohto vývoja je stav, že je zvládnutá technológia výroby plochých polotovarov z predkovkov, i keď deformačný odpor materiálu za vysokých teplôt (800 – 1200°C) je značný a niekoľkonásobne prevyšuje hodnoty ocelí. [19]

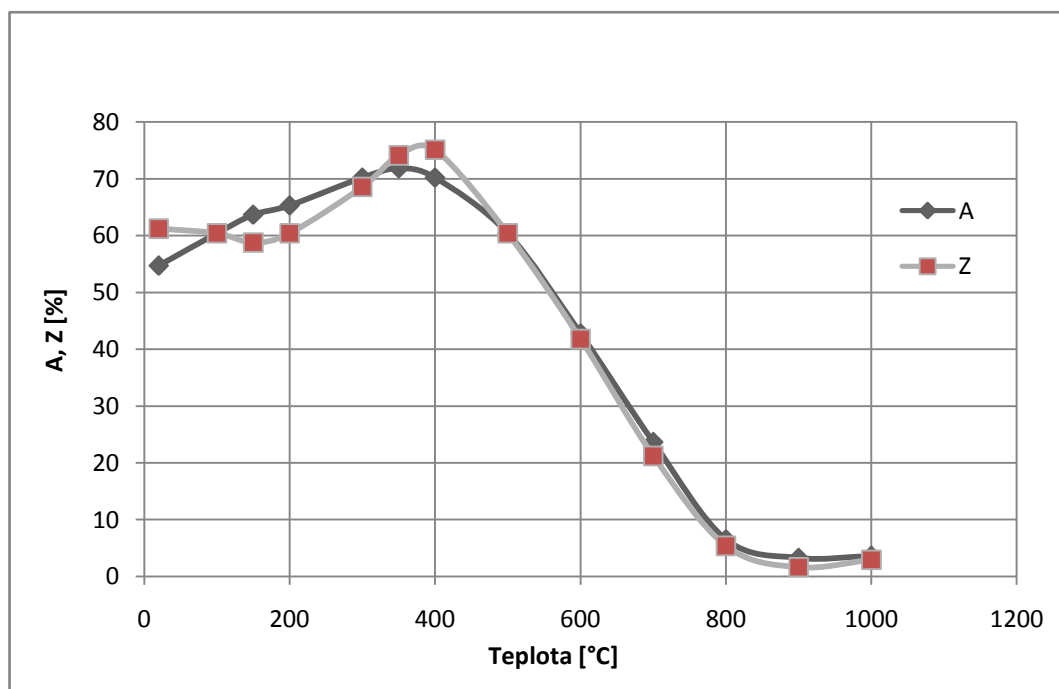
3.2 Mechanické a tepelné vlastnosti niklovej zliatiny MONICR

Tepelná závislosť **medze pevnosti** a **medze sklzu** na teplote pre materiál MONICR je znázornená na obr. 3.



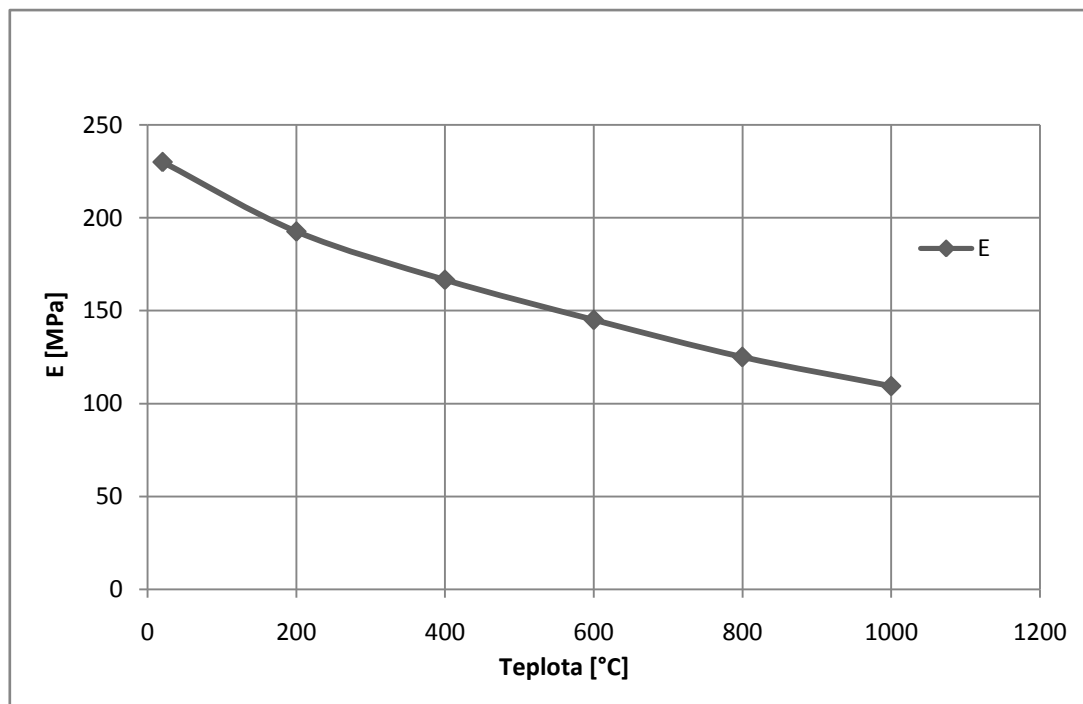
Obr. 3 Teplotná závislosť medze pevnosti a medze sklzu na teplote materiálu MONICR

Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách je pre materiál MONICR znázornená na obr. 4.



Obr. 4 Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách materiálu MONICR

Youngov modul pružnosti pre materiál MONICR je zobrazený na obr. 5.



Obr. 5 Modul pružnosti pri zvýšených teplotách materiálu MONICR

Teplota tavenia niklovej zliatiny bola prevádzaná pomocou metódy DTA (Diferenčná termická analýza), kde bola použitá vzorka o hmotnosti 0,3 g. Výsledok merania určil rozsah teploty tavenia v rozmedzí **1418 – 1431 °C**.

Teplotná závislosť hustoty zliatiny MONICR. Pre výpočet izotropického chovania zliatiny bol použitý vzťah (3.1). Vypočítané hodnoty hustoty sú uvedené v Tab. 1.

$$\rho(T) = \frac{m}{V_0 \cdot (1 + \beta \cdot \Delta T)} \approx \frac{m}{V_0 \cdot (1 + 3\alpha \cdot \Delta T)} \quad (3.1)$$

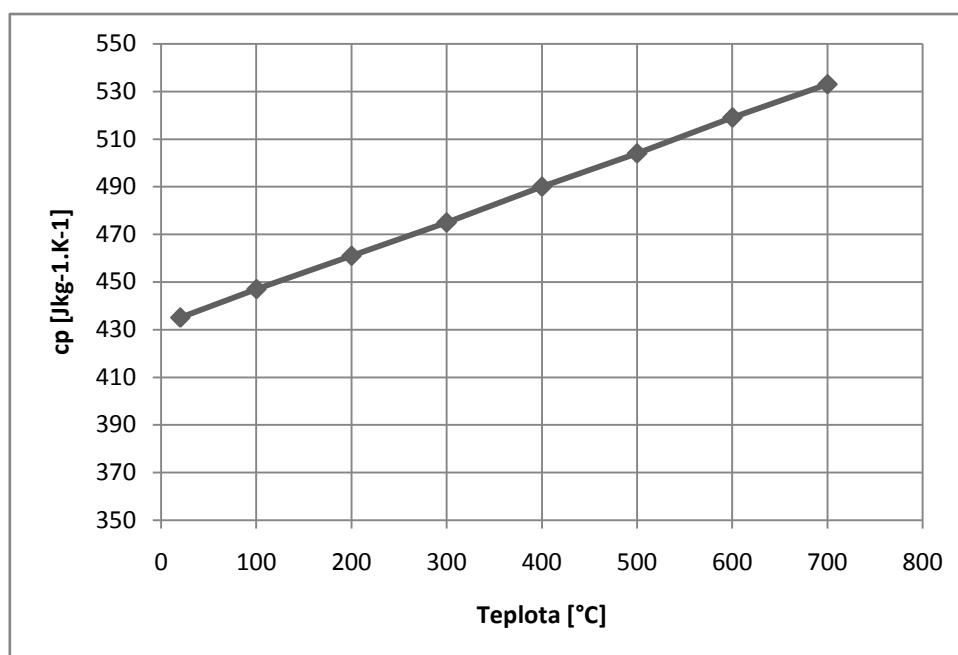
Tab. 1 Teplotná závislosť hustoty niklovej zliatiny MONICR

T [°C]	20	200	400	600	800	1000	1200
α [10^{-6} K^{-1}]	-	12,9	13,4	14,2	15,3	15,9	16,8
ρ [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]	8950	8890	8817	8736	8643	8550	8540

Hodnoty **mernej tepelnej kapacity** zliatiny MONICR pre rozsah teplôt 20 – 700°C sú uvedené v Tab. 2 a graficky znázornené na obr. 6.

Tab. 2 Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR

T [°C]	20	100	200	300	400	500	600	700
c_p [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	435	447	461	475	490	504	519	533



Obr. 6 Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR

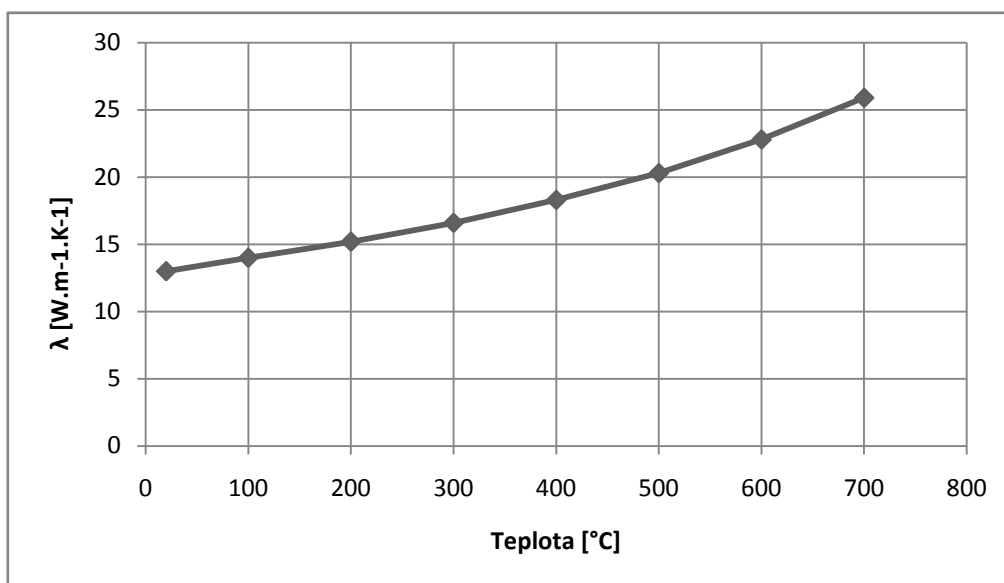
Tepelná vodivosť zliatiny bola vypočítaná z merania tepelnej difúzie zo vzťahu (3.2), kde α je tepelná difúzia, c je merná tepelná kapacita a ρ je hustota zliatiny MONICR pri danej teplote. Tepelná difúzia je meraná „flash“ metódou. Vzorka o priemere ($\varnothing 16 \times 2,4$ mm) je ohrievaná krátkymi energetickými pulzmi z čelnej strany a časová závislosť nárastu teploty bola meraná na protiahlej strane. Tepelnej difúzii odpovedá vzťah (3.3), kde l je hrúbka vzorky a $t_{1/2}$ je polovičná doba pre nárast maximálnej teploty na druhej strane vzorku. Meranie bolo prevedené v argónovej atmosfére v teplotnom rozsahu 20 – 700 °C na dvoch vzorkách hrúbky 2,2 a 2,4 mm. Namerané hodnoty pre meraný rozsah teplôt sa nachádzajú v Tab.3.

