

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍ

Studijní program: N2301 Strojní inženýrství
Studijní obor: Stavba energetických strojů a zařízení

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Návrh a výpočet výměníku tepla sůl - sůl 570 MW v primárním okruhu MSR (max. teplota 720°C) včetně tlakových ztrát, typ se segmentovými přepážkami klasickými v mezitrubkovém prostoru. Fluoridové sole dle Th cyklu. Konstrukční materiál MONICR.

Autor: **Pavel JANOUŠKOVEC**

Vedoucí práce: **Ing. Václav VALENTA, CSc.**

Akademický rok 2015/2016

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE
(PROJEKTU, UMĚLECKÉHO DÍLA, UMĚLECKÉHO VÝKONU)

Jméno a příjmení: **Bc. Pavel JANOUŠKOVEC**
Osobní číslo: **S15N0009K**
Studijní program: **N2301 Strojní inženýrství**
Studijní obor: **Stavba energetických strojů a zařízení**

Název tématu: **Návrh a výpočet výměníku tepla sůl - sůl 570 MW
v primárním okruhu MSR (max. teplota 720 °C) včetně
tlakových ztrát, typ se segmentovými přepážkami klasickými
v mezitrubkovém prostoru.
Fluoridové sole dle Th cyklu. Konstrukční materiál MONICR.**

Zadávací katedra: **Katedra energetických strojů a zařízení**

Z á s a d y p r o v y p r a c o v á n í :

Máte za úkol:

1. Seznámit se s materiálovými vlastnostmi Monicru.
2. Určit materiálové vlastnosti fluoridových solí.
3. Provést návrh výměníku a jeho výpočty.
4. Zpracovat výkresovou dokumentaci a popis zařízení spolu s výpočty.

Rozsah grafických prací: 1 - 2 výkresy
Rozsah kvalifikační práce: 50 - 70 stran A4
Forma zpracování diplomové práce: tištěná/elektronická
Seznam odborné literatury:

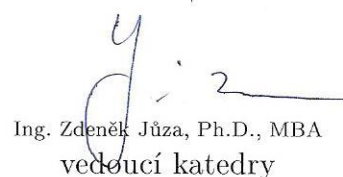
- Bergman T., Lavin A.: Fundamentals of Heat and Mass Transfer, Wiley J. 2007
- Stehlík P., Kohoutek J., Němčanský J.: Tepelné pochody, Výpočet výměníku tepla, VUT Brno 1991
- Šesták J., Žitný R.: Tepelné pochody II., ČVUT 2000
- Valenta V.: Kotlové výměníky (Shell-and-Tube), jejich stručný popis i problémy a pokroky v jejich konstrukci - výzkumná zpráva KKE-01-15, leden 2015

Vedoucí diplomové práce: Ing. Václav Valenta, CSc.
Katedra energetických strojů a zařízení
Konzultant diplomové práce: Ing. Václav Valenta, CSc.
Katedra energetických strojů a zařízení

Datum zadání diplomové práce: 2. listopadu 2015
Termín odevzdání diplomové práce: 20. května 2016



Doc. Ing. Milan Edl, Ph.D.
děkan



Ing. Zdeněk Jůza, Ph.D., MBA
vedoucí katedry

V Plzni dne 30. října 2015

ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

AUTOR	Příjmení Janouškovec	Jméno Pavel	
STUDIJNÍ OBOR	N2301 - Stavba energetických strojů a zařízení		
VEDOUcí PRÁCE	Příjmení (včetně titulů) Ing. Valenta,CSc.	Jméno Václav	
PRACOVIŠTĚ	ZČU - FST - KKE		
DRUH PRÁCE	DIPLOMOVÁ	BAKALÁŘSKÁ	Nehodící se škrtněte
NÁZEV PRÁCE	Návrh a výpočet výměníku tepla sůl - sůl 570 MW v primárním okruhu MSR (max. teplota 720°C) včetně tlakových ztrát, typ se segmentovými přepážkami klasickými v mezitrubkovém prostoru. Fluoridové sole dle Th cyklu. Konstrukční materiál MONICR.		

FAKULTA	strojní	KATEDRA	KKE	ROK ODEVZD.	2016
----------------	---------	----------------	-----	--------------------	------

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

CELKEM	100	TEXTOVÁ ČÁST	99	GRAFICKÁ ČÁST	1
---------------	-----	---------------------	----	----------------------	---

<p style="text-align: center;">STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK)</p> <p>ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY</p>	<p>Diplomová práce nastiňuje problematiku vysokoteplotních primárních výměníků u reaktoru MSBR. Uvádí a srovnává vlastnosti roztavených fluoridových solí a použití konstrukčních materiálů při práci za vysokých teplot. Trubkový výměník je navržen s použitím klasických segmentových přepážek. Výsledné hodnoty jsou analyzovány a srovnány se šroubovicovými přepážkami typu Helix. V rámci výpočtů je proveden výpočet v souladu s kategorizací dle ASME.</p>
<p style="text-align: center;">KLÍČOVÁ SLOVA</p> <p style="text-align: center;">ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE</p>	<p>Dimenzování kotlových (trubkových) výměníků, Shell & Tube, reaktory IV. generace, MSBR, ORNL, roztavené fluoridové soli, niklová slitina MONICR, segmentové přepážky, součinitel přestupu tepla, přenos tepla, součinitel prostupu tepla, tlakové ztráty trubkového výměníku, kategorizace napětí.</p>

SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

AUTHOR	Surname Janouškovec	Name Pavel	
FIELD OF STUDY	N2301 - Design of Power Machines and Equipment		
SUPERVISOR	Surname (Inclusive of Degrees) Ing. Valenta,CSc.	Name Václav	
INSTITUTION	ZČU - FST - KKE		
TYPE OF WORK	DIPLOMA	BACHELOR	Delete when not applicable
TITLE OF THE WORK	Design and calculation of primary heat exchanger fuel-salt-to-coolant-salt for MSR with rating 570 MW (max. temperature 720°C) including pressure drop calculation. Primary heat exchanger use segmental baffle on the shell side. MSR reactor works with uranium-thorium fuel cycle. As constructional material is assumed MONICR.		

FACULTY	Mechanical Engineering	DEPARTMENT	KKE	SUBMITTED IN	2016
----------------	------------------------	-------------------	-----	---------------------	------

NUMBER OF PAGES (A4 and eq. A4)

TOTALLY	100	TEXT PART	99	GRAPHICAL PART	1
----------------	-----	------------------	----	-----------------------	---

BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS	This work is based on high temperature primary heat exchangers for MSBR reactors systems. Also describes properties and behaviour of molten salts and using structural materials for high temperature applications. Primary Shell and Tube exchanger is designed with classical segmental baffles. Heat transfer calculations are analyzed and compared with helixchangers. The calculations includes ASME categorization.
KEY WORDS	Design and calculation of Shell ant Tube exchangers, IV. generation reactor systems, MSBR, ORNL, motlen fluorine salts, nickel alloy MONICR, segmental baffles, heat transfer coeficient, pressure drop, ASME categorization.

Prohlášení o autorství

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

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

V Plzni dne:

.....

podpis autora

Poděkování:

V rámci této práce bych chtěl poděkovat Ing. Václavu Valentovi, CSc. za jeho čas, vřelé jednání a skvělé odborné vedení.

Pavel Janouškovec

Obsah:

Obsah	5
Seznam obrázků a tabulek	8
Seznam symbolů a zkratk	11
1. Úvod	13
2. Reaktory IV. generace	14
2.1 Reaktory I., II. a III. generace	14
2.1.1 Základní typy reaktorů Generace II	14
2.1.2 Základní typy reaktorů Generace III	15
2.1.3 Základní typy reaktorů Generace III+	16
2.2 Reaktory IV. generace	19
2.2.1 Plynem chlazený rychlý reaktorový systém GFR (<i>Gas-Cooled Fast Reactor System</i>)	19
2.2.2 Sodíkem chlazený rychlý reaktorový systém SFR (<i>Sodium-Cooled Fast Reactor System</i>).....	21
2.2.3 Olovem chlazený rychlý reaktorový systém LFR (<i>Lead-Cooled Fast Reactor System</i>).....	22
2.2.4 Superkritický vodou chlazený reaktorový systém SCWR (<i>Supercritical-Water-Cooled Reactor System</i>)	24
2.2.5 Vysokoteplotní reaktorový systém VHTR (<i>Very-High-Temperature Reactor System</i>)	25
2.2.6 Reaktorový systém s roztavenými solemi MSR (<i>Molten Salt Reactor System</i>)	27
3. Vlastnosti fluoridových solí použitých v MSR	30
3.1 Vlastnosti primární soli $\text{LiF-BeF}_2\text{-ThF}_4\text{-UF}_4$	33
3.2 Vlastnosti sekundární soli NaF- NaBF_4	35
4. Vhodné materiály pro vysokoteplotní aplikace	38
4.1 Niklová slitina MONICR - Škoda JS	42
4.2 Korozní odolnost slitiny MONICR	42
4.3 Fyzikální a mechanické vlastnosti slitiny MONICR - Škoda JS	42
4.4 Teplotní závislost hustoty slitiny MONICR	45
4.5 Měrná tepelná kapacita	46
4.6 Tepelná vodivost	47
5. Návrh primárního trubkového výměníku tepla pro MSBR	48

5.1 Trubkové výměníky	48
5.2 Požadavky na primární trubkový výměník	56
5.2.1 Výpočtové parametry primárního výměníku	56
5.2.2 Výpočtové rozměry primárního výměníku	58
6. Návrhový výpočet primárního výměníku tepla	62
6.1 Určení výpočtových teplot	65
6.2 Výpočet součinitele přestupu tepla v trubkovém prostoru výměníku	66
6.3 Součinitel přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru výměníku s klasickými segmentovými přepážkami.....	70
6.3.1 Výpočet korekčních faktorů v MP	72
6.3.1.1 Korekční faktor y_2	72
6.3.1.2 Korekční faktor y_3	74
6.3.1.3 Korekční faktor y_4	74
6.3.1.4 Korekční faktor y_5	74
6.3.1.5 Korekční faktor y_6	75
6.3.1.6 Korekční faktor y_7	76
6.3.1.7 Korekční faktor y_8	77
6.3.2 Určení součinitele přestupu tepla v MP	77
6.4 Velikost plochy přestupu tepla.....	79
6.5 Kontrolní výpočet výměníku pomocnou metodou ϵ - NTU.....	80
7. Výpočet tlakových ztrát	81
7.1 Výpočet tlakových ztrát v TP.....	81
7.1.1 Tlakové ztráty třením v TP	82
7.1.2 Místní tlakové ztráty v TP	85
7.1.3 Celková tlaková ztráta v TP	86
7.2 Výpočet tlakových ztrát v MP.....	86
7.2.1 Tlaková ztráty třením v MP	86
7.2.2 Tlakové ztráty třením při příčném obtékání trubek v opřepážkovaném prostoru svazku	87
7.2.3 Tlakové ztráty třením při příčném obtékání trubek v neopřepážkovaném prostoru svazku	89
7.2.4 Tlakové ztráty třením při podélném a příčném obtékání trubek v prostoru nad seříznutím přepážek	90
7.2.5 Celková tlaková ztráta v MP.....	91

8. Dimenzování trubkových výměníků z hlediska pevnosti	91
9. Závěr	96
10. Použitá literatura a zdroje	97
11. Seznam Příloh	99

Seznam obrázků a tabulek:

Obrázky:

Obr. 1	Indický reaktor PFBR	18
Obr. 2	Plynem chlazený rychlý reaktor GFR	20
Obr. 3	Sodíkem chlazený rychlý reaktor SFR	22
Obr. 4	Olovem chlazený rychlý reaktor LFR	23
Obr. 5	Superkritický vodou chlazený reaktor SCWR	24
Obr. 6	Vysokoteplotní reaktorový systém VHTR pro výrobu vodíku a tepla	26
Obr. 7	Reaktorový systém s roztavenými solemi MSR	28
Obr. 8	Závislost hustoty primární soli na teplotě	34
Obr. 9	Závislost dynamické vazkosti FLiBe na teplotě	34
Obr. 10	Závislost hustoty Na-NaBF ₄ na teplotě	36
Obr. 11	Závislost dynamické vazkosti Na-NaBF ₄ na teplotě	36
Obr. 12	Závislost tlaku sytých par Na-NaBF ₄ na teplotě	37
Obr. 13	Teplotní závislost meze pevnosti niklových slitin	40
Obr. 14	Závislost meze pevnosti R_m a smluvní meze kluzu $R_{p0,2}$ slitiny MONICR na teplotě	43
Obr. 15	Závislost tažnosti A a kontrakce Z slitiny MONICR na teplotě	44
Obr. 16	Závislost Youngova modulu pružnosti v tahu E slitiny MONICR na teplotě	44
Obr. 17	Závislost hustoty slitiny MONICR na teplotě	45
Obr. 18	Závislost měrné tepelné kapacity slitiny MONICR na teplotě	46
Obr. 19	Závislost tepelné vodivosti slitiny MONICR na teplotě	47
Obr. 20	Konstrukční varianty kotlových výměníků A ÷ W dle TEMA	47
Obr. 21	Znázornění jednotlivých částí u kotlového výměníku s U-trubkami a plovoucí hlavou	49
Obr. 22	Podélné obtékání svazku trubek s tyčovými přepážkami Phillips Petroleum	50
Obr. 23	Podélné obtékání svazku trubek s drátovými a lanovými přepážkami	51
Obr. 24	Klasická segmentová přepážka s výřezem	51
Obr. 25	Srovnání velikosti rozteče mezi segmentovými přepážkami a vznik cirkulačních zón	52