$$\lambda = \alpha \cdot c \cdot \rho \quad (3.2)$$

$$\alpha = 0,139 \cdot \frac{l^2}{t_{1/2}} \quad (3.3)$$

Tab. 3 Tepelná vodivosť niklovej zliatiny MONICR

T [°C]	20	100	200	300	400	500	600	700
a [10 ⁻⁶ m ² .s ⁻¹]	3,36	3,54	3,72	4	4,3	4,55	5,05	5,55
λ [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	13	14	15,2	16,6	18,3	20,3	22,8	25,9



Obr. 7 Tepelná vodivosť niklovej zliatiny MONICR

4 Vlastnosti fluoridových solí

Fluoridové soli majú značné množstvo výhod, ktoré ich do budúcnosti predurčujú ako veľmi dobré chladivá či už v primárnom alebo sekundárnom okruhu reaktorov MSR. Táto časť diplomovej práce sa venuje konkrétnym materiálovým vlastnostiam fluoridových solí. Tepelný výmenník je určený pre reaktory MSBR (Molten Salt Breeder Reactor), u ktorých soľ primárneho okruhu plní funkciu chladiwa a zároveň paliva. Z čoho vyplýva podmienka kvalitnej rozpustnosti paliva (U a Th) v soli. [23]

Pre chladiwo je nutné používať v ňom prvky, ktoré musia mať malé účinné prierezy pre záchyt neutrónov (konkrétne menšie než 1.10^{-28} m^2 z dôvodu zamedzenia vysokej absorpcie neutrónov. [23]

Pre použitie v primárnom okruhu MSBR reaktoru je veľmi vhodné použitie fluoridových solí ľahkých prvkov (Li, Be,...) pre palivo - chladiacu zmes práve pre ich schopnosť rozpúšťať U a Th. Soli ľahkých prvkov sú obecné vhodné pre použitie vďaka ich termofyzikálnym a jadrovým vlastnostiam. Avšak práve kvôli týmto vlastnostiam je potrebné dbať na obohatenie týchto zmesí vhodnými izotopmi (napr. LiF by mal byť obohatený izotopom ^7Li na najmenej 99,9%). Bez tohto obohatenia by ostávajúci ^6Li v zmesi disponoval 1000x väčším účinným prierezom pre záchyt neutrónov, čo by spôsobilo problém v neutrónovej bilancii aktívnej zóny. Mnohé ďalšie informácie o jadrových vlastnostiach jednotlivých zložiek solí je možné nájsť v prácach [24] a [25].

K stanoveniu termofyzikálnych vlastností solí sa využívajú dva prístupy – experimentálne meranie alebo interpolačná metóda. Presné merania sú použiteľné pre určenie teploty tavenia, viskozitu, hustoty alebo tlaku nasýtených pár. Z týchto veličín však môže byť uspokojivo určená len hustota. Pre naše potreby dôležitých hodnôt ako je tepelná kapacita alebo tepelná vodivosť sú bohužiaľ doposiaľ určované len veľmi sporadicky a pomerne neurčite. Empirické odhady sa ukázali byť málo užitočnými. Odhady pre tepelnú vodivosť fluoridových solí boli prevádzané napríklad Kholokovovou koreláciou alebo Rao-Turnbullovou predikciou [23], avšak pri porovnaní s nameranými hodnotami pre zmes soli FLiBe nedosahovali príliš uspokojivých výsledkov. Pre naše potreby je však možné sa s týmito hodnotami uspokojiť, ak predpokladáme aspoň radovú presnosť hodnôt.

4.1 Výhody fluoridových solí

Pre potreby chladenia aktívnej zóny reaktora je možné použiť veľké množstvo zmesí solí o rôznych koncentráciách jednotlivých prvkov. Jednozložkové soli sa nepoužívajú kvôli ich vyšším teplotám tavenia oproti dvoj a viaczložkovým soliam. Výhody roztavených solí oproti väčšine používaným chladičom je možné obecné zhrnúť do štyroch bodov:

- **Vysoká objemová merná tepelná kapacita** – táto veličina je obecným ukazovateľom vhodnosti chladiča z hľadiska jeho tepelných vlastností. Vyjadruje množstvo tepla, ktoré je jednotkový objem chladiča (látky) schopný pojať pri zvýšení teploty o jeden stupeň Celsia (resp. Kelvina). Pri vysokých hodnotách tohto kritéria je možné prenášať vysoké tepelné výkony pri nižších hmotnostných prietokoch a teplotných spádoch v porovnaní napríklad s vodou. Konkrétne hodnoty sú uvedené v kapitole 4.2 a 4.3.
- **Vysoká teplota varu** – u reaktorov IV. generácie sa počíta s radovo vyššími teplotami v aktívnej zóne reaktora, ktoré sú nutné pre zlepšenie využitia paliva a účinnosti. Zároveň sa počíta so zapojením vodíkového hospodárstva, pre ktorého priemyslovú produkciu sú vysoké teploty nutné. Var chladiča je pochopiteľne nežiaducim ako kvôli efektívnemu prenosu tepla, tak aj kvôli celkovej konštrukcii reaktora a jeho infraštruktúry. Fluoridové soli majú teplotu tavenia vysoko nad približnou požadovanou hranicou 1000 °C.
- **Nízke tlaky sýtych pár za vysokých teplôt** – použitie teploty okolo tisíc stupňov je prakticky možné za atmosférického tlaku chladiča, čo je veľkým pozitívom ako pri konštrukcii aktívnej zóny a infraštruktúry, tak aj vzhľadom k bezpečnosti, ktorá je s konštrukciou úzko spätá.
- **Nízka teplota tavenia** – táto hodnota je dôležitá kvôli stálosti vlastnosti chladiča v obehu. Jej hodnoty pre rôzne druhy solí sa pohybujú v rozmedzí teplôt približne 300 – 500 °C. Pridaním ďalších zložiek solí je možné teplotu tavenia ďalej znižovať, avšak len približne o desiatky stupňov. [23]

Tieto vlastnosti platia obecné pre roztavené soli, avšak je možné ich meniť rôznymi percentuálnymi podielmi rôznych solí a ich kombináciami.

4.2 Termofyzikálne vlastnosti zmesi soli LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ (71,7-16-12-0,3% mol)

Zmes soli LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ je pre výpočet tepelného výmenníku stanovená (zadaním diplomovej práce) ako soľ primárneho okruhu reaktora.

Teplota tavenia primárnej zmesi soli je **499°C** podľa [21], čo je pre naše potreby postačujúce. V primárnej časti tepelného výmenníku sa teplota soli pohybuje v rozmedzí teplôt (600 – 720°C), z čoho vyplýva, že pre potreby nenominálnych a prechodových režimov, kde by mohlo dôjsť k znižovaniu teplôt zmesi soli vo výmenníku a taktiež celom primárnom okruhu, máme v zásobe približne 100 °C do bodu, kde by nám zmes začala tuhnúť.

Tepelná závislosť **mernej tepelnej kapacity** primárnej soli sa zanedbáva a je uvedená v Tab.4. [21]

Tab. 4 Merná tepelná kapacita zmesi LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄

Fluoridová soľ	Mólové zloženie %	t [°C]	c _p [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	71,7-16-12-0,3	500 - 800	1340

Súčiniteľ tepelnej vodivosti pre primárnu zmes soli je uvedená v Tab.5. [21]

Tab. 5 Súčiniteľ tepelnej vodivosti zmesi LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄

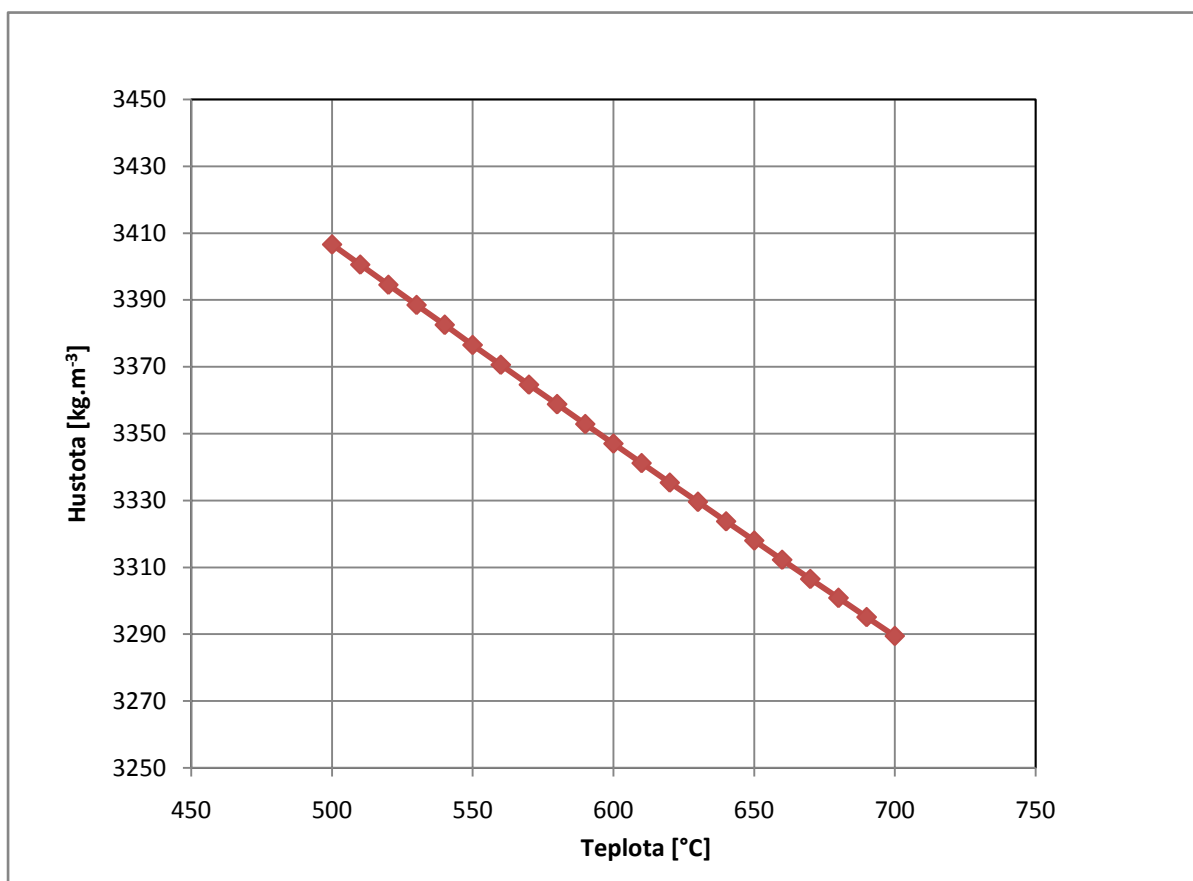
Fluoridová soľ	Mólové zloženie %	t [°C]	λ [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]
LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	71,7-16-12-0,3	566	1,19
		635	1,23
		705	1,19

Súčiniteľ objemovej rozťažnosti je uvedený v Tab.6. [21]

Tab. 6 Súčiniteľ objemovej rozťažnosti zmesi LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄

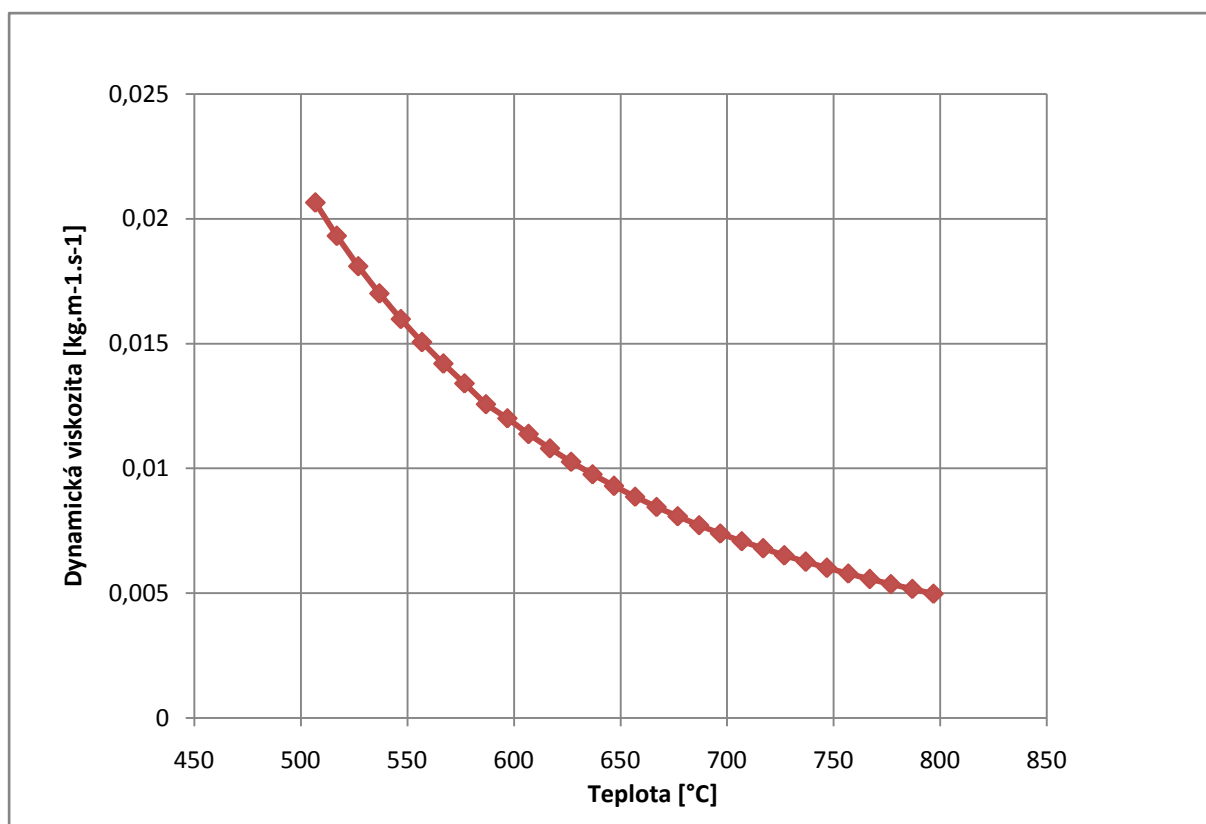
Fluoridová soľ	Mólové zloženie %	t [°C]	β [K ⁻¹]
LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	71,7-16-12-0,3	500 - 700	$1,78 \cdot 10^{-4}$

Hustota primárnej zmesi závislá na teplote soli bola určená extrapoláciou hodnoty 3318 kg.m⁻³ pre teplotu 650°C [21], pomocou hodnoty tepelnej rozťažnosti, ktorá má v rozmedzí teplôt 500 – 700 °C hodnotu $\beta=1,78 \cdot 10^{-4} \text{ K}^{-1}$. [21] Závislosť hustoty na teplote je znázornená na obr.8.



Obr. 8 Zmena hustoty zmesi LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ pri zmene teplôt

Hodnoty **Dynamickéj viskozity** boli určené pomocou zdroja. [21]



Obr. 9 Zmena dynamickej viskozity zmesi LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ pri zmene teplôt

4.3 Termofyzikálne vlastnosti zmesi soli NaF-NaBF₄ (8-92 % mol)

Zmes soli NaF-NaBF₄ je navrhovaná pre použitie v sekundárnom okruhu tepelného výmenníku. Účinný prierez pre záchyt neutrónov nie je pre túto soľ dôležitý, pretože soľ neprechádza aktívnou zónou.

Teplota tavenia tejto zmesi solí je $t=384^{\circ}\text{C}$. [20][21]

Tepelná závislosť **mernej tepelnej kapacity** sekundárnej soli sa vo väčšine zdrojov kvôli malým výchylkám hodnôt zanedbáva a jej hodnota potrebná pre výpočet tepelného výmenníku sa nachádza v Tab.7. [21]

Tab. 7 Merná tepelná kapacita zmesi NaF-NaBF₄

Fluoridová soľ	Mólové zloženie %	t [°C]	c _p [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Na-NaBF ₄	8-92	400 - 600	1510

Súčiniteľ tepelnej vodivosti pre sekundárnu zmes soli je uvedená v Tab. 8 [21]

Tab. 8 Súčiniteľ tepelnej vodivosti zmesi NaF-NaBF₄

Fluoridová soľ	Mólové zloženie %	t [°C]	λ [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]
Na-NaBF ₄	8-92	454	0,45
		538	0,398
		621	0,398

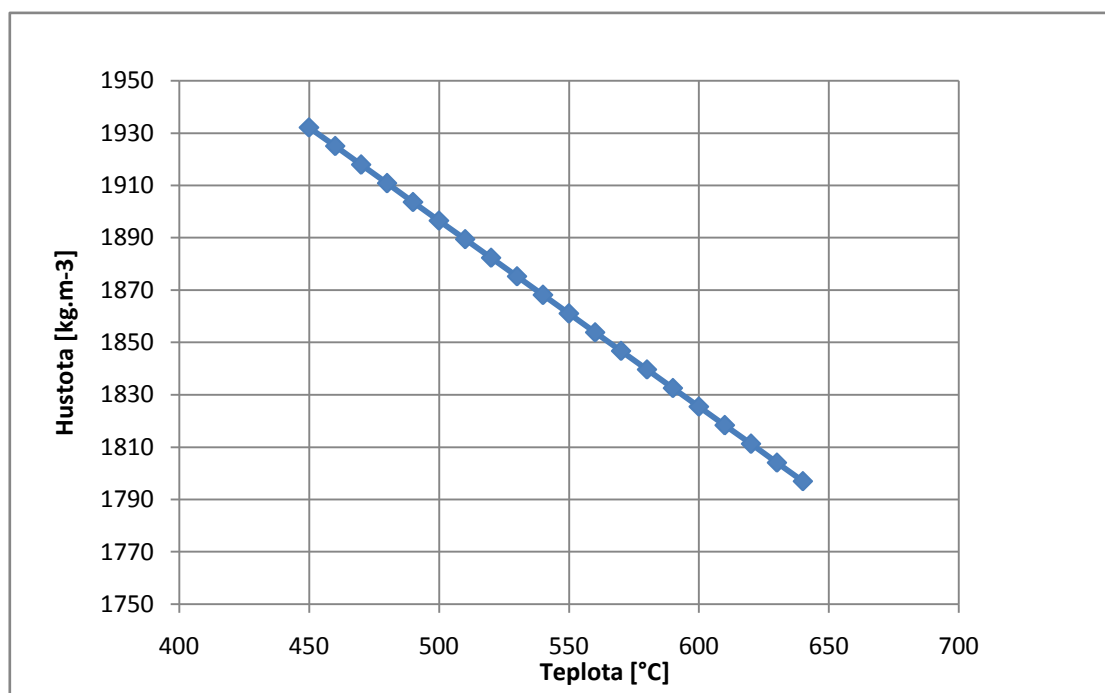
Súčiniteľ objemovej rozťažnosti je uvedený v Tab. 9. [21]

Tab. 9 Súčiniteľ objemovej rozťažnosti zmesi NaF-NaBF₄

Fluoridová soľ	Mólové zloženie	t [°C]	β [K ⁻¹]
Na-NaBF ₄	8-92	400 - 600	3,12.10 ⁻⁴

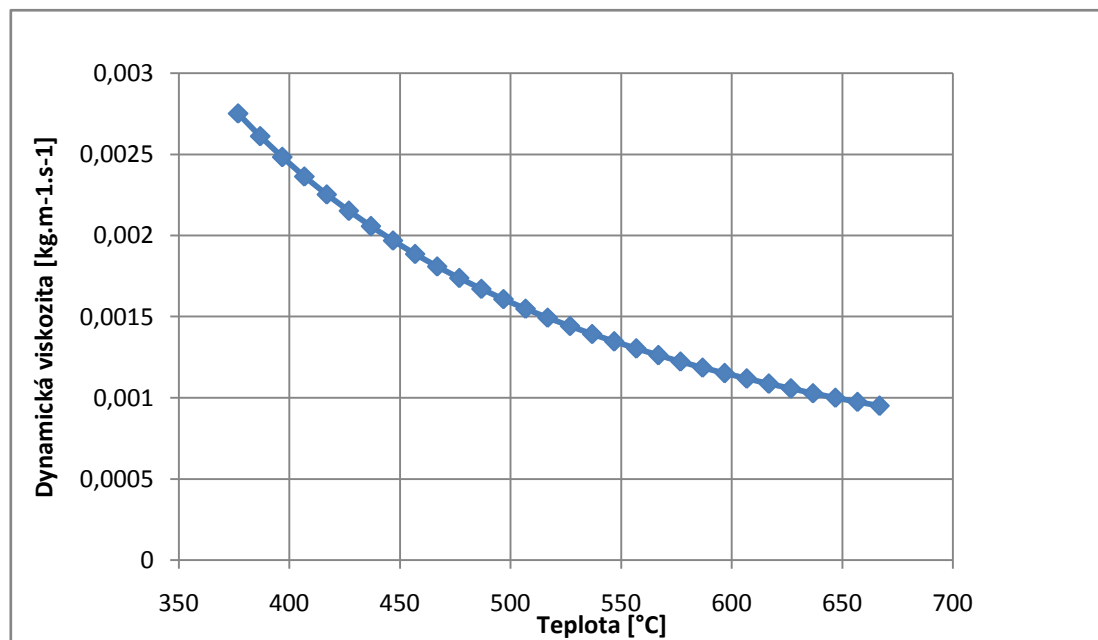
Hustota sekundárnej zmesi závislá na teplote soli bola určená pomocou vzťahu (4.1.) [22] a jej hodnoty sú zrejmé z obr. 10.

$$\rho = 2446,3 - (0,711 \cdot T) \quad (4.1)$$



Obr. 10 Zobrazenie zmeny hustoty zmesi NaF-NaBF₄ v závislosti na zmene teploty

Hodnoty **Dynamickej viskozity** sekundárnej zmesi solí boli určené pre teploty v rozmedzí 370 – 670 °C pomocou zdroja. [22]



Obr. 11 Dynamická viskozita zmesi NaF-NaBF₄ v závislosti na zmene teploty

4.4 Výpočtové teploty

Pre potreby výpočtu tepelného výmenníku je za potreby poznať presné hodnoty daných termofyzikálnych vlastností solí primárneho ako aj sekundárneho okruhu. Hodnoty potrebné k výpočtu sú uvedené v Tab.10.