Obr. 26	Přepážka typu „Doughnut-Disc“	52
Obr. 27	Rozdělení proudu klasickou segmentovou přepážkou a přepážkou typu „Doughnut-Disc“	52
Obr. 28	Segmentová přepážka typu „Orifice“	53
Obr. 29	Výměník typu Helixchanger	53
Obr. 30	Porovnání segmentových přepážek a přepážek Helix	53
Obr. 31	Srovnání jednotlivých úhlů sklonu přepážek u šroubovicových výměníků	54
Obr. 32	Úhly uspořádání trubek a) 30°, b) 45°, c) 60°, d) 90°	55
Obr. 33	Pasivní vířiče	55
Obr. 34	Zkroucené oválné trubky	56
Obr. 35	Primární trubkový výměník pro MSBR 563 MWt	58
Obr. 36	Primární trubkový výměník se segmentovými přepážkami pro MSBR 570 MWt-Varianta A	59
Obr. 37	Znázornění triangulárního uspořádání trubek ve svazku	61
Obr. 38	Rozložení teplot při přenosu tepla konvekcí	62
Obr. 39	Teplotní profil pracovních látek při průchodu výměníkem	63
Obr. 40	L-ohyb svazku trubek	85
Obr. 41	Schematické znázornění tlakových ztrát v MP	87
Obr. 42	Schematické znázornění rozložení trubek ve výřezu segmentové přepážky	89
Obr. 43	Kategorizace napětí	92
Obr. 44	Membránové napětí v trubce	92
Obr. 45	Membránové napětí v plášti	92
Obr. 46	Průběhy napětí u válce s tlustou stěnou	93
Obr. 47	Meridiánová a obvodová napětí na dně výměníku	94
Obr. 48	Modifikovaná Poissonova konstanta	95
Obr. 49	Přechodové napětí v trubkovnici	95
Tabulky:		
Tab. 1	Využití roztavených solí ve vysokoteplotních reaktorech s pevným palivem	26
Tab. 2	Jednotlivé typy MSR s uvedeným typem soli	29
Tab. 3	Vlastnosti jednotlivých směsí primárních chladiv	31

Tab. 4	Srovnání termo-fyzikálních vlastností jednotlivých chladiv	32
Tab. 5	Měrná tepelná kapacita primární soli FLiBe při teplotách v rozmezí 500-800 °C	33
Tab. 6	Součinitel tepelné vodivosti primární soli FLiBe při určitých teplotách	33
Tab. 7	Součinitel objemové roztažnosti	33
Tab. 8	Měrná tepelná kapacita sekundární soli Na-NaBF ₄ , při teplotách v rozmezí 400-600 °C	35
Tab. 9	Součinitel tepelné vodivosti sekundární soli Na-NaBF ₄	35
Tab. 10	Součinitel objemové roztažnosti β sekundární soli Na-NaBF ₄	35
Tab. 11	Čas do lomu některých nikových slitin při zkouškách tečení	39
Tab. 12	Chemické složení vybraných niklových slitin	40
Tab. 13	Teplotní závislost hustoty slitiny MONICR	45
Tab. 14	Teplotní závislost měrné tepelné kapacity slitiny MONICR	46
Tab. 15	Teplotní závislost tepelné vodivosti slitiny MONICR	47
Tab. 16	Termo-fyzikální vlastnosti roztavených fluoridových solí při výpočtových teplotách	57
Tab. 17	Souhrn rozměrů u uspořádání trubek ~30°	61
Tab. 18	Referenční hodnoty absolutní drsnosti stěny	83

Seznam symbolů a zkratk:

PWR	Pressurized Water Reactor
VVER	Vodo-vodjanoj Energetičeskij Reaktor
BWR	Boiling Water Reactor
RBMK	Reaktory Bolshoi Moshchnosti Kanalnye
CANDU	Canada Deuterium Reactor
EPR	European Pressurized Reactor
PBMR	Pebble Bed Modular Reactor
GT-MHR	Gas Turbine Modular Helium Reactor
FBR	Fast Breed Reactor
SCWR	Super-Critical Water-cooled Reactors
VHTR	Very- High Temperature Reactor
AHTR	Advanced High-Temperature Reactor
SFR	Sodium Fast Reactor
LFR	Lead-Cooled Fast Reactor
LSFR	Liquid-Salt-Cooled Fast Reactor
AGR	Advanced Gas-Cooled Reactor
HTGR	Hight-Temperature Gas-Cooled Reactor
LWR	Light-Water Reactor
MSBR	Molten Salt Breeder Reactor
MSR	Molten Salt Reactor
GFR	Gas-Cooled Fast Reactor
GIF	Generation IV International Forum
ORNL	Oak Ridge National Laboratory
TEMA	Tubular Exchangers Manufacturers Association
A, S	[m ²] plocha
c _p	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹] měrná tepelná kapacita
d	[m] průměr
d ₁	[m] vnitřní průměr trubky
d ₂	[m] vnější průměr trubky
D ₁	[m] vnitřní průměr pláště
D _a	[m] vnější průměr trubkového svazku
D _{mt}	[m] vnější průměr středové trubky

W	[-]	poměr tepelných kapacit
g	[m.s ⁻²]	gravitační zrychlení
l	[m]	délka proudnice
k	[W.m ⁻² .K ⁻¹]	součinitel prostupu tepla
ṁ	[kg.s ⁻¹]	hmotnostní průtok
m	[kg]	hmotnost
M	[g.mol ⁻¹]	molární hmotnost
MP		mezitrubkový prostor
TP		trubkový prostor
n _{tr}	[-]	celkový počet trubek
Nu	[-]	Nusseltovo kritérium
NTU	[-]	počet převodových jednotek
p	[Pa]	statický tlak
Pr	[-]	Prandtlovo kritérium
Q	[W]	teplený výkon
Re	[-]	Reynoldsovo kritérium
T	[K]	termodynamická teplota
t _{1,2}	[m]	radiální (obvodová) rozteč trubek
L _c		střední délka trubka
u	[m.s ⁻¹]	rychlost proudění
α	[W.m ⁻² .K ⁻¹]	součinitel přestupu tepla
ε	[-]	účinnost výměníku
ρ	[kg.m ⁻³]	hustota
η	[Pa.s ⁻¹]	dynamická viskozita
λ	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	součinitel tepelné vodivosti
ν	[m ² .s ⁻¹]	kinematická viskozita
ψ	[-]	mezerovitost trubkového svazku
t _p	[m]	rozteč mezi přepážkami
s _p	[m]	tloušťka přepážky
Δ	[-]	rozdíl

1. Úvod

Úkolem diplomové práce je srovnat možné konstrukční uspořádání pro primární výměník sůl-sůl u reaktoru typu MSBR. Primární výměník je řešen klasickými segmentovými přepážkami s výřezem a středovou trubkou, kterou do výměníku vstupuje sekundární fluoridová sůl NaF-NaBF₄.

Uspořádání a rozměry výměníku jsou odvozeny z návrhu vytvořeném Oak Ridge National Laboratory (dále ORNL) pro primární výměník s tepelným výkonem 563 MWt.[4] Tento návrh obsahoval středovou trubku a přepážky typu Doughnut-Disc, které jsou však v případě této práce nahrazeny klasickými segmentovými přepážkami.

Výpočet výměníku navazuje na diplomovou práci [19], která řešila použití výměníku se stejnými parametry a rozměry, ale se šroubovicovým obtékáním svazku trubek v mezitrubkovém prostoru.

Úkolem práce je srovnání hodnot součinitele přestupu tepla α_2 a souvisejících tlakových ztrát v mezitrubkovém prostoru se segmentovými přepážkami a středovou trubkou s konstrukčním uspořádáním typu Helix. Pro návrhový výpočet výměníku byla použita nová metodika výpočtu univerzity Delaware, popsána v odborné literatuře [6][10][17].

V rámci výpočtu je nastíněna problematika volby velikosti rozteče segmentových přepážek a její vliv na součinitel přestupu tepla a tlakovou ztrátu. U navrženého výměníku byl proveden kontrolní výpočet metodou ε -NTU spolu s provedením kontroly některých částí výměníku podle kategorizace napětí dle ASME.

2. Reaktory IV. generace

2.1 Reaktory I., II. a III. generace

V průběhu let a v rámci vývoje technologií bylo zavedeno rozdělení jaderných reaktorů do jednotlivých vývojových generací, každá generace se snaží o technologické překonání generace předchozí a to zejména na poli bezpečnosti, ve které je snaha především o zvýšení pasivní bezpečnosti a eliminaci možných rizik spojených s aktivními bezpečnostními prvky a lidským faktorem. První generací byly prototypy komerčních reaktorů z 50. a 60. let minulého století, které však nesplňovaly bezpečnostní předpisy a jsou již odstaveny. Velké komerční elektrárny zbudované v 70. až 80. letech, tvořící současnou páteř jaderné energetiky, byly zástupci Generace II. [15]

2.1.1 Základní typy reaktorů Generace II

- 1) PWR/VVER (Pressurized Water Reactor / Vodo-vodjanoj Energetičeskij Reaktor)** tlakovodní reaktor PWR moderovaný lehkou vodou byl vyvinut firmou Westinghouse. První generace tlakovodních reaktorů se v USA používá od roku 1961. První JE s typem reaktoru VVER byla v bývalém sovětském svazu spuštěna v roce 1964. Tlakovodní reaktory se staly nejpoužívanějším typem reaktoru. Palivem je mírně obohacený uran U^{235} (3 až 4%). Principem reaktoru je zpomalení rychlých neutronů na úroveň "tepelné" energie vlivem pružných srážek s molekulami (atomy) moderátoru, kterým je v tomto případě lehká voda. [15] Zpomalováním neutronů se zvyšuje pravděpodobnost, že při srážce neutronu s jádrem uranu U^{235} dojde k jeho rozštěpení. Teplo v aktivní zóně, odváděné chladící vodou a předané sekundárnímu okruhu v parogenerátoru, vzniká zpomalováním produktů štěpení z uranu U^{235} . Demineralizovaná lehká voda s přídavkem kyseliny borité, tedy splňuje funkci moderátoru a chladiva zároveň. Kyselina boritá je použita k regulaci pomalých změn reaktivity, které jsou způsobeny postupným vyhoříváním paliva. Pro regulaci rychlých změn jsou použité regulační tyče a k rychlému odstavení reaktoru slouží havarijní tyče. Vysoký provozní tlak v reaktoru je potřeba udržovat k zamezení varu vody. U VVER 1000 je tlak v primárním okruhu 15,7 MPa. Předností reaktorů je jejich jednoduše a zejména inherentní bezpečnost spočívající v tom, že voda protékající reaktorem umožňuje, aby celá reakce mohla probíhat. Voda má dále samoregulační vlastnosti a zabráňuje libovolnému zvyšování intenzity štěpné reakce tím, že se vzrůstající teplotou vody se snižuje její brzdící účinek. [15] Do této generace patří i temelínské reaktory VVER 1000 typ V-320 a VVER 440 typ V-213 v JE Dukovany.
- 2) BWR (Boiling Water Reactor)** varný reaktor, který je druhým nejrozšířenějším typem na světě a tvoří zhruba 21% z celkového počtu JE. Voda je zde použita jako chladivo i moderátor a k tvorbě páry a varu dochází již v aktivní zóně. JE s reaktory BWR jsou jednookruhové. Vzniklá pára v aktivní zóně proudí skrz separátor vlhkosti a sušič, který snižuje vlhkost páry před vstupem do turbíny na 0,1%. Vstupní teplota páry do turbíny je 290°C při tlaku 7 MPa. Palivem je mírně obohacený uran U^{235} . Předností designu je nižší tlak v primárním okruhu, vyšší účinnost reaktoru a absence parogenerátoru. Nevýhodou je však nízký koeficient bezpečnosti s možným přenášením radioaktivity do turbíny. Z důvodu spojené úpravy vody pro reaktor i turbínu je dále vyloučeno použití kyseliny borité k regulaci reaktoru. Reaktory nové konstrukce již spadají do kategorie Generace III+.[15]

- 3) **AGR, Magnox GCR** reaktory s grafitovým moderátorem, které vycházejí z vůbec první generace jaderných reaktorů GCR, u kterých byl palivem kovový uran pokrytý oxidem magnesia a chlazený oxidem uhličitým CO₂, který předává svojí energii plynové turbíně. Palivem je nízko obohacený uran ve formě UO₂. Aktivní zóna reaktoru se skládá z grafitových bloků s kanálky, ve kterých jsou umístěny palivové tyče. Palivo se vyměňuje za provozu, při kterém je díky UO₂ a obalu článků z nerezavějící oceli možný vysoký tlak 16,2 MPa a teplota 556°C. [15]
- 4) **LWGR / RBMK** (Reaktory Bolshoi Moshchnosti Kanalnye) vodou chlazené a grafitem moderované reaktory podobné varným reaktorům BWR. Palivem je přírodní nebo mírně obohacený uran ve formě UO₂. Aktivní zóna je složena z množství trubek obalených grafitem, ve kterých jsou umístěny palivové soubory. Výhodou konstrukce je to, že se opět jedná o jednookruhový varný reaktor s jednoduchým odebráním vyhořelé vsázky a s nízkými náklady na konstrukci reaktoru. V současné době je v Rusku v provozu několik elektráren. Reaktor navíc slouží i jako množivý reaktor a produkuje tedy plutonium, které může být dále použito jako palivo nebo k vojenským účelům. Stejně reaktory měla i Černobylská JE. [15]
- 5) **CANDU 6 (Canada Deuterium Reactor)** chladičem a moderátorem je těžká voda (D₂O) s izotopem deuteria místo vodíku. Palivem je přírodní uran s 0,7% U²³⁵ ve formě UO₂. Výhodou reaktoru je dále nízká cena, nepotřebuje totiž tlakovou nádobu. Nevýhodou je použití samotné těžké vody a zejména potřeba jejího chlazení. V případě ohřevu totiž snižuje svojí moderační schopnost. Tlak chladiva je přibližně 9,3 MPa a teplota těžké vody na výstupu z reaktoru je 290°C. Výkon 700 až 1000 MWe. [15]

2.1.2 Základní typy reaktorů Generace III

Reaktory Generace III označované jako pokročilé reaktory, vznikají již od 90. let a obsahují evoluční prvky, zejména na poli bezpečnosti a ekonomičnosti designu. Do této kategorie řadíme tyto reaktory:

- 1) **EPR (European Pressurized Reactor)** tlakovodní reaktor EPR s výkonem 4500 MWt / 1750 MWe od AREVA Group budovaný ve Finsku. Založený na zkušenostech s reaktory PWR. Palivem je oxid uranický mírně obohacený uranem U²³⁵, popřípadě směs uranu a plutonia UO₂ a PuO₂ (MOX). [15]
- 2) **AP 600** od firmy Westinghouse s výkonem 1940 MWt / 600 MWe.
- 3) **VVER 1000** - nové typy V-392 a V-466 s výkonem 3120 MWt / 1000 MWe.
- 4) **VVER 1200** - v současné době probíhá v Rusku výstavba prototypových bloků VVER 1200/491 v JE Leningrad II a typu VVER 1200/392M v Novovoronež II. S reaktory VVER 1200 se uvažuje jako s jednou alternativou pro výstavbu třetího a čtvrtého bloku JE Temelín.