Tab. 10 Termofyzikálne hodnoty oboch solí pre konkrétne stredné teploty prúdov

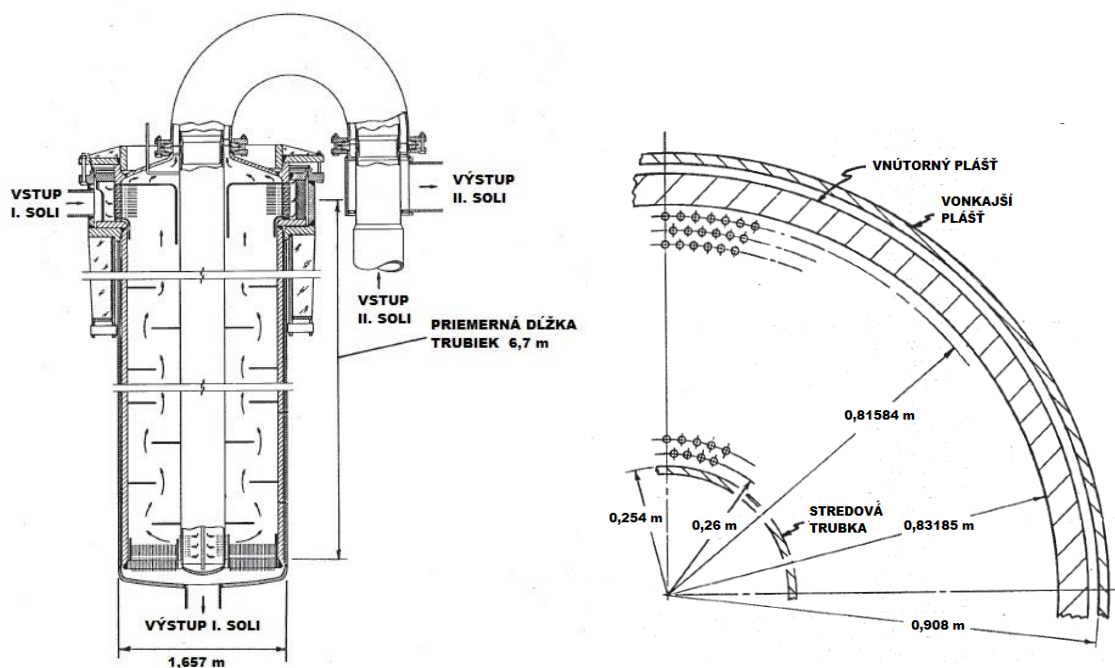
Veličina a jej rozmer	Primárna soľ 71,7LiF-16BeF₂-12ThF₄-0,3UF₄ (661 °C)	Sekundárna soľ 92NaBF₄-9NaF (552 °C)
Teplota tavenia T [°C]	449	284
Hustota ρ [kg m ⁻³]	3312	1859
Merná tepelná kapacita c _p [J kg ⁻¹ K ⁻¹]	1340	1510
Dynamická viskozita η [Pa s ⁻¹]	8,9693.10 ⁻³	1,3222.10 ⁻³
Kinematická viskozita γ pre T [m ² s ⁻¹]	2,6249.10 ⁻⁶	7,1125.10 ⁻⁷
Tepelná vodivosť λ [W m ⁻¹ K ⁻¹]	1,23	0,398

5 Výpočet tepelného výmenníka tepla

Táto časť diplomovej práce uvádza postup a vzťahy potrebné k výpočtu výmenníka tepla so skrutkovicovými prepážkami. Je rozdelená do viacerých častí, ktoré pojednávajú o výpočte súčiniteľa prestupu tepla v trubkovom a medzitrubkovom priestore a výpočte veľkosti teplovýmennej plochy. Výpočtové vzťahy pre výpočet tepelného výmenníka boli prezvané z publikácie [26] a bolo pri nich zachované označovanie veličín a ich symbolov podľa autora publikácie.

5.1 Návrh rozmerov tepelného výmenníka

Pre prvotný návrh rozmerov tepelného výmenníka bol použitý referenčný tepelný výmenník navrhnutý v U.S.A v 70. rokoch pre použitie s reaktorom MSBR s tepelným výkonom 563MW, popísaný v publikácií [27]. Z tohto návrhu boli vybrané a pre náš prípad upravené hodnoty priemerov teplonosných trubiek, ich dĺžky, počet a tvar. Taktiež boli prevzaté a upravené priemery plášťa výmenníka a stredovej trubky. Základná schéma tohto výmenníka je zobrazené na obr. 12. Výhodou tohto konštrukčného riešenia je fakt, že teplonosné trubky sú ohnuté do tvaru L, ktorý umožňuje kompenzovať tepelné dilatácie trubiek.



Obr. 12 Základné rozmery a usporiadanie trubiek v tepelnom výmenníku 563 MW.

5.2 Základné rovnice výmeny tepla

V tejto časti kapitoly sú popísané základné rovnice výmeny tepla, ktoré sú rozdelené podľa ich špecifikácie na niekoľko podkapitol.

5.2.1 Rovnice výkonových (tepelných) bilancií

Pri ustálenom stave sa musí v dôsledku splnenia zákona o zachovaní energie tepelný príkon privádzaný teplejšou látkou do výmenníka (Q_1) rovnať tepelnému výkonu prenášanému do chladnejšej pracovnej látky (Q_2), vrátane strát do okolí (Q_z) podľa vzťahu (5.1). [26]

$$Q_1 = Q_2 + Q_z \quad (5.1)$$

Vzhľadom k tomu, že straty Q_z u bežných veľkostí zaizolovaných prevádzkovaných výmenníkov neprekračujú hodnotu 5%, je možné pre zjednodušenie výpočtu tieto straty zanedbať a potom platí vzťah (5.2).

$$Q_1 = Q_2 = Q \quad (5.2)$$

kde Q je výkon výmeny tepla (tepelný výkon).

Pre jednotlivé prúdy (TP a MP) a za predpokladu, že teplejší prúd je v TP, potom bude platiť vzťah (5.3).

$$Q = m \cdot c_{p1} \cdot (T_{11} - T_{12}) = m \cdot c_{p2} \cdot (T_{22} - T_{21}) \quad (5.3)$$

5.2.2 Rovnica výmeny tepla

Pre celkový prenos tepla výkonu výmenníka (výkon výmeny tepla) platí rovnica výmeny tepla v tvare (5.4).

$$Q = A \cdot k \cdot \Delta \bar{T} \quad (5.4)$$

A je plocha výmeny tepla, k je súčiniteľ prestupu tepla a ΔT stredný teplotný rozdiel.

Rovnicu (5.4) je možné rozpísať (za predpokladu, že teplejšia pracovná látka je v TP a nie je uvažované zanášanie) nasledujúcim spôsobom:

$$Q = A_1 \cdot \alpha_1 \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_{1s}) \quad (5.5)$$

$$Q = A_s \cdot \frac{\lambda_t}{s_t} \cdot (\bar{T}_{1s} - \bar{T}_{2s}) \quad (5.6)$$

$$Q = A_2 \cdot \alpha_2 \cdot (\bar{T}_{2s} - \bar{T}_2) \quad (5.7)$$

Úpravou sa dá získať vzťah:

$$Q \cdot \left(\frac{1}{A_1 \cdot \alpha_1} + \frac{1}{A_s \frac{\lambda_t}{s_t}} + \frac{1}{A_2 \cdot \alpha_2} \right) = \bar{T}_1 - \bar{T}_2 \quad (5.8)$$

Ak vzťahneme výmenu tepla na plochu A_2 , bude platiť vzťah:

$$Q = A_2 \cdot \frac{1}{\frac{A_2}{A_1} \cdot \frac{1}{\alpha_1} + \frac{A_2}{A_s} \cdot \frac{s_t}{\lambda_t} + \frac{1}{\alpha_2}} \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_2) \quad (5.9)$$

5.2.3 Súčiniteľ prestupu tepla

Súčiniteľ prestupu tepla má podľa rovnice (5.9) tvar:

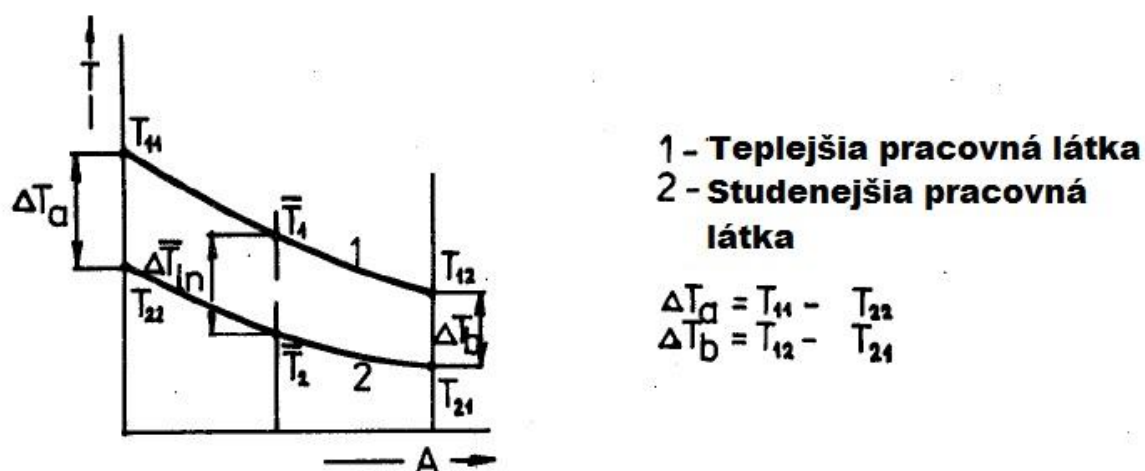
$$k = \frac{1}{\frac{A_2}{A_1} \cdot \frac{1}{\alpha_1} + \frac{A_2}{A_s} \cdot \frac{s_t}{\lambda_t} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad (5.10)$$

U trubkových výmenníkov tepla s hladkými trúbkami je možné vzťah (5.10) previesť na tvar:

$$k = \frac{1}{\frac{d_2}{d_1} \cdot \frac{1}{\alpha_1} + \frac{d_2}{2\lambda_t} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad (5.11)$$

5.2.4 Teplotný profil pracovných látok pri ich prietoku výmenníkom, stredný logaritmický teplotný rozdiel

Pri prietoku pracovnej látky výmenníkom s jedným chodom v TP i MP dochádza k plynulej zmene ich teplôt pozdĺž plôch výmeny tepla, pričom krivka tohto priebehu je v skutočnosti krivkou logaritmickou. Na obr.13 sú znázornené krivky priebehu teplôt oboch pracovných látok vo výmenníku. Rozdiel medzi ich strednými hodnotami je možné definovať ako stredný logaritmický teplotný rozdiel pracovných látok vo výmenníku tepla ΔT_{ln} .



Obr. 13 Stredný logaritmický teplotný rozdiel pracovných látok

U protiprúdového výmenníka tepla je možné stredný logaritmický teplotný rozdiel vypočítať zo vzťahu (5.5).

$$\Delta T_{ln} = \frac{\Delta T_{max} - \Delta T_{min}}{\ln \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_{min}}} \quad (5.12)$$

resp.

$$\Delta T_{ln} = \frac{\Delta T_b - \Delta T_a}{\ln \frac{\Delta T_b}{\Delta T_a}} \quad (5.13)$$

5.3 Výpočet teplôt potrebných k výpočtu

Zadané hodnoty:

Výkon:

$Q=570$ MW

Maximálna vstupná teplota TP: $T_{11}=720\text{ }^{\circ}\text{C}$

Volené hodnoty:

Minimálna vstupná teplota MP: $T_{21}=485\text{ }^{\circ}\text{C}$ – volená ako teplota tavenia sekundárnej soli + $100\text{ }^{\circ}\text{C}$

Hmotnostný prietok soli v TP: $\dot{m}_1=3600\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$

Hmotnostný prietok soli v MP: $\dot{m}_2=2800\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$

Výstupná teplota prúdu v TP zo vzťahu (5.3):

$$T_{12} = T_{11} - \frac{Q}{\dot{m} \cdot c_{p1}} \quad (5.14)$$

$$T_{12} = 720 - \frac{5,7 \cdot 10^8}{3600 \cdot 1340}$$

$$T_{12} = 601,8\text{ }^{\circ}\text{C}$$

Výstupná teplota prúdu v MP zo vzťahu (5.3):

$$T_{22} = \frac{Q}{\dot{m} \cdot c_{p2}} + T_{21} \quad (5.15)$$

$$T_{22} = \frac{5,7 \cdot 10^8}{2800 \cdot 1510} + 485$$

$$T_{22} = 619,8\text{ }^{\circ}\text{C}$$

Rozdiel teplôt vstupných a výstupných teplôt prúdov na oboch stranách vstupov média do výmenníka (obr.13)

$$\Delta T_a = T_{11} - T_{22} \quad (5.16)$$

$$\Delta T_a = 720 - 619,8$$

$$\Delta T_a = 100,2\text{ }^{\circ}\text{C}$$

$$\Delta T_b = T_{12} - T_{21} \quad (5.17)$$

$$\Delta T_b = 601,8 - 485$$

$$\Delta T_b = 116,8^\circ\text{C}$$

Výpočet strednej teploty pre TP prúd:

$$\bar{T}_1 = \frac{T_{11} + T_{12}}{2} \quad (5.18)$$

$$\bar{T}_1 = \frac{720 + 601,8}{2}$$

$$\bar{T}_1 = 660,9^\circ\text{C}$$

Výpočet strednej teploty pre MP prúd:

$$\bar{T}_2 = \frac{T_{22} + T_{21}}{2} \quad (5.19)$$

$$\bar{T}_2 = \frac{619,8 + 485}{2}$$

$$\bar{T}_2 = 552,4^\circ\text{C}$$

Výpočet stredného logaritmického teplotného rozdielu prúdov zo vzťahu (5.13)

$$\Delta T_{\ln} = \frac{\Delta T_b - \Delta T_a}{\ln \frac{\Delta T_b}{\Delta T_a}}$$

$$\Delta T_{\ln} = \frac{116,8 - 100,2}{\ln \frac{116,8}{100,2}}$$

$$\Delta T_{\ln} = 108,3^\circ\text{C}$$

5.4 Výpočet súčiniteľa prestupu tepla v trubkovom priestore

Navrhované rozmery trubiek:

Vnútorňy priemer trubiek: $d_1=0,01$ m

Dĺžka trubiek: $l_t=6,7$ m

Počet trubiek: $n_t=5549$ ks

Počet chodov: $n_{CH1}=1$

Prestup tepla v trubkovom priestore (TP) trubkového výmenníka tepla sa deje výhradne nútenou konvekciou a je obyčajne vyjadrená rovnicou bezrozmerných podobnostných kritérií.

V najobecnejšej podobe má táto rovnica tvar:

$$Nu_1 = f(Re_1, Pr_1, y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (5.20)$$

kde y_i ($i=1, 2, \dots, n$) predstavujú opravné súčinitele (korekčných faktorov).

Nusseltovo číslo:

$$Nu_1 = \frac{\alpha_1 \cdot d_1}{\lambda_1} \quad (5.21)$$

Výpočet Reynoldsovo čísla:

$$Re_1 = \frac{u_1 \cdot d_1}{\nu_1} \quad (5.22)$$

$$Re_1 = \frac{2,49 \cdot 0,01}{2,62 \cdot 10^{-6}}$$

$$Re_1 = 9502,17$$

Rýchlosť pracovnej látky v TP:

$$u_1 = \frac{m_1}{\rho_1 \cdot S_1} \quad (5.23)$$

$$u_1 = \frac{3600}{3311,72 \cdot 0,4358}$$

$$u_1 = 2,49 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Celkový prietokový prierez v TP:

$$S_1 = \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} \cdot \frac{n_t}{n_{CH1}} \quad (5.24)$$

$$S_1 = \frac{3,14159 \cdot 0,01^2}{4} \cdot \frac{5549}{1}$$

$$S_1 = 0,4358 \text{ m}^2$$

Výpočet Prandtlovoho čísla:

$$\text{Pr}_1 = \frac{c_{p1} \cdot \eta_1}{\lambda_1} \quad (5.25)$$

$$\text{Pr}_1 = \frac{1340 \cdot 8,693 \cdot 10^{-3}}{1,19}$$

$$\text{Pr}_1 = 9,79$$

Hodnota Reynoldsovho čísla pre trubkový priestor $\text{Re}_1=9502,17$ nám udáva, že sa jedná o prechodové a turbulentné prúdenie (podmienka $\text{Re}_1 > 2320$). Pre výpočet súčiniteľa prestupu tepla sú použité vzťahy z publikácie [26] pre výpočet súčiniteľa prestupu tepla pri prechodovom a turbulentnom prúdení.

5.4.1 Výpočet súčiniteľa prestupu tepla pri prechodovom a turbulentnom prúdení

Pre prechodové a turbulentné prúdenie ($\text{Re} > 2320$) v trubke kruhového prierezu nám najviac vyhovuje Gnielinského vzťah v tvare:

Výpočet Gnielinského vzťahu:

$$\text{Nu}_1 = \frac{x_5 \cdot (\text{Re}_1 - 1000) \cdot \text{Pr}_1}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{x_5} \cdot (\text{Pr}_1^{2/3} - 1)} \cdot (1 + y_1^{2/3}) \cdot y_2 \quad (5.26)$$

$$Nu_1 = \frac{3,986 \cdot 10^{-3} \cdot (9502,17 - 1000) \cdot 9,79}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{3,986 \cdot 10^{-3} \cdot (9,79^{2/3} - 1)}} \cdot [1 + (1,428 \cdot 10^{-3})^{2/3}] \cdot 1,031$$

$$Nu_1 = 89,55$$

kde:

$$x_5 = \frac{1}{8} \cdot (1,82 \cdot \log Re_1 - 1,64)^{-2} \quad (5.27)$$

$$x_5 = \frac{1}{8} \cdot (1,82 \cdot \log 9502,17 - 1,64)^{-2}$$

$$x_5 = 3,986 \cdot 10^{-3}$$

Výpočet korekčného faktoru y_1 :

$$y_1 = \frac{d_1}{l_t} \quad (5.28)$$

$$y_1 = \frac{0,01}{7}$$

$$y_1 = 1,428 \cdot 10^{-3}$$

Výpočet korekčného faktoru y_2 :

kde $a=0,11$

$$y_2 = \left(\frac{Pr_1}{Pr_{1s}} \right)^a \quad (5.29)$$

$$y_2 = \left(\frac{9,79}{12,89} \right)^{0,11}$$

$$y_2 = 1,031$$

Ak máme hodnotu Gnielinského vzťahu vypočítanú, môžeme prejsť k výpočtu súčiniteľa prestupu tepla pre TP pomocou Nuseltovho čísla určeného vzťahom (5.21).

Výpočet súčiniteľa prestupu tepla v TP:

$$\alpha_1 = \frac{Nu_1 \cdot \lambda_1}{d_1} \quad (5.30)$$

$$\alpha_1 = \frac{89,55 \cdot 1,19}{0,01}$$

$$\alpha_1 = 10656,86 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$$

5.5 Výpočet súčiniteľa prestupu tepla v medzitrubkovom priestore

Podobne, ako u TP platí aj tu všeobecná rovnica pre nútené prúdenie zostavená z bezrozmerných podobnostných kritérií v tvare:

$$Nu_2 = f(Re_2, Pr_2, y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (5.20)$$

S tým, že jednotlivé výrazy podobnostných čísel sa líšia podľa toho, ako sú trubky vo zväzku MP obtekané, resp. akých prepážkových systémov je na podoprenie trubkového zväzku použité. Korekčné faktory y_n tu nadobúdajú (na rozdiel od TP) na značnom význame a v niektorých prípadoch môžu výrazne ovplyvniť veľkosť skutočného súčiniteľa prestupu tepla. Je ich podstatne viac než v prípade TP.

Trubkové zväzky v MP trubkových výmenníkoch tepla môžu byť obtekané:

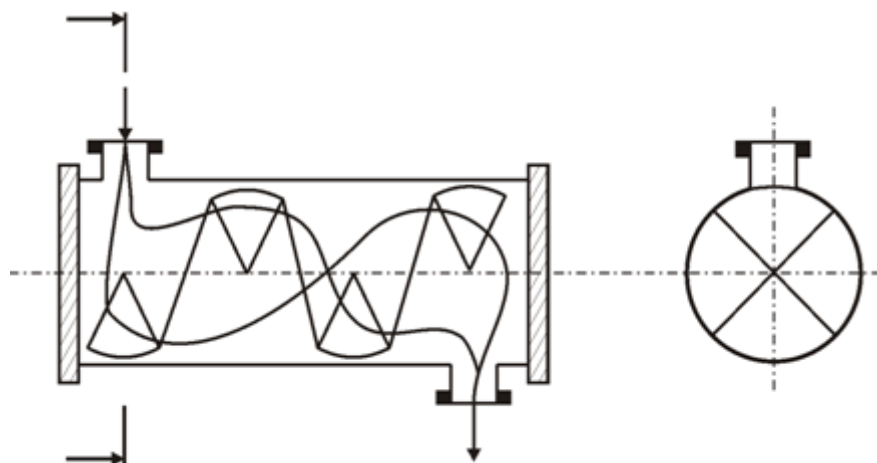
- pozdĺžne (zväzok je bez prepážok alebo s tyčovými prepážkami),
- priečne (segmentové prepážky),
- šikmo resp. skrutkovicovo (skrutkovicové prepážky) .

V žiadnom z týchto prípadov nejde čisto o jeden druh obtekania trubiek, ale iba o druh prevažujúci. Napríklad pri pozdĺžnom prúdení sú miesta pod vstupným a výstupným hrdlom obtekaná priečne a naopak u priečneho prúdenia sú miesta vo výrezoch prepážok obtekané pozdĺžne.

Zo zadania vyplýva, že výpočet výmenníka tepla má mať skrutkovicovo obtekaný prepážkový systém typu Helix.

5.5.1 Súčiniteľ prestupu tepla pri skrutkovicovom obtekaní trubiek

K šikmému, respektíve skrutkovicovému obtekaníu trubiek dochádza pri použití prepážkových systémov skrutkovicových, ktorý je zobrazený na obr.14.



Obr. 14 Tepelný výmenník so skrutkovicovým prepážkovým systémom

Existujú v podstate dve varianty vyhotovenia tohto systému a to:

- So stredovou trubkou,
- Bez stredovej trubky.

Prednostne sa používajú zväzky so skrutkovicovými prepážkami bez stredovej trubky. Prevedenie so stredovou rúrkou sa využíva iba v prípadoch malého uhla nábehu (5° až 10°), alebo podľa požiadavky konštrukčného riešenia. Výmenníky môžu byť v MP:

- jednochodové;
- dvoj a viac chodové (utesnené alebo neutesnené).

Zvláštnym charakteristickým rysom týchto systémov je enormný nárast súčiniteľa prestupu tepla, ktorý sa prejavuje pri uhloch sklonu resp. stúpaní skrutkovice $\varphi_s=40^\circ$.

5.5.2 Výpočet súčiniteľa prestupu tepla pri skrutkovicovom prepážkovom systéme s jedným chodom v MP so stredovou trubkou.