2.1.3 Základní typy reaktorů Generace III+

V rámci plánované výstavby do roku 2030 se momentálně počítá s reaktory Generace III+, u kterých je zvýšen nárok na inherentní bezpečnost a pasivní systémy bezpečnosti. Jedná se o tyto typy reaktorů:

- 1) **AP 1000** pokročilý reaktor, který je pokračovatelem AP 600. Záměrem reaktoru je jednoduchý design, modulové konstrukční uspořádání a zvýšení pasivní bezpečnosti reaktoru s nižší hustotou energie v aktivní zóně. Předpokládá se využití systému pasivní bezpečnosti s tepelnými výměníky a autonomním ochlazováním vnitřního kontejnmentu s použitím nádrží a vodních akumulátorů, které by v případě havárie zásobovaly aktivní zónu dostatkem chladicí vody s obsahem boru. Po zaplnění reaktoru vodou by bylo teplo z reaktoru odváděno přirozenou konvekcí vzduchu mezi ocelovým a betonovým pláštěm kontejnmentu. Výhodou je snížení počtu čerpadel, potrubí, ventilů a řídicích prvků závislých na přívodu elektrické energie. Předpokládaný výkon 3415 MWt / 1154 MWe. [15]
- 2) **PIUS (Process Inherent Ultimate Safety)** švédská koncepce středně velkého tlakovodního reaktoru s výkonem 2000 MWt / 640 MWe, která neobsahuje žádné aktivní prvky bezpečnosti. Reaktor je potopen v chladicí vodě s vysokým obsahem boru v podzemním bazénu. V případě nehody dojde k ochlazení jádra přirozenou cirkulací vody. Konstrukce je bez řídicích tyčí a proces je regulován pouze změnou koncentrace kyseliny borité a teploty vody v primárním okruhu, která má na vstupu do jádra 260°C a na výstupu 290°C při tlaku 9 MPa. [15]
- 3) **IRIS (The International Reactor Innovative and Secure)** středně velký reaktor od firmy Westinghouse s výkonem 1000 MWt. Jedná se o lehkovodní reaktor, který má menší jádro a potřebuje méně vody. Dalším specifikem je umístění veškerého zařízení, jako pohon řídicích tyčí, celý chladicí cyklus včetně parogenerátoru, napájecího čerpadla, kompresorů atd. v jedné nádobě, která je v případě nehody uchlazena přirozenou cirkulací vody. [15]
- 4) **VVER 640** ruský reaktor s výraznou inovací designu se snahou o ekologicky čistou energetiku. Zahrnuje tedy inovaci ve formě nových pasivních prvků inherentní bezpečnosti s dvojitým kontejnmentem. [15]
- 5) **SWR 1000 (Siede Wasser Reaktor)** je pokročilý evropský varný reaktor od AREVA Group s výkonem 3370 MWt / 1254 MWe. Reaktor by se měl obejít zcela bez aktivních systémů bezpečnosti a používat pouze pasivní systémy kontroly nehod a přechodových stavů, skládající se z automatického vstříkovaní chladiva a oběhovým dochlazováním. Bezpečnostní systém by měl v případě poklesu hladiny v reaktoru a poklesu tlaku, automaticky, bez zásahu operátorů, spustit havarijní bezpečnostní systém, který odstaví reaktor, odtlakuje nádobu a zaplaví jí vodou s odvodem zbytkového tepla z aktivní zóny pomocí havarijních kondenzátorů. [15]
- 6) **ESBWR (Economic Simplified Boiling Water Reactor)** ekonomicky zjednodušený varný reaktor od společnosti GE Energy vycházející z koncepce SBWR, která již využívala přirozené cirkulace teplotnosné látky, pasivní systémy nouzového chlazení a pasivního odporu teplotnosné látky. Návrh počítá s možností odvodu veškerého tepelného

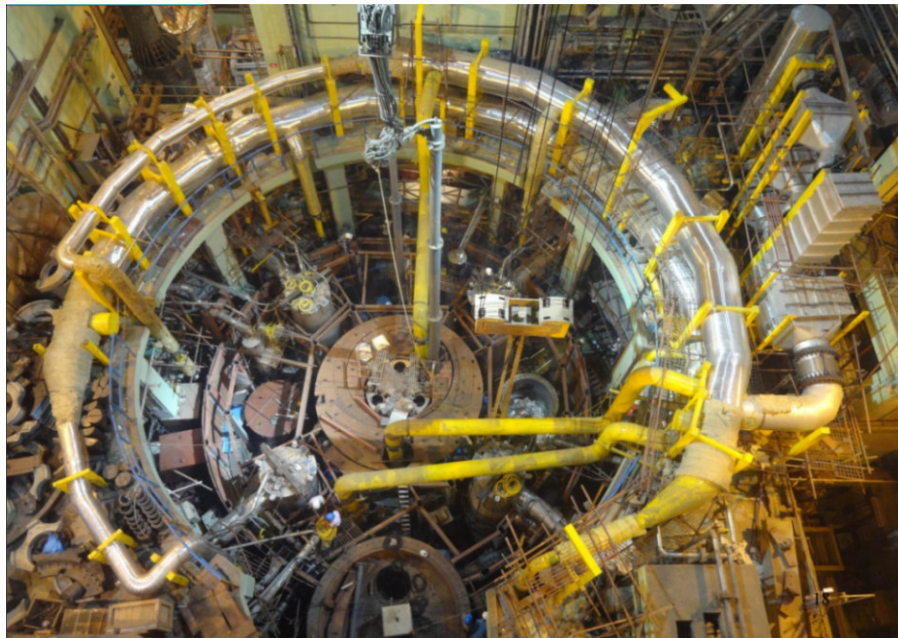
výkonu z aktivní zóny s pomocí samostatných kondenzátorů. Předpokládaný výkon 4500 MWt / 1550 MWe. [15]

- 7) **ABWR (Advanced Boiling Water Reactor)** velký varný reaktor od GE Hitachi Nuclear Energy a Toshiba s výkonem 3926 MWt / 1356 MWe. Palivem je oxid uraničitý UO_2 nebo $UO_2 - Gd_2O_3$ s obohacením 3,2 % U^{235} . Teplota vody na vstupu do reaktoru je 215,5°C a na výstupu 287,4°C. V provozu je několik elektráren v Japonsku, výstavba probíhá v Tchaj-wanu a plánovaná je i v Jižním Texasu. [15]
- 8) **BWR 90+** varný reaktor vyvinutý firmou ABB Atom ve spolupráci s finským TVO. Jedná se o evoluční studii na základě předchozí verze reaktoru typu BWR 75 pracujících ve Švédsku a Finsku. Změnou oproti starším verzím reaktorů je zmenšení průměru palivových proutků a zvětšení jejich počtu v aktivní zóně s použitím vlastního paliva SVEA-100, které je složeno z nízko obohaceného uranu 2,1 až 2,6% U^{235} a Gd_2O_3 . Tepelný výkon 3300 až 3800 MWt / 1374 MWe. Tlak v primárním okruhu je 7 MPa a výstupní teplota z reaktoru je 286°C. BWR 90+ je výhodný díky snížení nákladů na realizaci stavby a také v rámci bezpečnostních prvků. [15] [27]
- 9) **PBMR (Pebble Bed Modular Reactor)** vysokoteplotní reaktor chlazený heliem s plynovou turbínou pracující s přímým Braytonovým cyklem. Palivem je silně obohacený uran ve formě malých kuliček oxidu uraničitého, které jsou povlakované třemi vrstvami karbidu křemíku a uhlíku. Tyto povlakované kuličky jsou rozptýleny v grafitových koulích, které slouží jako moderátor a zároveň jako ochranný obal paliva, ve kterém se shromažďují radioaktivní štěpné produkty. Výhodou designu je, že v případě havárie se reaktor nepřehřívá díky tepelné setrvačnosti grafitu a přirozené cirkulaci helia. Hlavním projektem tohoto typu je jihoafrický reaktor PBMR, který počítá s použitím 456 000 grafitových koulí s nízko obohaceným uranem a dalšími 100 000 grafitových koulí bez paliva, které slouží k regulaci reaktoru. Helium vstupuje do reaktoru při teplotě 500°C a vystupuje z něho ohřáté na teplotu 900°C, při provozním tlaku 9 MPa. Reaktor lze, kromě výroby elektřiny, využít pro výrobu vodíku a k odsolování mořské vody s plánovanou životností 40 let. Výhodou z hlediska bezpečnosti je inertnost helia i za vysokých teplot, pravidelná výměna paliva za provozu a vysoká účinnost elektrárny je přes 40 %. Vyhořelé palivo je skladováno podobně jako u tlakovodních reaktorů v meziskladech vyhořelého paliva. [15]
- 10) **GT-MHR** je mezinárodním projektem modulárního reaktoru s grafitovým moderátorem chlazeným heliem s vstupní teplotou 490°C a výstupní teplotou 850°C, které předává svojí energii plynové turbíně. Palivem může být uran, plutonium a thorium ve formě oxidových kuliček těchto prvků, povlakovaných karbidem křemíku SiC a uhlíkem, nebo v podobě prizmatických bloků jako u japonského projektu HTTR. Vyhoření paliva je až 90%. Výhodná je zejména možnost štěpení plutonia z jaderných zbraní. Aktivní zóna je tvořena grafitem, čímž klesá riziko roztavení aktivní zóny. Plánovaná životnost je 60 let. [15]
- 11) **FBR (Fast Breed Reactor)** rychlý množivý reaktor. Palivem je směs oxidu uraničitého a plutoničitého, která je silně obohacena až na 30%. Kromě palivových článků je aktivní zóna obklopena plodivým pláštěm s množivými články, které obsahují uran U^{238} nebo thorium Th^{232} , z nichž během provozu vzniká plutonium Pu^{239} , resp. uran U^{233} . Během provozu reaktoru je produkováno další palivo, kterého vzniká více než je sám reaktor

schopen spálit. Velmi vhodné je zejména Pu^{239} , které při štěpení uvolňuje až o 25% více neutronů, které se využívají k udržení stabilní řetězové reakce a dále k transmutaci U^{238} na další Pu^{239} . Druhý štěpitelný produkt U^{233} může být dále použit u pokročilých těžkovodních reaktorů, kde se přidává k thoriovému palivu [28]. S touto koncepcí počítá indický projekt PFBR na Obr.1. Typ reaktoru FBR, lze proto použít pro výrobu nového paliva pro rychlé i pomalé reaktory a k přepracování odpadu z klasických tepelných reaktorů a plutonia z jaderných zbraní.

V reaktoru se uvolňuje až desetkrát více tepla než u klasických tepelných reaktorů. Chladivem je tekutý sodík s teplotou tání 98°C a teplotou varu 883°C s výbornou tepelnou vodivostí. Celá aktivní zóna je ponořena v sodíku uvnitř tlakové nádoby, ve které je umístěn i výměník s druhým sodíkovým okruhem. Vysoká teplota varu sodíku umožňuje nižší tlak v reaktoru. Další výhodou je jeho vysoká tepelná vodivost a možnost v případě havárie uchlazení aktivní zóny jeho přirozenou cirkulací. V budoucnu se uvažuje o změně chladiva, kterým by mohlo být olovo, slitina olova a bismutu, helium, příp. CO_2 nebo roztavené fluoridové soli. Nevýhodou sodíku je totiž chemická reaktivita s vodou a potřeba druhého sodíkového okruhu.

Momentálně je ovšem tento typ reaktoru ekonomicky nevýhodný, jelikož těžba uranu je stále levnější než jeho výroba v tomto množivém reaktoru. Dalším aspektem je obava ze zneužití plutonia, produkovaného tímto reaktorem, pro vojenské účely. Nejvíce výhodným projektem a nejméně ekonomicky náročným je ruský projekt BREST. Jedná se o reaktor výkonu 300 a 1200 MWe s tepelným výkonem 700 a 2800 MWt, který je chlazen tekutým olovem s vstupní teplotou 420°C a výstupní teplotou 540°C . Palivem je nitrid uranu a plutonia. Palivový cyklus by měl být uzavřený spalující aktinoidy a štěpné produkty z vysoce aktivních odpadů s dlouhým poločasem rozpadu. [15] V současnosti stojí za zmínku hlavně ruský komerční reaktor BN-800 navazující na předchůdce BN-600.



Obr. 1: indický reaktor PFBR [28]

2.2 Reaktory IV. generace

S jejich výstavbou se počítá po roce 2030, kdy skončí životnost mnoha provozovaných reaktorů II. generace. Pro posouzení jednotlivých konstrukčních návrhů bylo v roce 1999 sestaveno fórum GIF (Generation IV International Forum). Cílem je odstranit v maximální míře nevýhody dosavadní jaderné energetiky, při její ekonomické konkurenceschopnosti. S novou generací se, kromě výroby elektrické energie, počítá k využití pro odsolování mořské vody a výrobu vodíku, se kterým je výhledově uvažováno jako s alternativním palivem v dopravě nahrazujícím ropu.

Při hledání vhodných návrhů je nutné posoudit vývoj technologie reaktoru a palivového cyklu s ohledem na ekonomičnost, bezpečnost, spolehlivost a dlouhodobou udržitelnost, která musí odpovídat zvyšujícím se nárokům na spotřebu energie a neohrozit následující generace vyčerpáním přírodních zdrojů. Hlavním cílem je lepší nakládání s radioaktivním odpadem, minimalizovat jeho množství a vyřešit otázku dlouhodobého skladování vyhořelého paliva s minimálním dopadem jaderné energetiky na ekologii. Důležitým aspektem je účinné, efektivní využití přírodních zásob paliva a výroba dostatečné zásoby nového paliva v množivých reaktorech. Jaderná energetika ovšem nesmí ztratit svoji konkurenceschopnost, zejména ekonomickou výhodnost, oproti jiným metodám získávání energie a celosvětově podporovat vývoj nových projektů, které využijí jadernou energetiku i pro jiné účely než jen výrobu elektrické energie.