Navrhované rozmery:

Vonkajší priemer trubiek:	$d_1=0,0118$ m
Vnútorý priemer plášťa výmenníka:	$D_1=1,6637$ m
Vonkajší priemer stredovej trubky:	$D_{mt}=0,508$ m
Hrúbka prepážky:	$s_p=0,02$ m
Radiálny rozstup trubiek:	$t_{t1}=0,0182118$ m

Obvodový rozstup trubiek: $t_{t2}=0,009525 \text{ m}$

Stúpanie skrutkovice: $\varphi=40^\circ$

Obecnou rovnicou (5.20) je možné vyjadriť pre daný prípad vzťahom:

$$Nu_2 = 0,62 \cdot \left[0,3 + \sqrt{Nu_{lan}^2 + Nu_{urb}^2} \right] \cdot y_2 \cdot y_3 \cdot y_4 \cdot y_7 \cdot y_8 \cdot y_9 \cdot y_{10} \quad (5.31)$$

Kde:

$$Nu_2 = \frac{\alpha_2 \cdot l}{\lambda_2} \quad (5.32)$$

Výpočet dĺžky prúdnice l:

$$l = \frac{\pi \cdot d_2}{2} \quad (5.33)$$

$$l = \frac{3,14159 \cdot 0,0118}{2}$$

$$l = 1,853 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

Výpočet Reinoldsovho čísla:

$$Re_2 = \frac{u_2 \cdot l}{\nu_2} \quad (5.34)$$

$$Re_2 = \frac{0,8098 \cdot (1,853 \cdot 10^{-2})}{7,1125 \cdot 10^{-7}}$$

$$Re_2 = 21076,21$$

Kde rýchlosť pracovnej látky je daná vzťahom:

$$u_2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{\dot{m}_2}{S_{2N} \cdot \rho \cdot \psi} \quad (5.35)$$

$$u_2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{2800}{2,5192 \cdot 1859 \cdot 0,3695}$$

$$u_2 = 0,8098 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Veľkosť nezaplneného priestoru na jednom stúpaní skrutkovice H_S je daná vzťahom:

$$S_{2N} = \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_s} \right) \cdot \left(\frac{D_1}{2} - \frac{D_{mt}}{2} \right) \quad (5.36)$$

$$S_{2N} = \left(4,3859 - \frac{0,02}{\cos 40} \right) \cdot \left(\frac{1,6637}{2} - \frac{0,508}{2} \right)$$

$$S_{2N} = 2,519 \text{ m}^2$$

Stúpanie skrutkovice:

$$H_S = \pi \cdot D_1 \cdot \text{tg} \varphi_s \quad (5.37)$$

$$H_S = 3,14159 \cdot 1,6637 \cdot 0,8391$$

$$H_S = 4,3859 \text{ m}$$

Medzerovitost' trubkového zväzku:

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6} \quad \text{pre} \quad x_7 \geq 1 \quad (5.38)$$

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6 \cdot x_7} \quad \text{pre} \quad x_7 < 1 \quad (5.39)$$

$$\psi = 1 - \frac{3,14159}{4 \cdot 1,5434 \cdot 0,8072}$$

$$\psi = 0,3695$$

Pre x_6 a x_7 platí:

$$x_6 = \frac{t_{i1}}{d_2} \quad (5.40)$$

$$x_6 = \frac{0,0182118}{0,0118}$$

$$x_6 = 1,5434$$

$$x_7 = \frac{t_{i2}}{d_2} \quad (5.41)$$

$$x_7 = \frac{0,009525}{0,0118}$$

$$x_7 = 0,8072$$

Kde t_{11} predstavuje priečnu a t_{12} predstavuje pozdĺžnu rozteč trubiek s ohľadom na zmysel prúdenia pracovnej látky v MP.

Výpočet Prandtlovho čísla:

$$\text{Pr}_2 = \frac{c_{p2} \cdot \eta_2}{\lambda_2} \quad (5.42)$$

$$\text{Pr}_2 = \frac{1510 \cdot 1,3224 \cdot 10^{-3}}{0,45}$$

$$\text{Pr}_2 = 5,02$$

Výpočet Nu_{lam} :

$$Nu_{lam} = 0,664 \cdot \sqrt{\text{Re}_2} \cdot \sqrt[3]{\text{Pr}_2} \quad (5.43)$$

$$Nu_{lam} = 0,664 \cdot \sqrt{21076,21} \cdot \sqrt[3]{5,02}$$

$$Nu_{lam} = 165,03$$

Výpočet Nu_{turb} :

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 \cdot \text{Re}_2^{0,8} \cdot \text{Pr}_2}{1 + 2,443 \cdot \text{Re}_2^{-0,1} \cdot (\text{Pr}_2^{2/3} - 1)} \quad (5.44)$$

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 \cdot 21076,21^{0,8} \cdot 5,02}{1 + 2,443 \cdot 21076,21^{-0,1} \cdot (5,02^{2/3} - 1)}$$

$$Nu_{turb} = 71,96$$

Výpočet korekčných faktorov:

y_2 – zohľadňuje zmenu látkových vlastností v medznej vrstve vrátane vplyvu smeru tepelného toku. Platí vzťah:

$$y_2 = \left(\frac{Pr_2}{Pr_{2s}} \right)^a \quad (5.45)$$

$$y_2 = \left(\frac{5,02}{5,65} \right)^{0,25}$$

$$y_2 = 1,03005$$

Kde: $a=0,25$ pre smer tepelného toku do MP,

$a=0,11$ pre smer tepelného toku z MP.

y_3 – zohľadňuje prevod súčiniteľa prestupu tepla z rady na zväzok trubiek a platí nasledujúci vzťah (5.46), vrátane výrazu (5.41) potrebného pre určenie x_7 .

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot x_7} \quad (5.46)$$

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot 0,8072}$$

$$y_3 = 1,82589$$

y_4 – zohľadňuje nepriaznivý tvar teplotného profilu v prúde pracovnej látky pri laminárnom prúdení a platia nasledujúce vzťahy. Pre náš prípad nemá tento korekčný faktor uplatnenie, ale z dôvodu úplnosti výpočtu je nižšie uvedený.

$$y_4 = 1 \quad \text{pre} \quad Re_2 \geq 100 \quad (5.47)$$

y_7 – zohľadňuje vplyv obtokových prúdov medzi trubkovým zväzkom a plášťom výmenníka a platí vzťah:

$$y_7 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{S_{sS}}{S_{2Z}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n_{pt}^3 \cdot t_t}{n \cdot D_1}} \right) \right] \quad (5.48)$$

$$y_7 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{0,0558}{1,0888} \right]$$

$$y_7 = 0,93313$$

Kde: $n_{pt}=0$

$$c_1 = 1,5 \text{ pre } Re_2 < 100,$$

$$c_1 = 1,35 \text{ pre } Re_2 \geq 100.$$

Výpočet prietokového prierezu obtokového prúdu medzi jedným rozstupom prepážky v osi výmenníka, ktorý je daný vzťahom:

$$S_{sS} = \frac{1}{2} \cdot (D_1 - D_S - s_{tt}) \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) \quad (5.49)$$

$$S_{sS} = \frac{1}{2} \cdot (1,6637 - 1,63168 - 0,00641) \cdot \left(4,3859 - \frac{0,02}{\cos 40} \right)$$

$$S_{sS} = 0,0558 \text{ m}^2$$

Výpočet prietokového prierezu zaplneného priestoru medzi jedným rozstupom prepážky v osi výmenníka sa určí zo vzťahu:

$$S_{2Z} = \frac{1}{2} \cdot \left(s_{ts} + \sum \bar{s}_{tt} \right) \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) \quad (5.50)$$

$$S_{2Z} = \frac{1}{2} \cdot (0,03202 + 0,46752) \cdot \left(4,3859 - \frac{0,02}{\cos 40} \right)$$

$$S_{2Z} = 1,0888 \text{ m}^2$$

Kde:

$$\sum \bar{s}_{tt} = 0,46752 \text{ m}$$

Uvedené platí za predpokladu:

$$\frac{S_{sS}}{S_{2Z}} \leq 0,5 \quad \rightarrow \quad 0,051 \leq 0,5 \quad \text{Podmienka platí.}$$

y_8 – zohľadňuje vplyv neoprepážkovaného priestoru, ktorý má pre skrutkovicové prepážky tvar:

$$y_8 = \frac{\frac{l_{t0}}{H_s} + 2 \left[\frac{l_{tc} - l_{t0}}{2 \cdot H_s} \right]^{(1-a)}}{\frac{l_{tc}}{H_s}} \quad (5.51)$$

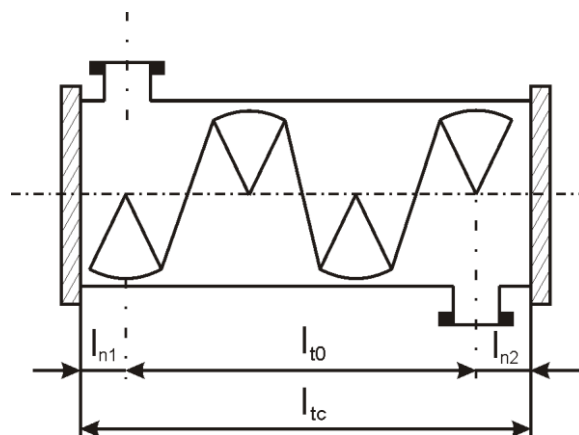
$$y_8 = \frac{\frac{5,482}{4,3859} + 2 \left[\frac{6,7 - 5,482}{2 \cdot 4,3859} \right]^{(1-0,6)}}{\frac{6,7}{4,3859}}$$

$$y_8 = 1,41253$$

kde: $a = 0,33$ pre $Re_2 \leq 100$,

$a = 0,6$ pre $Re_2 > 100$.

Činná dĺžka trubiek l_{tc} a oprepážkovaná dĺžka trubiek l_{t0} sú zrejme z obr.15.



Obr. 15 Činná a oprepážkovaná dĺžka trubiek

y_9 – opravný súčiniteľ na zmenu uhla nábehu, respektíve na zmenu uhla sklonu prepážok má tvar:

$$y_9 = 0,974 + 0,004415 \cdot \varphi_s - 0,0001786 \cdot \varphi_s^2 \quad (5.52)$$

$$y_9 = 0,86484$$

$$y_{10} = 1 + 0,6726 \cdot \exp \left[-0,01443 \cdot (\varphi_s - 42,59)^2 \right]$$

y_{10} - opravný súčiniteľ na anomálny nárast súčiniteľa prestupu tepla a je určený vzťahmi:

$$\begin{aligned} \text{pre } Re_2 \leq 100 \quad y_{10} &= 1 \\ \text{pre } Re_2 \geq 5000 \quad y_{10} &= 1 + 0,6726 \cdot \exp\left[-0,01443 \cdot (\varphi_s - 42,59)^2\right] \\ y_{10} &= 1,61055 \end{aligned} \quad (5.53)$$

V prípade, kedy Re_2 je väčšie než 100 a menšie než 5000 sa dá konštantu y_{10} získať interpoláciou medzi jednotlivými hodnotami v intervale $Re_2 \in (100;5000)$.

Po výpočte všetkých potrebných premenných môžeme pristúpiť k samotnému výpočtu súčiniteľa prestupu tepla α_2 , ktorý si odvodíme pomocou Nusseltovho vzťahu (5.32):

$$\begin{aligned} \alpha_2 &= \frac{Nu_2 \cdot \lambda_2}{l} \\ \alpha_2 &= \frac{386,06 \cdot 0,45}{1,853 \cdot 10^{-2}} \\ \alpha_2 &= 9372,84 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1} \end{aligned} \quad (5.54)$$

5.6 Výpočet veľkosti plochy prestupu tepla

Veľkosť plochy prestupu tepla sa určí pomocou súčiniteľa prestupu k úpravou vzťahu (5.4):

$$\begin{aligned} A_2 &= \frac{Q}{k \cdot \Delta T} \\ A_2 &= \frac{5,7 \cdot 10^8}{3841,48 \cdot 108,3} \\ A_2 &= 1369,74 \text{ m}^2 \end{aligned} \quad (5.55)$$

Kde: A_2 – je referenčná plocha výmeny tepla, ku ktorej je vzťahnutý súčiniteľ prestupu tepla k a odpovedá ploche A zo vzťahu (5.4).

k – súčiniteľ prestupu tepla vypočítaného pomocou vzťahu (5.11)

ΔT – stredný teplotný rozdiel. Pre náš prípad má hodnotu stredného logaritmickeho rozdielu teplôt ΔT_{\ln} vypočítaného pomocou vzťahu (5.13)

$$k = \frac{1}{\frac{d_2}{d_1} \cdot \frac{1}{\alpha_1} + \frac{d_2}{2\lambda_t} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\alpha_2}}$$

$$k = \frac{1}{\frac{0,0118}{0,01} \cdot \frac{1}{10656,86} + \frac{0,0118}{2 \cdot 22,8} \cdot \ln \frac{0,0118}{0,01} + \frac{1}{9372,84}}$$

$$k = 3842,48 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$$

Ďalšou možnosťou je určenie plochy prestupu tepla A_2 pomocou zadaných veľkostí priemerov, dĺžok a počtu trubiek geometrickým výpočtom podľa vzťahu:

$$A_{2_{geom}} = \pi \cdot d_2 \cdot l_{zc} \cdot n_t \quad (5.56)$$

$$A_{2_{geom}} = 3,14159 \cdot 0,0118 \cdot 6,7 \cdot 5549$$

$$A_{2_{geom}} = 1378,22 \text{ m}^2$$

Porovnanie vypočítaných veľkostí plôch:

$$A_2 = 1369,74 \text{ m}^2 \Leftrightarrow A_{2_{geom}} = 1378,22 \text{ m}^2$$

Rozdiel hodnôt vypočítaných plôch je $8,48 \text{ m}^2$, čo predstavuje prídavok $0,62\%$ plochy výmeny tepla. Táto hodnota prídavku teplovýmennej plochy má veľký význam v prípade vzniku trhliny v niektorých trubkách, kedy je možné tieto poškodené trubky zaslepiť a nemá to významný vplyv na funkčnosť výmenníka ako celku. Po prepočte veľkosti rozdielu plôch na počet trubiek vyšla hodnota 34 ks trubiek. Z toho vyplýva, že aj po zaslepení 34 ks teplovýmenných trubiek je výmenník schopný dosahovať požadovaného výkonu.

5.7 Kontrolný výpočet výmenníka pomocou metódy ε -NTU

Metoda ε -NTU:

Pri tejto metóde sa stanoví pomer tepelných kapacít oboch prúdov a počet prevodových jednotiek NTU (Number of Transfer Units). Z tohto vzorca dostávame účinnosť výmenníka, ktorú prenásobíme rovnicou pre výpočet výkonu výmenníka.

Tepelnú kapacitu obidvoch prúdov určíme pomocou vzťahov:

$$W = \dot{m} \cdot c_p \quad (5.57)$$

$$W_{TP} = \dot{m}_1 \cdot c_{p1} = 3600 \cdot 1340 = 4824000 \text{ W / K} \quad \Rightarrow W_{\max}$$

$$W_{MP} = \dot{m}_2 \cdot c_{p2} = 2800 \cdot 1510 = 4228000 \text{ W / K} \quad \Rightarrow W_{\min}$$

Pomer tepelných kapacít určíme zo vzťahu:

$$C = \frac{W_{\min}}{W_{\max}} = \frac{4228000}{4824000} = 0,8765 \quad (5.58)$$

Počet prevodových jednotiek NTU:

$$NTU = \frac{k \cdot A}{W_{\min}} = \frac{3842,48 \cdot 1369,74}{4228000} = 1,2448 \quad (5.59)$$

Účinnosť výmenníka s protiprúdom vyjadríme zo vzťahu:

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1-C)}}{1 - C \cdot e^{-NTU \cdot (1-C)}} \quad (5.60)$$

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-1,2448(1-0,8765)}}{1 - 0,9765 \cdot e^{-1,2448(1-0,8765)}}$$

$$\varepsilon = 0,574$$

Tepelný výkon výmenníka určíme podľa vzťahu:

$$Q = \varepsilon \cdot W_{\min} \cdot (T_{11} - T_{21}) \quad (5.61)$$

$$Q = 0,574 \cdot 4228000 \cdot (720 - 485)$$

$$Q = 5700000000 \text{ W}$$

Tepelné výkony výmenníka vypočítané pomocou metódy ϵ -NTU sú totožné so zadaným výkonom výmenníka, čo nám dáva jasnú odpoveď o správnosti prevádzaného výpočtu.

6 Výpočet tlakových strát vo výmenníku

Rovnako ako v predchádzajúcej časti, týkajúcej sa súčiniteľa prestupu tepla, budú v tejto časti uvedené vybrané vzťahy pre výpočet tlakových strát v trubkovom a medzitrubkovom priestore výmenníka tepla so skrutkovicovými prepážkami. Tlakové straty sú taktiež ako výpočet výmenníka v kapitole 5 počítane zo vzťahov nachádzajúcich sa v publikácii [26].

6.1 Výpočet tlakových strát v trubkovom priestore

V zmysle obecnej rovnice sú tlakové straty v TP dané vzťahom:

$$\Delta p_{z1} = \Delta p_{t1} + \Delta p_{m1} \quad (6.1)$$

Kde: Δp_{t1} sú tlakové straty vyvolané trením,

Δp_{m1} sú tlakové straty miestne, vyvolané miestnymi odpormi.

Do tlakových strát miestnych v TP sa nezahrňujú straty vo vstupnom a výstupnom hrdle, nakoľko veľkosť hrdiel sa riadi priemerom potrubia a straty v hrdlách sa preto spravidla započítavajú do strát v potrubí. Pre úplnosť sa dá uviesť vzťah pre výpočet týchto strát (u oboch hrdiel dohromady):

$$\Delta p_{h1} = \xi_{13} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_{h1}^2}{2} \quad (6.2)$$

Kde: $\xi_{13} = 2$ pre $Re_{h1} \leq 2320$,

$\xi_{13} = 1,4$ pre $Re_{h1} > 2320$.

Termofyzikálne vlastnosti pracovných látok sú opäť vzťahnuté k strednej teplote prúdu pracovnej látky \bar{T} , v niektorých prípadoch potom k strednej teplote na stene trubky TP \bar{T}_{1s}

6.1.1 Výpočet tlakových strát trením

Vzťah pre výpočet tlakových strát trením v trubkách kruhového prierezu má tvar:

$$\Delta p_{t1} = \lambda_{11} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1}{2} \cdot n_{CH1} \cdot z_1 \cdot z_2 \quad (6.3)$$

$$\Delta p_{t1} = 0,0314 \cdot \frac{3311,73 \cdot 2,49}{2} \cdot 1 \cdot 700 \cdot 1,0685$$

$$\Delta p_{t1} = 242264,89 \text{ Pa}$$

Kde λ_{11} je stratový súčiniteľ, pre ktorý platí:

pre: $Re > 2320$

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{Re_1} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^2} \right]^{\frac{1}{12}} \quad (6.4)$$

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{9502,17} \right)^{12} + \frac{1}{(1,765 \cdot 10^{19} + 3,507 \cdot 10^9)^2} \right]^{\frac{1}{12}}$$

$$\lambda_{11} = 0,0314$$

Reynoldsovo kritérium je dané vzťahom (5.22), rýchlosť pracovnej látky v trubke je určená vzťahom (5.23) a prietokový prierez v TP je daný vzťahom (5.24). Substitučné faktory x_9 a x_{10} určíme podľa nasledujúcich vzťahov:

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{Re_1} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot k_{r1}} \right] \right\}^{16} \quad (6.5)$$

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{9502,17} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot 0} \right] \right\}^{16}$$

$$x_9 = 1,756 \cdot 10^{19}$$

$$x_{10} = \left(\frac{37530}{Re_1} \right)^{16} \quad (6.6)$$

$$x_{10} = \left(\frac{37530}{9502,17} \right)^{16}$$

$$x_{10} = 3,507 \cdot 10^9$$

Pre relatívnu drsnosť steny trubky platí:

$$k_{r1} = \frac{k}{d_1} \quad (6.7)$$

$$k_{r1} = 0$$

Kde: k - stredná absolútna drsnosť steny. Pre náš prípad volíme hodnotu strednej absolútnej drsnosti steny $k = 0$, z dôvodu absencie tejto hodnoty vo všetkých vyššie spomínaných publikáciách. Meranie absolútnej strednej drsnosti steny trubiek vyrobených z materiálu MONICR do dnešných dní nebolo realizované.

Výpočet korekčného faktora z_1 je dané vzťahom:

$$z_1 = \frac{l_t}{d_1} \quad (6.8)$$

$$z_1 = 700$$

Výpočet korekčného faktora z_2 je daný vzťahom (6.9) a zohľadňuje zmenu dynamickej viskozity v medznej vrstve s ohľadom na smer tepelného toku.

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{1s}}{\eta_1} \right)^a \quad (6.9)$$

$$z_2 = 1,0684$$

Kde: pre $Re > 2320$ $a=0,24$ – pre smer toku z TP

$a=0,14$ - pre smer toku z MP

6.1.2 Výpočet miestnych tlakových strát

Tlakové straty miestne pozostávajú z tlakovej straty na vstupe a výstupe pracovnej látky z trubiek trubkového zväzku a tlakové straty ohybom prúdu pracovnej látky v komorách TVT, ak je jeho TP dvoj alebo viac chodový. V danom prípade je pre ich výpočet použitý vzťah:

$$\Delta p_{m1} = [\xi_{11} \cdot n_{CH1} + \xi_{12} \cdot (n_{CH1} - 1)] \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \quad (6.10)$$

$$\Delta p_{m1} = [0,7 \cdot 1 + 0,4 \cdot (1 - 1)] \cdot \frac{3311,72 \cdot 2,49^2}{2}$$

$$\Delta p_{m1} = 7211,23 \text{ Pa}$$

Kde: $\xi_{11} = 0,7$ je stratový súčiniteľ miestnych odporov pre vstup a výstup z trubiek trubkového zväzku,

$\xi_{12} = 0,4$ je stratový súčiniteľ miestneho odporu pre ohyb prúdu v komore.

Rýchlosť u_1 a jej odpovedajúci prietokový prierez S_1 sú dané vzťahmi (5.23) resp. (5.24).

6.1.3 Výpočet celkových tlakových strát v trubkovom priestore

Po výpočte tlakových strát trením a tlakových strát miestnych je možné pomocou vzťahu (6.1) vypočítať celkové tlakové straty v trubkovom priestore.

$$\Delta p_{z1} = \Delta p_{t1} + \Delta p_{m1} \quad (6.1)$$

$$\Delta p_{z1} = 242264,89 + 7211,23$$

$$\Delta p_{z1} = 249476,12 \text{ Pa}$$

6.2 Výpočet tlakových strát v medzitrubkovom priestore pri skrutkovicovom obtekaní trubiek

Podobne ako v prípade TP, je možnosť použiť obecnú rovnicu v tvare pre tlakové straty v MP.

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} + \Delta p_{m2} \quad (6.11)$$

Kde: Δp_{t2} sú tlakové straty vyvolané trením a

Δp_{m2} sú tlakové straty vyvolané miestnymi odpormi.

Na strane MP sú (mimo použitia tyčového prepážkového systému) miestnymi odpormi iba odpory na vstupe a výstupe z MP, to jest v hrdlách MP. Platí teda tiež to, čo v prípade TP. To znamená, že straty spôsobené týmito odpormi sa započítavajú do strát v potrubí. Tlakové straty v MP budú teda rovné iba stratám, ktoré sú vyvolané trením, takže môžeme napísať vzťah:

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} \quad (6.12)$$

Určovací teplota pre stanovenie termofyzikálnych vlastností pracovnej látky v MP je stredná teplota prúdu pracovnej látky \bar{T}_2 , v niektorých prípadoch stredná teplota na stene trubky \bar{T}_{2s} .

Rovnicu (6.12) môžeme prepísať do tvaru:

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} = \Delta p_{t0} + \Delta p_m \quad (6.13)$$

Kde: Δp_{t0} sú tlakové straty trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v oprepážkovanom priestore,

Δp_{tn} sú tlakové straty trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v neoprepážkovanom priestore zväzku.