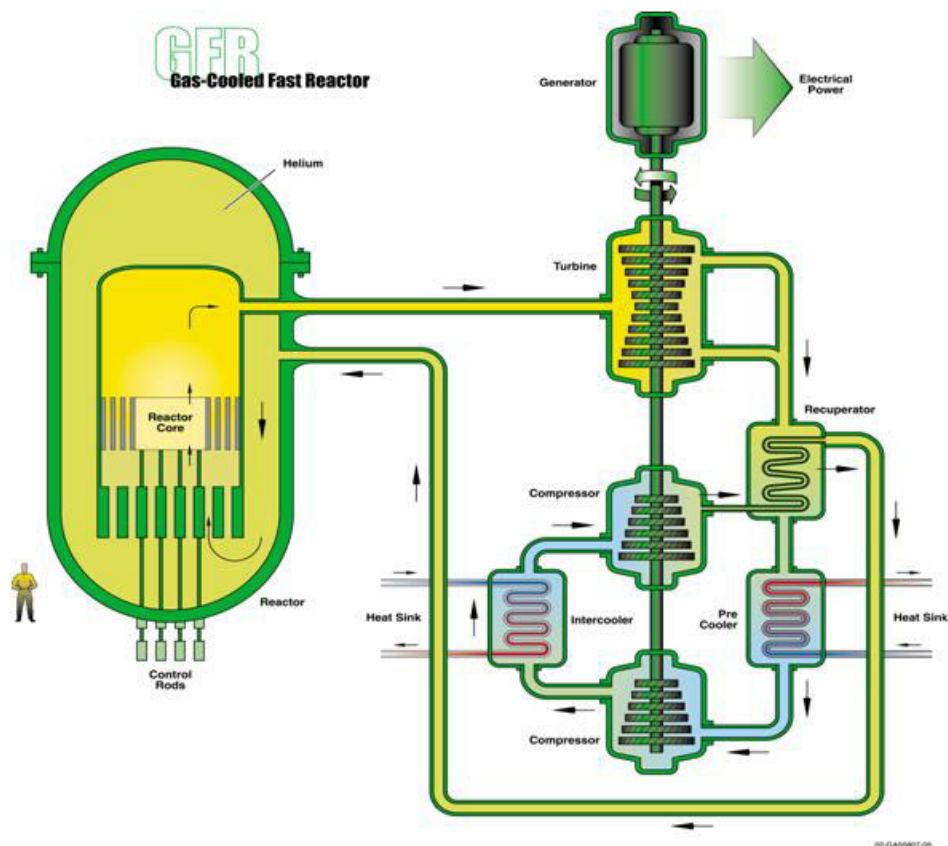
V rámci bezpečnosti je snaha o co nejmenší snížení rizika vzniku havárie a redukovat možnosti úniků radioaktivních materiálů se snížením rizika poškození instalované technologie v JE. Moderní systémy podobně jako reaktory Generace III+ dbají na vysokou inherentní pasivní bezpečnost, kdy dochází k eliminaci poškození aktivní zóny reaktoru díky přirozenému proudění chladicího média na základě jeho fyzikálních vlastností. Tyto prvky mají za úkol zmírnit dopad případných havárií a zabránit úniku radioaktivního materiálu v případě selhání všech aktivních bezpečnostních a havarijních prvků.

Reaktory IV. generace pracují za zvýšených teplot 510 až 1000°C, dochází tím ke zvýšení efektivity spalování paliva. Vyšší teploty v reaktoru ovšem vyžadují změnu vody za jiné vhodné chladicí látky, mezi které patří tekuté kovy, plyny a zatím nedocenené roztavené fluoridové soli, které však nejsou komerčně ověřeny a pracují zatím pouze ve výzkumných reaktorech. Z hlediska těchto aspektů bylo vybráno celkem 6 perspektivních návrhů, ve kterých převažuje především zájem o typy GFR, SCWR a VHTR. V rámci rychlosti realizace se zatím jako nejvíce prozkoumané jeví typy SFR a VHTR. [15]

2.2.1 Plynem chlazený rychlý reaktorový systém GFR (Gas-Cooled Fast Reactor System)

Jedná se o reaktor chlazený plynem, který vychází z dlouhodobých zkušeností s reaktory AGR, ovšem místo chladiva CO₂ je zde použito helium. Štěpení paliva v uzavřeném palivovém cyklu je provedeno rychlým spektrem neutronů. Dochází tedy k efektivní přeměně aktinoidů díky rychlým neutronům a může tím dojít k úplné recyklaci a minimalizování aktivních izotopů v odpadu. Rozložení reaktoru je jednookruhové a je podobné vysokoteplotním reaktorům PBMR a GT-MHR, které však pracují s tepelnými neutrony. Vysoká výstupní teplota helia až 850°C bude umožňovat kromě výroby elektřiny i výrobu vodíku nebo technologické teplo. Palivem je směs karbidu uranu-plutonia UPuC povlakovaným karbidem křemíku SiC. Výkon jednotky je uvažován 600 MWt / 228 MWe s účinností 48%. Pro další zvýšení celkové efektivity a účinnosti JE by byl nutný návrh vysoce výkonné heliové turbíny. Zatím nevyřešeným technologickým nedostatkem v návrhu GFR je

palivový cyklus, který je uvažován jako uzavřený. Dále forma paliva a odolnost SiC povlaku při vysokých teplotách. Je nutné najít vhodné řešení, pro bezpečnostní systémy s odvodem tepla při vysoké výkonové hustotě a zejména najít vhodný materiál reaktoru odolávající vysokým teplotám. U reaktoru GFR je potřeba eliminovat nedostatky, zejména v konstrukčním materiálu a ve špatné tepelné vodivosti helia při nízkých tlacích. Pro konstrukční materiál jádra reaktoru se uvažuje s keramickými materiály, které musí odolávat teplotám do 1600°C. Jsou jimi karbidy (SiC, ZrC, TiC, NbC), nitridy (ZrN, TiN) a oxidy (MgO, Zr(Y)O₂) a slibná intermetalická slitina Zr₃Si₂ pro materiál reflektoru rychlých neutronů. S reaktory typu GFR je nejvíce uvažováno s předpokládaným uvedením do provozu od roku 2025. Nejlépe hodnoceny jsou z hlediska dlouhodobé udržitelnosti díky skvělému využití aktinoidů a uzavřenému cyklu s kompletním vybavením pro nakládání s palivem uvnitř komplexu elektrárny, čímž se minimalizuje nutnost transportu odpadu. [15]



Obr. 2: Plynem chlazený rychlý reaktor GFR¹

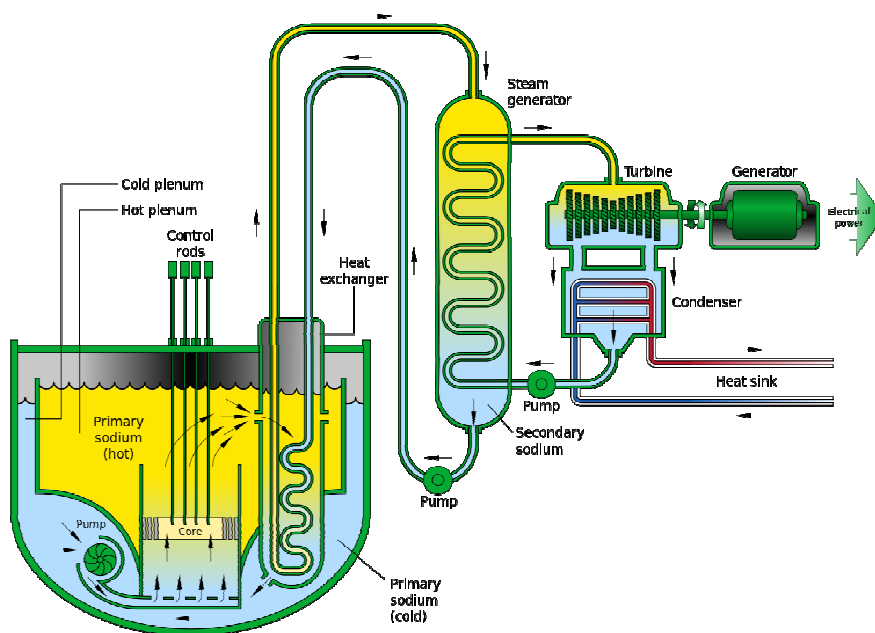
¹ zdroj obrázku: <http://www.the-weinberg-foundation.org/learn/next-gen/gcfr>

2.2.2 Sodíkem chlazený rychlý reaktorový systém SFR (Sodium-Cooled Fast Reactor System)

Rychlý reaktor s uzavřeným palivovým cyklem je zaměřený na štěpení vysoceaktivních odpadů, aktinoidů a plutonia. Uvažují se dvě varianty, středně velký reaktor o výkonu $150 \div 500$ MWe chlazený sodíkem s palivem z kovové slitiny uran-plutonium-zirkon nebo velký reaktor o výkonu $500 \div 1500$ MWe, který je rovněž chlazen sodíkem s výstupní teplotou do $530 \div 550^\circ\text{C}$ s palivem MOX (směs oxidů uranu a plutonia). Sodíkem chlazený reaktor je nejvíce vyvinutým z šesti systému IV. generace, který již byl několikrát úspěšně provozován.

SFR systém, podobně jako další rychlé reaktory, štěpí palivo pomocí rychlých neutronů, které jsou vhodné k výrobě nového Pu^{239} paliva z přírodního uranu U^{238} , k likvidaci radioaktivních odpadů s dlouhou dobou poločasu rozpadu a likvidací plutonia z jaderných zbraní. Během provozu reaktoru je využita téměř veškerá energie obsažená v přírodním uranu U^{238} . Chladiva z roztavených kovů jsou vhodná k použití v rychlých reaktorech, díky své vysoké tepelné vodivosti, která eliminuje riziko roztavení aktivní zóny a v souladu s inherentními bezpečnostními systémy dokáže aktivní zónu uchládit. Roztavené kovy mají také menší korozní vliv na materiál, než je tomu u superkritické vody nebo roztavených solí. Takto chlazené systémy mohou navíc pracovat při nižším tlaku blízkém atmosférickému tlaku. V rámci bezpečnosti je v případě chlazení sodíkem přidán druhý sodíkový okruh, který slouží k oddělení radioaktivního sodíku v primárním okruhu od sekundárního okruhu s vodní náplní, ze které vzniká v parogenerátoru pára pro turbínu pracující v Rankin-Clausiově cyklu. Nejčastějším rozvržením je bazénové uspořádání na Obr. 3, kde jsou všechny části primárního okruhu ponořeny v sodíkové lázni. Cílem systému je využít a recyklovat 99.9% všech aktinoidů v palivu a produkovat odpad s nízkou radioaktivitou. Zaváděcím palivem by mělo být vyhořelé palivo z klasických tepelných reaktorů, aby tak bylo docíleno snižování radioaktivních odpadů v jaderné energetice. V důsledku vloženého druhého oběhu sodíku je tepelná účinnost systému nízká v porovnání s nejmodernějšími vodou nebo plynem chlazenými reaktory. [15]

Hodnota účinnosti může být zvýšena použitím roztavených fluoridových solí jako primárního chladiva nebo nahrazením sodíku v meziokruhu, roztavenými chloridovými nebo nitridovými solemi. Oba návrhy přináší dvě výhody. První je menší velikost primárního výměníku sodík-sůl a dalšího vybavení z důvodů větší měrné tepelné kapacity roztavené soli. Druhou výhodou je nulová reaktivnost solí, jak s parovodním sekundárním okruhem, tak se sodíkovým chladičem reaktoru. Podobný systém byl použit i u Aircraft Reactor Experiment, který používal sodíkového chlazení reaktoru s mezismyčkou z roztavených solí. [5]



Obr. 3: Sodíkem chlazený rychlý reaktor SFR ²
² zdroj obrázku: http://www.wikiwand.com/en/Generation_IV_reactor

2.2.3 Olovem chlazený rychlý reaktorový systém LFR (Lead-Cooled Fast Reactor System)

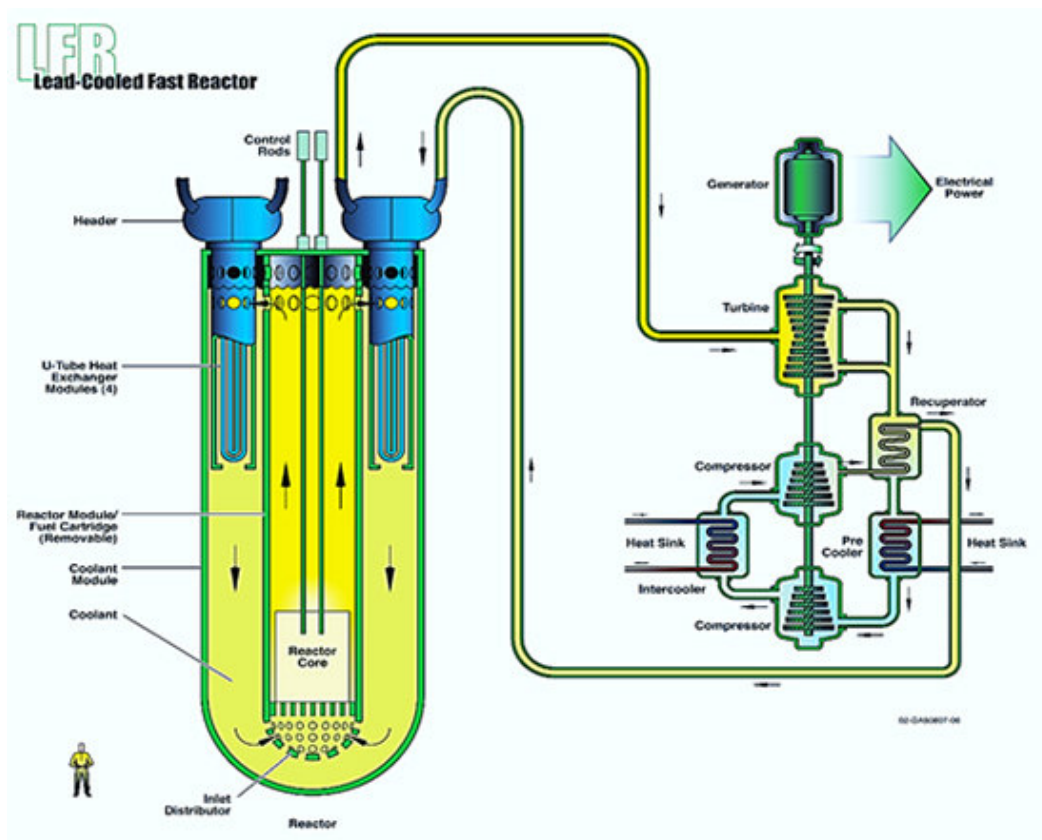
Rychlý reaktor s uzavřeným palivovým cyklem, který používá k chlazení Pb nebo směs Pb a Bi. Výhodou tohoto chladiva je možnost zvýšení teploty cyklu ve srovnání se sodíkovým cyklem a tím i zlepšení přeměny energie. Reaktor LFR vychází z reaktorů ruských jaderných ponorek chlazených olovem a z programu IFR (Integral Fast Reactor). Reaktory malého výkonu 50 - 150 MWe s výstupní teplotou přibližně 550°C jsou chlazený přirozenou cirkulací chladiva, která je umožněna nízkou výkonovou hustotou jádra. U jednotek s větším výkonem roste výkonová hustota jádra a je potřeba nucené cirkulace. Dochází rovněž k rychlejšímu vyhoření paliva než v případě malých jednotek, kde je vysoký stupeň reaktivity i po 15 až 20 letech.