6.2.1 Výpočet tlakových strát trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v oprepážkovanom priestore

V oprepážkovanom priestore platí:

$$\Delta p_{t0} = \Delta p_{t0}^1 \cdot \frac{l_{t0}}{H_s} \quad (6.14)$$

$$\Delta p_{t0} = 22001,07 \cdot \frac{5,482}{4,385}$$

$$\Delta p_{t0} = 27501,34 \text{ Pa}$$

Kde:

$$\Delta p_{t0}^1 = 2 \cdot \lambda_{22} \cdot n_r^1 \cdot \rho_2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_6 \cdot z_7 \quad (6.15)$$

$$\Delta p_{to}^1 = 2.0,078.216,23.1859,33 \cdot 0,9808 \cdot 0,8272 \cdot 0,1973 \cdot 3,3326$$

$$\Delta p_{to}^1 = 220001,07 \text{ Pa}$$

λ_{22} je stratový súčiniteľ priečného obtekania trubiek a platí pre neho vzťah:

$$\lambda_{22} = c_1 \cdot \left(\frac{1,33}{\frac{t_t}{d_2}} \right)^a \cdot \text{Re}_2^{a_1} \quad (6.16)$$

$$\lambda_{22} = 0,391 \cdot \left(\frac{1,33}{\frac{0,0182}{0,0118}} \right)^{0,8958} \cdot 21076,21^{-0,148}$$

$$\lambda_{22} = 0,078$$

Kde: $c_1=0,391$,

$a_1=-0,148$,

$a=0,8958$

Výpočet radov trubiek na strednej prúdnici jedného stúpania platí vzťah:

$$n_r^1 = \frac{\pi \cdot (D_s + D_{mt})}{t_t \cdot c_1} \quad (6.17)$$

$$n_r^1 = \frac{3,14159 \cdot (1,63168 + 0,508)}{0,0182 \cdot 1,707}$$

$$n_r^1 = 216,23$$

Kde: $c_1=1,707$

Rýchlosť v najužšom prietokovom priereze zaplneného priestoru na jednom stúpaní skrutkovice je vypočítaná vzťahom (5.35).

Výpočet korekčných faktorov:

z_2 – zohľadňuje zmenu látkových vlastností v medznej vrstve vrátane vplyvu smeru toku a platí pre nich nasledujúci vzťah:

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{2s}}{\eta_2} \right)^{0,14} \quad (6.18)$$

$$z_2 = 0,9808$$

z_3 – zohľadňuje vplyv obtokových prúdov medzi trubkovým zväzkom a plášťom výmenníka a počíta s rovnakým spôsobom ako opravný súčiniteľ v prípade prestupu tepla (y_7) a teda platí tu vzťah:

$$z_3 = y_7 \quad (6.19)$$

$$z_3 = 0,8272$$

z_6 – opravný súčiniteľ na zmenu uhla nábehu, respektíve zmenu uhla sklonu prepážok má tvar:

$$z_6 = 1,242 \cdot c_3 \cdot \exp \left\{ -0,478 \cdot \left[\frac{\pi}{180} \cdot (90 - \varphi_s) \right]^{-1,733} \right\} \quad (6.20)$$

$$z_6 = 1,242 \cdot 0,291 \cdot \exp \left\{ -0,478 \cdot \left[\frac{\pi}{180} \cdot (90 - 40) \right]^{-1,733} \right\}$$

$$z_6 = 0,1973$$

Kde: $c_3=0,291$

z_7 – opravný súčiniteľ na anomálny nárast tlakových strát má tvar:

$$z_7 = -5,589 + 0,3848 \cdot \varphi_s - 0,004044 \cdot \varphi_s^2 \quad (6.21)$$

$$z_7 = -5,589 + 0,3848 \cdot 40 - 0,004044 \cdot 40^2$$

$$z_7 = 3,3326$$

6.2.2 Výpočet tlakových strát trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v neoprepážkovanom priestore

V neoprepážkovanom priestore platí:

$$\Delta p_m = \Delta p_{t0}^1 \cdot z_5 \quad (6.22)$$

$$\Delta p_m = 27501,34 \cdot 2,2402$$

$$\Delta p_m = 49286,57 \text{ Pa}$$

Kde Δp_{t0}^1 je vypočítané zo vzťahu (6.15).

Výpočet korekčného faktora:

z_5 – je súčiniteľ, vyjadrujúci pomery v neoprepážkovanom priestore a vyjadríme ho vzťahom:

$$z_5 = \left(\frac{2 \cdot H_s}{l_{tc} + H_s - l_o} \right)^{(2-a)} \quad (6.23)$$

$$z_5 = \left(\frac{2 \cdot 4,385}{6,7 + 4,385 - 5,48} \right)^{(2-0,2)}$$

$$z_5 = 2,2402$$

Pričom platí: $a = 1$ pre $Re_2 < 100$,

$a = 0,2$ pre $Re_2 \geq 100$.

6.2.3 Výpočet celkových tlakových strát v medzitrubkovom priestore

Po prevedení výpočtu celkových strát v oprepážkovanom a neoprepážkovanom priestore je možné celkové tlakové straty vypočítať podľa vzťahu (6.13).

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} = \Delta p_{t0} + \Delta p_m \quad (6.13)$$

$$\Delta p_{z2} = 27501,34 + 49286,57$$

$$\Delta p_{z2} = 76787,91 \text{ Pa}$$

7 Záver

Hlavnou výhodou MSR reaktorov je možnosť pracovať s palivom použitým v klasických jadrových elektrárnach. Tým je možné do značnej miery prispieť k riešeniu problémov s použitým palivom. Dá sa predpokladať že jadrové reaktory typu MSR čaká v najbližších rokoch zásadný rozvoj.

Úlohou diplomovej práce bolo poskytnúť prehľad problematiky tepelných výmenníkov pracujúcich s roztavenými soľami o vysokých teplotách a navrhnúť tepelný výmenník, ktorý by bol schopný v danom prostredí dlhodobo pracovať. Diplomová práca tiež pojednáva v niekoľkých kapitolách o materiálových a termofyzikálnych vlastnostiach fluoridových solí a o konštrukčnom materiáli MONICR. Hlavnou časťou diplomovej práce je tepelný výpočet zadaného výmenníka, ktorý bol zrealizovaný a výstupné hodnoty boli overené kontrolným výpočtom. Hlavnou výstupnou veličinou bola hodnota veľkosti teplovýmennej plochy, ktorá nám udáva dĺžku a množstvo potrebných trubiek. Posledná kapitola sa zaoberala výpočtom tlakových strát v tepelnom výmenníku.

Táto diplomová práca ma podľa môjho názoru prínos v dvoch smeroch. Za prvé podáva ucelený pohľad na vývoj a význam jadrových reaktorov MSR. Taktiež rieši spôsob tepelného výpočtu výmenníka a výpočtu tlakových strát a podáva tak základné informácie a postupy navrhovania tepelných výmenníkov so skrutkovicovými prepážkami v medzitrubkovom priestore .

8 Použitá literatura, zdroje

- [1] HRON, M.: *Development of a New Nuclear Reactor Concept with Liquid Fuel Based on Molten Fluorides for Reducing the Amount and Hazard of Nuclear Waste and an Effective Changover to Th-U233 Fuel Cycle in the Frame of the National Consortium „Transmutation“ in the Czech Republic*. ÚJV Řež
- [2] ČULÍK, J.: *Návrh primárneho výměníku a demonstrátoru dvoufázového proudění pro vývoj MSR*. Plzeň: ZČU – KKE, 2012.
- [3] HRON, M.: *Jaderné reaktory IV generace*. ÚJV Řež.
- [4] ZDEBOR, J.: *Prednášky z predmetu primárny okruh jadrovej elektrárne*. Plzeň: ZČU – KKE, 2014.
- [5] VALENTA, V.: *Dvoufázové proudění v problémech jaderné energetiky a techniky*. Plzeň: ZČU – KKE, 2012.
- [6] VALENTA, V.: *Podklady pro projektové zadání transmutoru vyšších aktinidů na bázi fluoridových solí*. Ústav jaderné fyziky AV ČR, 2003.
- [7] ROSENTHAL, M.W.: *An Account of Oak Ridge National Laboratory's Thirteen Nuclear Reactors*. ORNL/TM – 2009
- [8] VALENTA, V.: *Charakteristiky reaktorů MSR*. Plzeň: ZČU – KKE, 2011.
- [9] CHEXAL, B.; MERILO, M.; MAULBETSCH, J.: *Void Fraction Technology for Design and Analysis*. Hannover, 1997.
- [10] WARCHILOVÁ, T.: *Laterální mapování povrchu kovových materiálů pomocí LA-ICP-MS*, Brno: Masaryková Univerzita, 2011.
- [11] JAKOB, M.: *Heat Transfer*, Illinois Institute of Technology. John Wiley & Sons Inc. 1949.
- [12] RENAULT, C; GUÉRARD, C.: *The Molten Salt Reactor GIF System Development Progress Status*. Vienna: 4th INPRO-GIF Interface Meeting, 2010.
- [13] SUCHOPÁR, M.: *Príprava měření vlastností neutronového pole v okolí solného kanálu umístěného v aktivní zóne reaktoru LR-0 pomocí neutronové aktivační analýzy*. Praha: FJFI ČVUT, 2010.
- [14] HRON, M.: *Jaderné reaktory IV. generace – Role jaderné energie v udržitelnom rozvoji a súčasny stav a nejbližší budoucnost světového projektu vývoje jaderných reaktorů s kapalným palivem a Th-U palivovým cyklem*. ÚJV Řež a.s., prednáška zo dňa 21.3.2012 na pôde KKE ZČU.
- [15] CYWINKSKI, R. a kol.: *Towards an Alternative Nuclear Future*. ThorEA, 2009-2010.
- [16] LINHART, J.: *Termomechanika – stručné učební texty*. Plzeň: ZČU.

- [17] BRENNEN, CH.: *Fundamentals of Multiphase Flows*, Pasadena USA: California Institute of Technology, 2005.
- [18] BLAHUT, O.: *Analýza dispozičného a konstrukčného riešenia primárneho výmenníku reaktoru ADTT*. Plzeň: ZČU, 2011.
- [19] MATĚJKA, P.: *Mikrostruktra a vlastnosti niklovej superslitiny MoNiCr*. Plzeň: ZČU – FST, 2009.
- [20] HOSNEDL, P., BLAHUT, O., JAKŠ, R. a kol.: *Experimentální ověření vybraných variant transmutační technologie a vydání podkladů pro projektování základních komponent demonstračního reaktoru LA-10*. 2003.
- [21] NOVIKOV, V.M., IGNATIEV, V.V., FEDULOV, V.I., CEREDNIKOV, V.N.: *Židkosolevye JaEU: Perspektivy i problemy*. Moskva: 1990.
- [22] CANTOR, S., COOKE, J.W., DWORKIN, A.S., a kol.: *Physical properties of Molten – Salt Reactor Fuel, Coolant, and Flush Salts*. USA: 1968.
- [23] JÍLEK, J.: *Návrh výměníku tepla, Bakalářská práce*. Plzeň: ZČU – KKE, 2012
- [24] WILLIAMS, D. F., TOTH, L. M., CLARNO, K.T.: *Assessment of Candidate Molten Salt Coolants for Advanced High-Temperature Reactor (AHTR)*.
- [25] NISHIMURA, H., SUZUKI, A., TERAJ, T.: *Chemical behavior of Li₂BeF₄ molten salt as a liquid tritium breeder, LHD Project, National Institute for Fusion Science*. Tokicity 509-5292, Japan.
- [26] STEHLÍK, P., KOHOUTEK, J., NĚMČANSKÝ, J.: *Tepelné pochody – Výpočet výměníku tepla*. Vysoké učení technické v Brne, Fakulta strojní: 1991.
- [27] TALLACKSON, J. R.: *Thermal Radiation Transfer of Afterheat in MSBR Heat Exchangers*. U.S.A, Tennessee: 1971.

9 Zoznam príloh

Príloha 1: Narys tepelného výmenníka v reze – Formát A3

Príloha 2: Pôdorys tepelného výmenníka v reze – Formát A3

Príloha 3: CD médium – diplomová práca v elektronickej forme, prílohy 1 a 2 vo formáte .pdf