V případě jednotek s výstupní teplotou do 550°C se počítá s palivem z kovové slitiny ve formě tyčí U/TRU/Zr. Zkratkou TRU je myšlen transuranický odpad s radionuklidy o dlouhém poločase rozpadu a atomovým číslem větším než uran. Jedná se zejména o Am²⁴¹, Np a různé izotopy Pu. Recyklace a výroba tohoto paliva byla již vyvinutá pro sodíkem chlazené reaktory. Palivo je pokryté feritickou ocelí. Konstruktivním materiálem reaktoru je nerezová ocel. Tento typ reaktoru by sloužil pouze k výrobě elektřiny. Pro výrobu vodíku je potřeba teploty 750°C až 800°C v aktivní zóně, proto je nutný vývoj paliva pro vyšší teploty ve formě nitridů a jeho aplikace v uzavřeném cyklu s recyklací a přepracováním paliva. Palivo musí být pokryto vhodným materiálem odolávajícím vysokým teplotám. Uvažuje se s karbidem SiC a nitridem ZrN. Oba materiály musí být kompatibilní s chladivem i s nitridy paliva. Nutný je i výzkum konstrukčního materiálu pro vnitřek reaktoru a výměník tepla.

U tohoto typu reaktoru se předpokládá několik provedení:

- **bariérový reaktor** s tepelným výkonem $\sim 125 \text{ MWt} \div 400 \text{ MWt}$, chladivo Pb a Bi s přirozeným prouděním a výstupní teplotou z reaktoru $\sim 550^\circ\text{C}$. Palivem je kovová slitina nebo nitrid pokryté (povlakované) feritem.
- **modulový reaktor** s tepelným výkonem $\sim 1000 \text{ MWt}$, chladivo Pb a Bi s nuceným prouděním a výstupní teplotou z reaktoru $\sim 550^\circ\text{C}$. Palivem je kovová slitina pokrytá feritem.
- **velký reaktor** s tepelným výkonem $\sim 3600 \text{ MWt}$, chladivem je samotné Pb s nuceným prouděním a výstupní teplotou z reaktoru $\sim 550^\circ\text{C}$. Palivo je ve formě nitridu pokrytého feritem.
- **Pb - bariérový**, který zatím není připraven k brzké realizaci, tepelný výkon $\sim 400 \text{ MWt}$, chladivem je Pb s přirozeným prouděním o teplotě na výstupu až 800°C . Palivo je ve formě nitridu pokrytém keramickým materiálem SiC nebo ZrN.

LFR má jednu z největších potřeb dalšího výzkumu a vývoje, zejména v oblasti určení složení chladiva, vývoje nitridového paliva s možností recyklace a přepracování. Dále bude pokračovat výzkum inherentní bezpečnosti olova se snahou o zvyšování výstupní teploty z reaktoru. U reaktoru LFR se počítá s výstavbou až po roce 2025. [15]

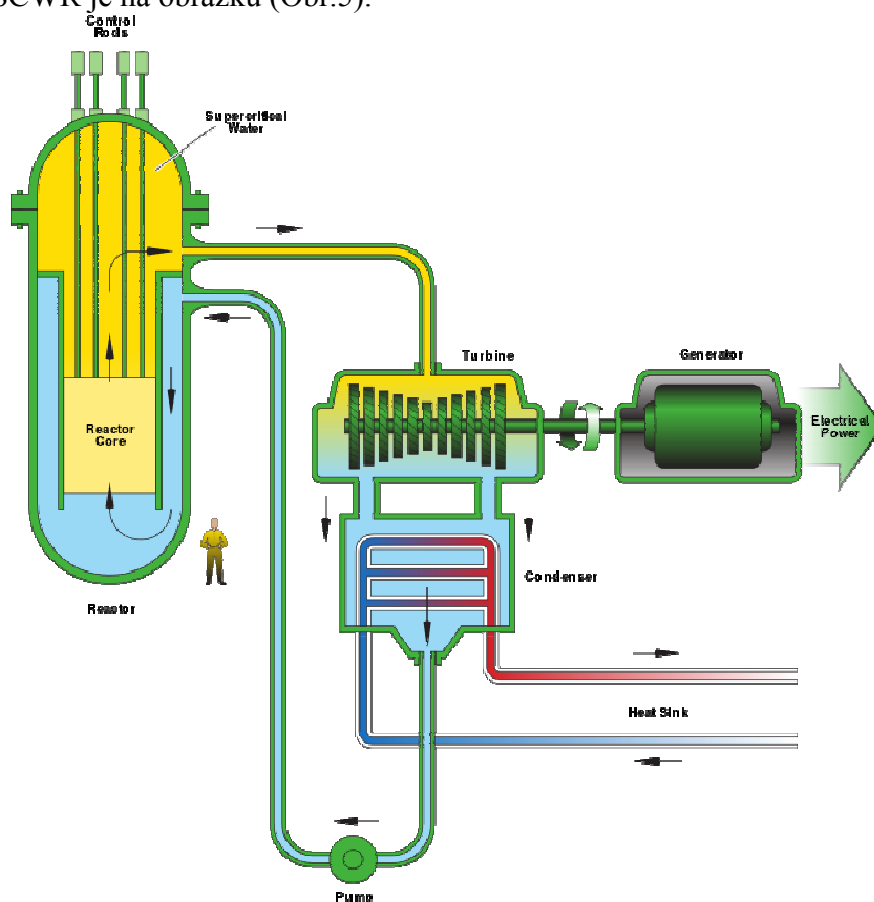


Obr. 4: Olovem chlazený rychlý reaktor LFR²

² zdroj obrázku: http://www.wikiwand.com/en/Generation_IV_reactor

2.2.4 Superkritický vodou chlazený reaktorový systém SCWR (Supercritical-Water-Cooled Reactor System)

Vysokoteplotní vysokotlaký reaktor s chladicí vodou pracující za podmínek nad kritickým bodem vody (22,1 MPa, 374°C), kde se voda chová jako spojitá tekutina s výjimečnou měrnou tepelnou kapacitou a dosahuje nejvyšší možné tepelné vodivosti. Ve vodě nedochází při zahřívání při vysokém tlaku k varu. Voda se mění skokově při rychlém uvolnění tlaku v superkritickou tekutinu. Koncepce reaktoru spojuje dohromady tlakovodní a varný reaktor, který nevyžaduje parogenerátor. Vzniklá superkritická tekutina v aktivní zóně navíc nepotřebuje odlučovače vlhkosti a sušení pro snižování vlhkosti, jako je tomu u varných reaktorů, je proto možné při kritických parametrech páry dosáhnout u Rankin-Clausiova cyklu tepelnou účinnost až 44%. Nevýhodou je horší korozní prostředí způsobené vlivem superkritické tekutiny na zvýšení koroze konstrukčního materiálu. V důsledku vyšší tepelné vodivosti, než v případě lehkovodních reaktorů, lze použít menší množství chladiva s nižším průtokem a snížit tak požadavky a počet chladících čerpadel a potrubí. Schematické znázornění SCWR je na obrázku (Obr.5).



Obr. 5: Superkritický vodou chlazený reaktor SCWR ²

² zdroj obrázku: http://www.wikiwand.com/en/Generation_IV_reactor

Uvažovány jsou dvě varianty systému. Prvním je otevřený uranový cyklus s tepelnými neutrony a druhým je uzavřený cyklus s rychlými neutrony a úplnou recyklací aktinoidů. Varianta s rychlými neutrony je opět závislá na vývoji konstrukčního materiálu odolávajícího vysokým teplotám. V návrhu s tepelnými neutrony je kvůli nízké hustotě superkritické kapaliny navíc přidán moderátor ke tvorbě tepelných neutronů. Uvažovaný výkon obou

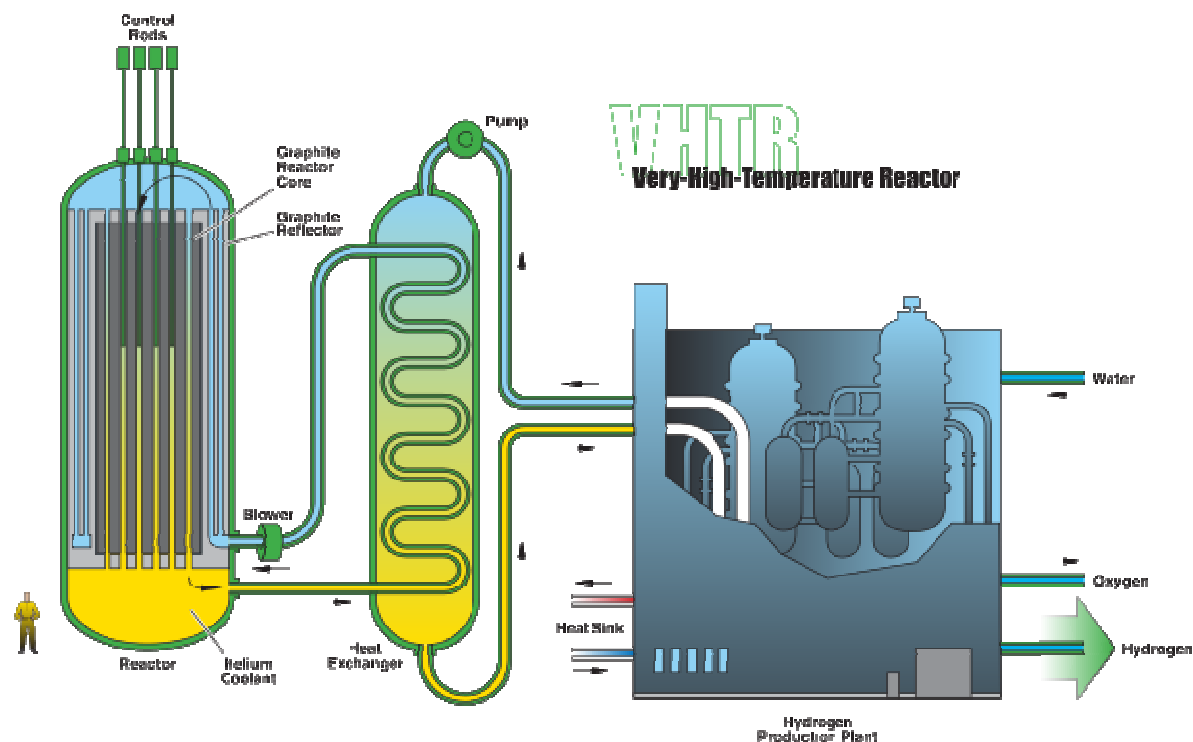
variant je 1700 MWe s teplotou vody na vstupu 280°C a na výstupu 510°C, při provozním tlaku 25 MPa.

V posledních letech byl předmětem největšího výzkumu japonský superkritický lehkodvodní reaktor SCLWR s termálním spektrem neutronů, jehož nádoba je velmi podobná tlakové nádobě PWR s havarijními absorpčními tyčemi, které se v případě havárie samovolně spustí do aktivní zóny. Odstavení reaktoru probíhá podobně jako u varného reaktoru SWR 1000, uzavřením obálky, snížením tlaku a odvodem páry. Předmětem dalšího výzkumu je zejména palivo a konstrukční materiály, jelikož není stále jasné chování materiálu při ozáření při daném tlaku a teplotě. V případě paliva se uvažuje oxid uraničitý UO_2 pokrytý austenitickou, příp. martenzitickou korozivzdornou ocelí nebo niklovou slitinou. Nárok na pokrytí paliva je v případě reaktoru s rychlými neutrony vyšší než v případě tepelných neutronů. Palivo a materiál pokrytí zatím nebyli definitivně zvoleny. Vzhledem k tomu se uvažuje s uvedením do provozu až po roce 2025. [15]

2.2.5 Vysokoteplotní reaktorový systém VHTR (Very-High-Temperature Reactor System)

Vysokoteplotní reaktor chlazený dle předpokladů heliem, které umožňuje vysoké výstupní teploty chladiva z reaktoru a zároveň zaručuje vysokou bezpečnost proti havárii s roztavením aktivní zóny. Zvýšením teploty na 1000°C dochází při výrobě elektřiny ke zvýšení účinnosti až na 50%. Reaktory VHTR bude, kromě výroby elektřiny a kogenerace, možné využít pro efektivní výrobu vodíku. Předpokládá se, že jednotka o výkonu 600 MWt může vyprodukovat až 2 miliony m^3 /den. [15] Systém by mohl nalézt uplatnění i v metalurgii při výrobě oceli a hliníku. Pro výrobu elektřiny bude do primárního okruhu přímo umístěna plynová heliová turbína s Braytonovým cyklem, ostatní aplikace budou mít vložený okruh přes přechodový výměník tepla, znázorněno na obrázku Obr.6. Pro tento typ reaktoru mohou být efektivně využity poznatky z výzkumu vysoce teplotně odolných materiálů z demonstračních reaktorů typu PMBR, GT-MHR, HTTR a čínského HTR-10. Materiály musí umožnit provoz při teplotě 1000°C, pokud možno i vyšší, zejména v případě havárií, kdy může teplota překročit 1800°C. [15] Dále je potřeba vývoje vhodných materiálů pro výměník tepla, ventilů a potrubí, u kterých hrozí nebezpečí pronikání izotopu tritia. Palivem jsou, podobně jako u PBMR, grafitové koule pokryté třemi vrstvami karbidu křemíku SiC a uhlíku, nebo prizmatické bloky jako u systému GT-MHR. Grafit slouží jako moderátor a palivový cyklus bude otevřený. Pro vysoké teploty se uvažuje s palivem TRISO, které je pokryto karbidem ZrC .

Technologie tohoto systému již byla ověřena v různých projektech, stejně tak i u pokročilých reaktorů GT-MHR a PBMR. Příkladem může být německá elektrárna THTR-300 o výkonu 300 MWt s výstupní teplotě helia 750°C. Palivem bylo 675 000 palivových grafitových koulí o průměru 6 cm, kde každá koule obsahovala 10 000 kuliček paliva, které tvořilo celkem 10 g thoria a 1 gram silně obohaceného oxidu uranu povlečený třemi vrstvami karbidu křemíku a uhlíku. [15]. Výměna paliva probíhá během provozu sypáním koulí do reaktoru. Možnost zvýšení teploty cyklu na 950°C by měl prokázat japonský projekt HTTR o výkonu 30 MWt. První komerční elektrárna by měla být spuštěna v roce 2020. [15]



Obr. 6: Vysokoteplotní reaktorový systém VHTR pro výrobu vodíku a tepla ²
² zdroj obrázku: http://www.wikiwand.com/en/Generation_IV_reactor

Nejpokročilejším stádiem vysokoteplotního reaktoru VHTR je reaktor AHTR (Advanced High-Temperature Reactor), který používá chladivo v podobě čistých fluoridových solí. Palivový cyklus je stejný jako v případě typu VHTR. Roztavené fluoridové soli mají ve srovnání s heliem lepší termo-fyzikální vlastnosti a tedy je možné zvednout výkon reaktoru na 4000 MWt. Reaktor pracuje při nižší tlaku a technologické zařízení je, díky větším hodnotám přenosu tepla, menší a kompaktnější. Použitím roztavených solí (Tab.1) dochází k dalšímu zvýšení inherentní bezpečnosti systému ve srovnání s VHTR. Další variantou tohoto typu návrhu je reaktorový systém LSFR (Liquid-Salt-Cooled Fast Reactor) s modifikovaným metalicky pokoveným rychlým reaktorovým jádrem, které spolu s fluoridovou solí zajišťuje nejmenší možnou moderaci neutronů v jádře. [5]

Tab. 1: Využití roztavených solí ve vysokoteplotních reaktorech s pevným palivem [5]

Reaktorový systém	Neutrony	Palivo	Koncepce využití	Typ soli	Kritéria výběru
AHTR	tepelné	Pevné, U/Pu cyklus	primární chladivo	BeF ₂ soli, NaF soli	nízká teplota tavení, cena
VHTR	tepelné		meziokruh	LiCl-KCl-MgCl ₂ , KF-KBF ₄ , FLiNaK	tepelná vodivost, cena
SFR	rychlé		primární chladivo	NaF-KF-ZrF ₄	nízká teplota tavení, nízký účinný průřez
			meziokruh	nitridy, chloridy, hydroxidy	nízká teplota tavení, chemicky inertní s vodou

2.2.6 Reaktorový systém s roztavenými solemi MSR (Molten Salt Reactor System)

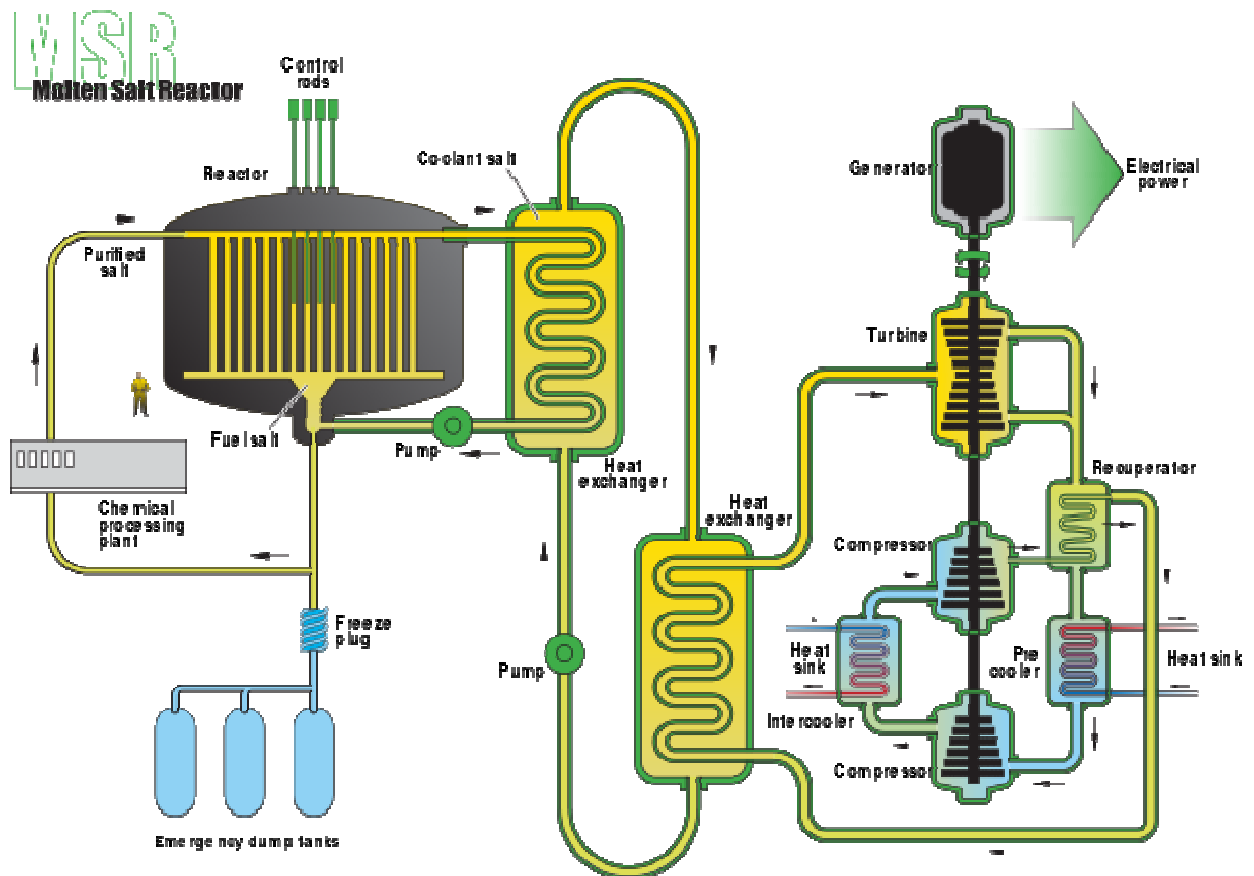
Vysokoteplotní reaktor pracující v primárním okruhu s roztavenou fluoridovou solí, která je směsí chladiva a aktinoidů paliva. [5] Považuje se za nejpokrokovější z předchozích šesti návrhů. Reaktory MSR mají ve srovnání s reaktory s pevným palivem nižší množství štěpných produktů, žádné radiační poškození. Dále šetří palivem a není potřeba požadavků na výrobu klasických pevných palivových článků. Omezením realizace staveb JE IV. generace je zejména koroze konstrukčních materiálů, rozpustnost směsi chladiva a paliva a jejich stabilita za vysokých teplot. [5] Reaktor využívá palivo ve formě fluoridů rozpuštěných ve fluoridových solích primárního chladiva. Provozní teploty v reaktorech se pohybují v rozmezí bodu tání fluoridových solí, který je navýšen o přírůstek přibližně 100°C, zabraňující ztuhnutí primární soli vlivem nižší provozní teploty primárního cyklu než je teplota tavení soli, až do teploty chemické kompatibility s niklovými slitinami nebo grafitovým kompozitem. Referenční elektrárna pro výrobu elektřiny by měla mít výkon 1000 MWe a tlak 0,5 MPa. [15] Je tedy patrné, že tenze par fluoridových solí je velmi nízká, což redukuje tlaky na nádobu a potrubí. Výjimkou je sekundární chladicí sůl v primárním výměníku NaF-NaBF₄, která se nad teplotou sytosti rozkládá a tlak vzniklých sytých par roste. Inherentní bezpečnost systému je zaručena nouzovým vypouštěním paliva, pasívním chlazením a nízkou koncentrací nestabilních štěpných produktů. Doplnování a čištění paliva probíhá v plném provozu reaktoru. Palivová směs vystupující z reaktoru ve formě nespálených aktinoidů spolu s produkty štěpení a chladivem je rozpouštěna pomocí fluorovodíku, vzniklé fluoridy se opět přidávají zpět ke směsi paliva a chladiva. Odstranění produktů štěpení je zajišťováno radiochemickou separací nebo mechanickým způsobem pomocí centrifugy, ve které dojde k oddělení štěpných produktů od chladiva a aktinoidů. Chladivo a aktinoidy jsou vráceny zpět do palivové směsi a znovu transmutovány. Kontinuálním čištěním snižujeme možnou reaktivitu za provozu a zvyšujeme tím i bezpečnost. Odpadem z cyklu MSR je přetavená sůl, připomínající sklo, která je schopná zadržet uvnitř radioaktivní prvky. [15]

Pro použití systému MSR je uvažováno několik variant zaměřených na specifické oblasti použití, například na konverzi plutonia z jaderných zbraní nebo ke spalování plutonia a minoritních aktinoidů v otevřeném aktinoidovém cyklu. [15] Avšak stěžejními jsou tyto systémy:

MSR-Breeder - rychlý množivý reaktor pracující v uran-thoriovém cyklu, sloužící pro výrobu a zvyšování zásob paliva. Do budoucna se počítá s koncepčním vývojem několika rychlých reaktorů MSR, které by měly vysokou negativní teplotu a nulový koeficient reaktivity, což jsou unikátní vlastnosti, které nelze nalézt u rychlých reaktorů s tuhým palivem. [5] [15]. Množivý reaktor může být i tepelný s epitermálním spektrem neutronů (systém MSBR).

MSR-Burner - reaktor s uran-plutoniovým cyklem sloužící jako transmutor, spalující aktinoidy a dlouhodobé štěpné produkty s jejich plynulou recyklací a velmi nízkou tvorbou radioaktivních odpadů. Pro spalování aktinoidů jsou použity neutrony s epitermálním spektrem. Moderátorem je grafit. Tento typ je přednostně uvažován pro výrobu elektřiny. [5] [15]

Výměna tepla z primárního okruhu probíhá přes primární výměník do mezismyčky se sekundární soli. MSR systém počítá s Braytonovým cyklem, kdy je teplo z mezismyčky předáno do sekundárního okruhu elektrárny teplonosnému heliu, které vstupuje do plynové turbíny. [5] Schematické znázornění je na obrázku (Obr.7). Z obrázku je patrné nucené proudění primární a sekundární soli pomocí čerpadel.



Obr. 7: Reaktorový systém s roztavenými solemi MSR ²

² zdroj obrázku: http://www.wikiwand.com/en/Generation_IV_reactor

Při skladování solí je nutné zamezit jejich styku s vlhkostí, jsou silně hydrofobické. Skladování probíhá v inertní atmosféře a soli musí být dále před použitím vysušeny. Hrozí totiž vznik fluorovodíku, který je schopen zničit materiál experimentální smyčky. Experimentálně prověřeným korozivzdorným materiálem, v korozním prostředí je Hastelloy N, který je plně kompatibilní s grafitem a fluoridovými solemi do teploty 720°C v případě, že sůl neobsahuje Na. Pro fluoridové soli s sodíkem jsou doporučeny teploty do 700°C. Modifikovaný Hastelloy N, vyvinutý pro použití ve fluoridových solích do teploty 720 °C, odolává i fluoridovým solím s sodíkem, vyžaduje ovšem ověření. U grafitového konstrukčního materiálu dochází k poškození radiací a je ho potřeba měnit každých 4 až 10 let. Snahou je proto zvýšení jeho odolnosti tak, aby nedocházelo k odstávkám reaktoru. U reaktorů vyrábějících vodík musí být zvoleny soli s menším potenciálem pro vznik izotopu tritia. O konstrukčních materiálech v kapitole 4. [15]

Nejvýznamnějším experimentem pro ověření vlastností roztavených fluoridových solí a konstrukčních materiálů byl Molten Salt Reactor Experiment (MSRE), provozovaný v 70. letech v Oak Ridge National Laboratory (ORNL). Jednalo se o 8 MW reaktor s roztavenými lithium-beryliovými solemi a grafitovým moderátorem. MSRE byl provozován za stabilního výkonu a byla v něm ověřena možnost použití různých paliv U^{235} , U^{233} , Pu, včetně použití uran-thoriového cyklu. Cílem současného vývoje je jednoduchý proces s konverzním poměrem blízkým jedné, který bude optimalizován pro transmutaci aktinoidů z jiných

reaktorů. Výstavba a využití MSR k výrobě elektřiny a spalování radioaktivních odpadů je v plánu po roce 2025. V tabulce níže (Tab.2) jsou přehledně uvedeny jednotlivé systémy MSR s technologickými specifikacemi. [15]

Tab. 2: Jednotlivé typy MSR s uvedeným typem soli [5]

Reaktorový systém	Neutrony	Palivový cyklus	Chladivo	Typ soli	Vlastnosti
MSR-Breeder (MSBR)	T (epitermální)	U ²³³ /Th	primární	LiF-BeF ₂ -(HN)F ₄	nízká teplota tavení, nízký účinný průřez
			sekundární	NaF-NaBF ₄ *	kompatibilita s vodou, tepelná vodivost, viskozita, nízká cena
MSR-Breeder	F (nemoderovaný)	U ²³³ /Th	primární	LiF-(HN)F ₄	nízká teplota tavení, nízký účinný průřez
			sekundární	NaF-NaBF ₄	dtto
MSR-Burner	F (nemoderovaný)	Pu-MA	primární	NaF-LiF-BeF ₂ -(HN)F ₃ **	vysoká rozpustnost aktinoidů Pu-MA
			sekundární	NaF-NaBF ₄	nízká cena, záchyt izotopu tritia
MSR-Burner	F (nemoderovaný)	MA	primární	LiF-NaF-KF-(HN)F ₃ **	rozpustnost MA > 10 mol. %
			sekundární	NaF-NaBF ₄	nízká cena, záchyt izotopu tritia

HN = palivo - U/Th, Pu-MA nebo MA

* možná alternativa soli LiF-BeF₂, ** možná alternativa BeF₂ za KF

Ze zadání diplomové práce vyplývá, že navrhovaný primární výměník, pracující s primárními soli typu LiF-BeF₂-(HN)F₄, kde HN značí rozpuštěné thorium-uranové aktinoidy, je součástí reaktorového systému MSR-Breeder, typu MSBR. Reaktor je moderovaný grafitem, pracuje tedy s epitermálním spektrem neutronů. Sekundární soli je chladicí směs NaF-NaBF₄. Stejný systém MSR byl použit i u MSRE od ORNL. O jednotlivých vlastnostech roztavených fluoridových solí, zejména termo-fyzikálních, pojednává kapitola 3.

3. Vlastnosti fluoridových solí použitých v MSR

V současnosti zaznamenáváme v jaderné energetice růst poptávky po vysokoteplotním použití chladiv z roztavených fluoridových solí pracujících za vysokých teplot $700 \div 1000^\circ\text{C}$. Dochází k vývoji nových koncepcí reaktorů. Teplota tavení fluoridových chladiv se pohybuje mezi 315°C a 500°C a používají se pouze v případě vysokoteplotních aplikací.

Pro nižší teploty jsou používány nitridové soli, které se používají ve výměnících tepla v chemickém průmyslu. Tyto soli mají teplotu varu již při 600°C a nemohou být proto použity ve vysokoteplotních aplikacích, kde je potřeba stabilních solí za vyšších teplot. Pokud bychom používali palivo v pevné formě a roztavené soli by plnili pouze funkci chladiva, můžeme zvolit alternativu k fluoridovým solím, chloridy. Chloridové soli mohou být také používány k čištění paliva od lanthanoidů nebo mohou být s nitridovými solemi používány pro chlazení solárních elektráren.

Fluoridové soli jsou výhodným chladivem v primárním okruhu, díky dobré rozpustnosti paliva v soli (Th, U). Výhodou směsí z fluoridových solí s rozpuštěným palivem, oproti možnosti chlazení tekutými kovy (Na, Pb), plyny (He) nebo nadkritickou vodou, je možnost využití uzavřeného palivového cyklu, který je podmínkou pro reaktory IV. generace. Chlazení roztavenými fluoridovými solemi je také velmi výhodné díky svým termo-hydraulickým vlastnostem, vysoké teplotě varu, optické průhlednosti. Tyto vlastnosti umožňují projektování kompaktnějších jednotek s větší bezpečností než je tomu u pevnopalivových reaktorů chlazených sodíkem nebo klasických reaktorů. Fluoridové soli jsou v současnosti prověřovány jako chladiva u reaktorů typu AHTR a LSFR, kde nahrazují plynné chladivo, popř. tekutý sodík. [5]

Fluoridové soli musí kromě vhodné rozpustnosti paliva, zároveň splňovat funkci i jako velmi dobré primární chladivo a sekundární chladivo reaktoru MSBR. Podmínkou, proti možné absorpci tepelných neutronů chladivem, je výběr prvků chladiva, které musí mít účinné průřezy menší než $1 \cdot 10^{-28} \text{ m}^2$ (< 1 barn). Tato podmínka je splněna u prvků F, Be, ^7Li , ^{11}B , Zr, Rb, Na a ^{37}Cl [Grimes, 1967] [5]. Vhodnost jednotlivých prvků k tvorbě solných směsí je dále posuzována podle jejich chemické stability pro teploty nad 800°C , radiační stability, teplot tavení pod 525°C a těkavosti. Dále je důležitá kompatibilita s niklovými slitinami a grafitem. Nejčastěji jsou používány fluoridové soli s lehkými alkalickými kovy jako je Li a Be. Požadavek na hodnoty účinného průřezu není určující pro sekundární sůl. [5] Primární roztavená směs soli musí být také vhodná pro přepracování paliva k zajištění kontinuálního provozu reaktoru. Vlastnosti jednotlivých solí složených z alkalických fluoridů soli (LiF, NaF, KF), fluoridu zirkoničitého (ZrF_4) a fluoridu berylnatého (BeF_2) jsou uvedeny v tabulce (Tab.3). Při použití Rb hrozí vznik izotopu, který produkuje γ záření.

Tab. 3: Vlastnosti jednotlivých směsí primárních chladiv [5]

Sůl	Teplota tavení	Tlak sytých při 900°C (mm Hg)	Účinný průřez ve srovnání s grafitem	Moderační hodnocení
LiF-BeF ₂	460	1,2	8	60
NaF-BeF ₂	340	1,4	28	15
LiF-NaF-BeF ₂	315	1,7	20	22
LiF-ZrF ₄	509	77	9	29
NaF-ZrF ₄	500	5	24	10
KF-ZrF ₄	390		67	3
Rb-ZrF ₄	410	1,3	14	13
LiF-NaF-ZrF ₄	436	5	20	13
LiF-NaF-KF	454	0,7	90	2
LiF-NaF-RbF	435	0,8	20	8

Směsi LiF se obohacují vhodným izotopem ⁷Li, protože izotop ⁶Li, kterého je v přírodní lithiu 7,5%, má 1000 x větší účinný průřez a způsoboval by záchyt neutronů a problém v neutronové bilanci aktivní zóny. Proto obohacujeme lithium izotopem ⁷Li až na 99,9 hm. %. Důležitou vlastností solí je radiační stabilita, která vylučuje tvorbu radioaktivních směsí vlivem radiačního působení.

Termo-fyzikální vlastnosti solí zjišťujeme buď experimentálním měřením nebo interpolací. Přesné měření je požadováno pro určení teploty tavení, viskozitu, hustotu nebo tlak nasycených par. Ovšem přesně můžeme určit pouze hustotu. Tepelná kapacita nebo tepelná vodivost se bohužel určovala doposud pouze sporadicky a neurčitě.

Pro chlazení aktivní zóny je možné použít spoustu směsí solí s různými koncentracemi prvků. Používají se dvoj a vícesložkové směsi, které mají nižší teplotu tavení než jednosložkové směsi. Roztavené soli mají oproti jiným chladivům tyto výhody [8] [5]:

- Vysoká měrná tepelná kapacita, která určuje vhodnost chladiva. Jedná se o množství tepla, které přijme jednotkový objem chladiva při zvýšení jeho teploty o jeden stupeň Celsia. Při nižším teplotním spádu a nízkých hmotnostních průtocích tak lze přenášet vysoké tepelné výkony v porovnání s vodou.
- Vysoká teplota varu roztavených solí nedovoluje varu chladících směsí. Pokud by při provozních teplotách v aktivní zóně reaktoru docházelo k varu, byla by snížena efektivnosti odvodu tepla z aktivní zóny a dále poškozena celková infrastruktura a konstrukce reaktoru. Teplota varu směsí fluoridových solí se nachází nad 1200°C. MSR reaktory proto mohou pracovat při vysokých teplotách v aktivní zóně a zvyšuje se tím využití paliva a účinnost cyklu. Pro efektivní výrobu vodíku je vysoká teplota v AHTR (vysokoteplotních reaktorech) nutností.
- Nízký tlak sytých par za vysokých teplot při teplotách okolo 1000°C, kdy mají syté páry atmosférický tlak. Velmi výhodné z hlediska konstrukce aktivní zóny a bezpečnosti.

- Nízká teplota tavení, která je velmi důležitá kvůli stálosti vlastností a homogenitě chladiva v oběhu. Pohybuje se mezi 300 - 500° C. Přidáváním dalších složek a tvorbou vícesložkové soli je možné teplotu snižovat, ale jen o desítky stupňů. Zvětšuje se tím rozsah provozních teplot pro použití soli. Snižuje se také riziko, že roztavená fluoridová sůl v některé části okruhu zamrzne. Provozní teplota solí v MSR je proto o minimálně 100°C vyšší než teplota tavení.

Vlastnosti vícesložkových roztavených fluoridových směsí můžeme dále ovlivňovat v rámci procentuálních hmotnostních podílů jednotlivých složek směsi a také jejich kombinacemi. Roztavené fluoridové soli navíc zaručují velkou bezpečnost oproti jiným chladivům. Nehrozí riziko chemické reakce solného chladiva s ostatními chladivy a médii v chladících okruzích. V tabulce (Tab.4) jsou uvedeny naměřené termo-fyzikální vlastnosti jednotlivých chladiv při teplotě 700°C, kromě vody (290°C). [8]

Tab. 4: Srovnání termo-fyzikálních vlastností jednotlivých chladiv [8]

Chladivo	T_{tav} [°C]	T_{varu} [°C]	ρ [kg · m ⁻³]	$\rho \cdot c_p$ [kJ · m ⁻³ · K ⁻¹]	λ [W · m ⁻² · K]	ν [m ² · s ⁻¹]
FLiBe	459	1430	1940	4540	1	2,9
FLiNaK	454	1570	2019	4060	0,6	-
Sodík	97,8	883	790	1000	62	0,25
Olovo	328	1750	10540	1700	16	0,13
Helium	-	-	3,8	20	1,29	11
Voda	0	100	732	4040	1,56	0,13

Primární sůl, která u reaktorů MSR, slouží jako palivo a musí vykazovat odpovídající rozpustnost aktinidů a být schopna pojmout dostatek těžkých štěpných nuklidů, u kterých nesmí dojít k uvolnění z palivové soli. U sekundární soli je velkou výhodou zachycení Tritia. Můžeme tím snížit selektivní korozi konstrukčních materiálů jednotlivých zařízení. Sekundární soli jsou nejčastěji reprezentovány alkalickými-fluoroboritanovými solemi použitými v MSR jako sekundární chladivo, jejich výhodou jsou nízké náklady a nízká viskozita. Nejčastěji používanými sekundárními solemi jsou [8]:

- 1) NaF-NaBF₄
- 2) LiF-Na-KF (FLiNaK)

Nejpoužívanější druhy solí u technologie MSR [8]:

- 1) primární sůl LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ a sekundární sůl NaF-NaBF₄ vhodné pro thorium - uranový cyklus, viz. MSBR.
- 2) LiF-BeF₂-NaF-UF₄ pro transmutory ke spalování plutonia a vyšších aktinidů z vyhořelého paliva klasických reaktorů. Sůl zaručuje vysokou rozpustnost PuF₃ a ostatních lanthanoidů do 2 mol. % při 600°C. [8]

3.1 Vlastnosti primární soli LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄

Pro primární okruh reaktoru MSR může být použita jako chladivo a palivo roztavená fluoridová sůl LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ (71,7-16-12-0,3 mol. %). Tato směs je stanovena zadáním diplomové práce a je dále v souladu s diplomovou prací [19], se kterou provádím srovnání hodnot klasického výměníku a výměníku typu Helixchanger.

Teplota tavení této směsi je 499°C. Teplota soli se v primární části reaktoru MSR pohybuje v rozmezí 600°C až po maximální teplotu 720°C.[19] Z teplot je tedy patrné, že při minimální teplotě soli v primárním okruhu reaktoru 600°C, nedojde ke ztuhnutí solné směsi. Z hlediska bezpečnosti je vždy volen přírůstek minimálně 100°C od teploty tavení směsi. Některé americké výzkumy, ale mohou volit přírůstek pouze 60°C, který ovšem v této práci neuvažujeme.

Závislost měrné tepelné kapacity c_p na teplotě se zanedbává. Hodnota v tabulce (Tab.5) je uvedena pro rozmezí teplot 500 ÷ 800°C, ve kterých je uvažována měrná tepelná kapacita za konstantní. [23]

Tab. 5 : Měrná tepelná kapacita primární soli [23]

Fluoridová sůl	Molové složení	T [°C]	c_p [J · kg ⁻¹ · K ⁻¹]
LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	71,7-16-12-0,3 mol. %	500 - 800	1340

Součinitel tepelné vodivosti v závislosti na teplotě uveden v tabulce (Tab.6).

Tab. 6 : Součinitel tepelné vodivosti primární soli [23]

Fluoridová sůl	Molové složení	T [°C]	λ [W · m ⁻¹ K ⁻¹]
LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	71,7-16-12-0,3 mol. %	566	1,19
		635	1,23
		705	1,19

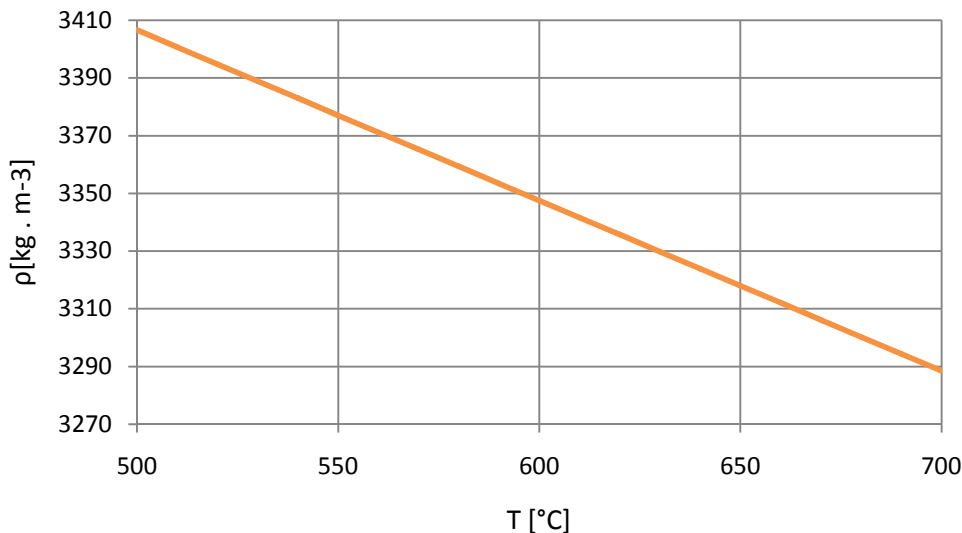
Součinitel objemové roztažnosti β primární soli je uvažován konstantní v rozmezí teplot uvedených v tabulce (Tab.7).

Tab. 7 : Součinitel objemové roztažnosti β [23]

Fluoridová sůl	Molové složení	T [°C]	β [K ⁻¹]
LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄	71,7-16-12-0,3 mol. %	500 - 700	$1,78 \cdot 10^{-4}$

Hustota primární směsi v závislosti na teplotě byla určena extrapolací z hodnoty $\rho(650^\circ\text{C}) = 3318 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ pomocí hodnoty pro součinitel objemové roztažnosti β (Obr.8).

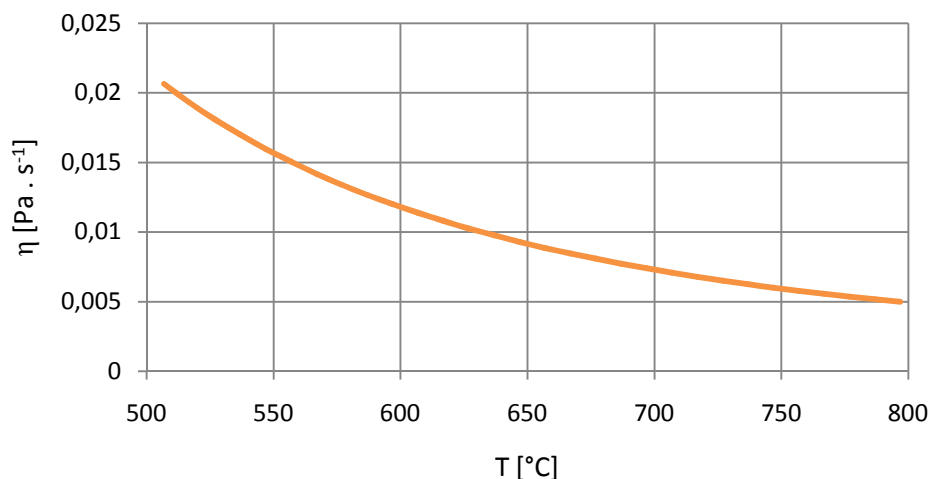
$$\Delta\rho = \beta \cdot \Delta T \cdot \rho(650^\circ\text{C}) \quad (1)$$



Obr. 8: Závislost hustoty primární soli na teplotě

Viskozita, nebo-li dynamická vazkost, kvaternární směsi LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ (71,7-16-12-0,3 mol. %) je dána pro rozsah teplot $T = 873 \div 1073 \text{ K}$ vztahem (2) (Powers, 1963) dle [5]. Hodnoty dynamické vazkosti roztavené soli LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ jsou uvedené v grafu na Obr.9. [23][5]

$$\eta = 0,062 \exp(4636 / T \text{ (K)}) \text{ [mPa} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (2)$$



Obr. 9: Závislost dynamické vazkosti primární soli na teplotě

Tlak sytých par soli LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄ (67,3-20,4-12,0-0,3 mol. %), který uvedl (Van der Meer, 2006) [5] pro rozsah $T = 839 \div 1039 \text{ K}$ lze určit vztahem:

$$\log_{10} p = 11,465 - 11076 \cdot (T(\text{K})) \text{ [Pa]} \quad (3)$$

3.2 Vlastnosti sekundární soli NaF- NaBF₄

Zadaná směs NaF-NaBF₄ (8-92 mol.%) je ideální pro použití v meziokruhu primárního tepelného výměníku. Může být použita pro všechny koncepty MSR, případně může být nahrazena ternární směsí LiF-NaF-BeF₂. Účinný průřez u této směsi v sekundárním okruhu nehraje roli (viz. Tab.3). Zadaná teplota tavení směsi NaF-NaBF₄ je 384°C, která odpovídá teplotě tavení 657 K, kterou určil (Barton,1970) pro složení roztavené směsi NaF-NaBF₄ (8-92 mol.%) [5]. Pro přenos tepla v meziokruhu je směs NaF-NaBF₄ velmi výhodná a to z hlediska vyšší měrné tepelné kapacity než primární směs LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄. Závislost měrné tepelné kapacity sekundární soli na teplotě se kvůli malým odchylkám zanedbává. V tabulce (Tab.8) jsou uvedeny hodnoty c_p [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$] pro rozmezí teplot 400 až 600 °C. Při teplotě 700°C udává [26] hodnotu měrné tepelné kapacity $c_p = 1506$ [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$].

Tab. 8 : Měrná tepelná kapacita sekundární soli Na-NaBF₄ [23]

Fluoridová sůl	Molové složení	T [°C]	c_p [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$]
Na-NaBF ₄	8-92 mol. %	400 - 600	1510

Součinitel tepelné vodivosti v závislosti na teplotě uveden v tabulce (Tab.9).

Tab. 9 : Součinitel tepelné vodivosti sekundární soli Na-NaBF₄ [23]

Fluoridová sůl	Molové složení	T [°C]	λ [$W \cdot m^{-1}K^{-1}$]
Na-NaBF ₄	8-92 mol. %	454	0,45
		538	0,398
		621	0,398

Součinitel objemové roztažnosti β sekundární soli je podobně jako v případě primární soli uvažován konstantní v rozmezí teplot uvedených v tabulce (Tab.10).

Tab. 10: Součinitel objemové roztažnosti β sekundární soli Na-NaBF₄

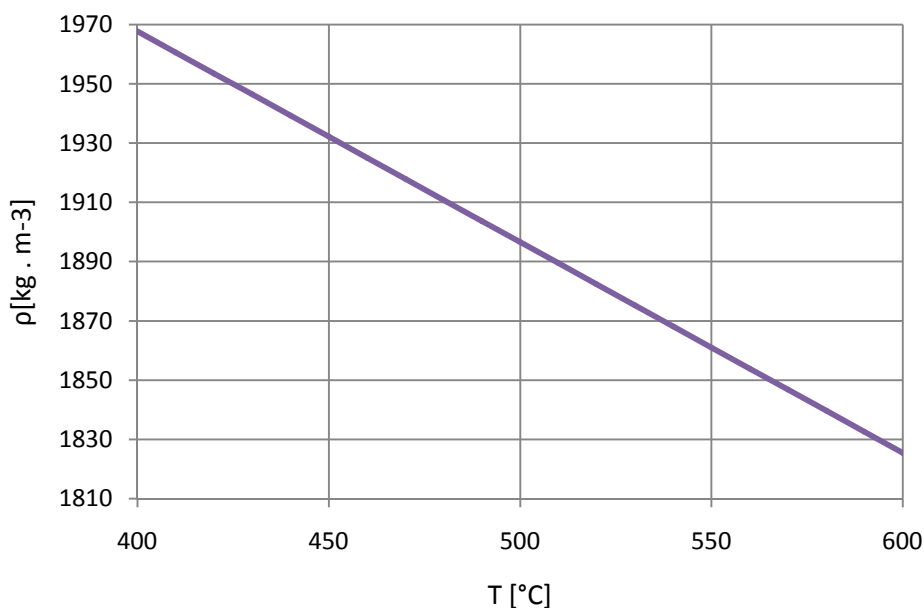
Fluoridová sůl	Molové složení	T [°C]	β [K^{-1}]
Na-NaBF ₄	8-92 mol. %	400 - 600	$3,12 \cdot 10^{-4}$

Závislost hustoty směsi NaF-NaBF₄ (8-92 mol.%) , při teplotách roztavené soli v rozmezí $T = 673 \div 864$ K, byla definována vztahem (Cantor,1971) [5] :

$$\rho = 2446,3 - 0,711 \cdot (T(K)) \text{ [kg} \cdot \text{m}^{-3}] \quad (4)$$

V této práci, však počítám se vztahem, který byl použit v diplomové práci [19], na kterou tato práce navazuje. Hustota dle vztahu je zanesena do grafu na Obr.10.

$$\rho = 2252,1 - 0,711 \cdot (T(K) - 273,15) \text{ [kg} \cdot \text{m}^{-3}] \quad (5)$$

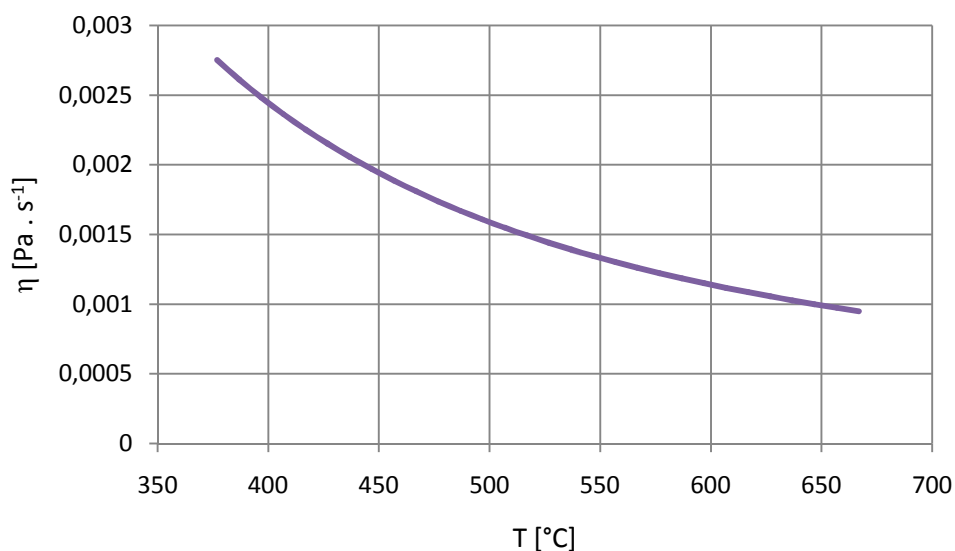


Obr. 10: Závislost hustoty Na-NaBF₄ na teplotě

Dynamická viskozita směsi pro rozmezí teplot $T = 682 \div 810$ K, určit dle vztahu (Cantor, 1971) [5] :

$$\eta = 0,0877 \exp(2240 / T(K)) \text{ [mPa} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (6)$$

Určené hodnoty jsou zaneseny do grafu na Obr.11, který znázorňuje teplotní závislost dynamické vazkosti při rozmezí teplot $T = 377 \div 667$ °C.



Obr. 11: Závislost dynamické vazkosti Na-NaBF₄ na teplotě

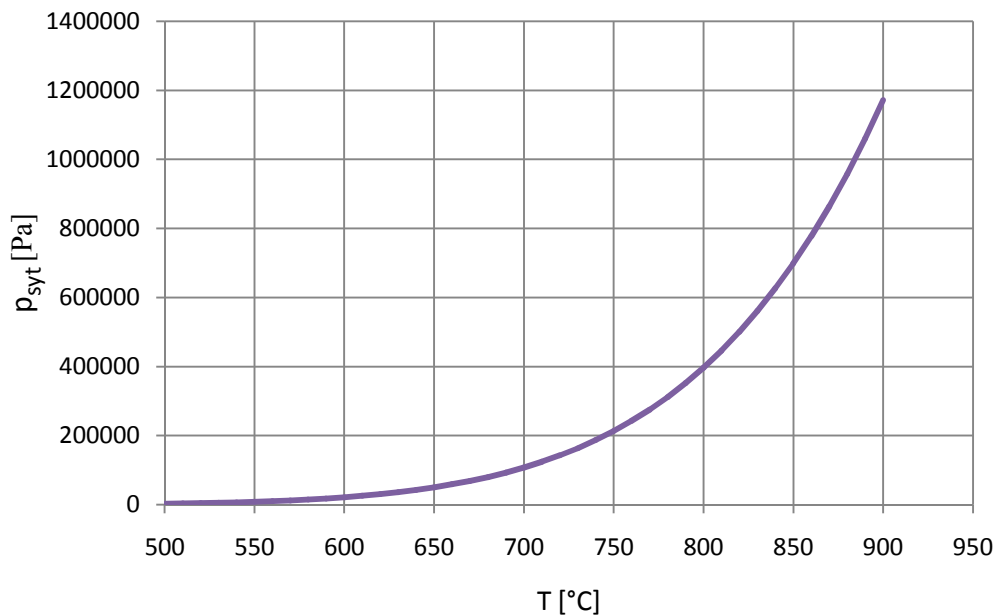
Tlak syté páry směsi NaF-NaBF₄ určil na základě experimentálních měření (Cantor,1967)[5]:

$$\log_{10}p=11,638- 6550,6/((T(K))) \text{ [Pa]} \quad (7)$$

Při vysokých teplotách nastává dekompozice fluoroboritanu sodného NaBF₄ na fluorid sodný NaF a fluorid boritý BF₃ a dochází tím ke zvýšení tlaku sytých par. Variantou s výrazně nižším tlakem nasycených par mohou být soli s fluoroboritanem draslíku KF₄, například 25KF-75KBF₄, která má tlak nasycených par $p_{\text{syt}} = 13300$ [Pa] při teplotě 900°C. Ostatní vlastnosti jsou srovnatelné se solí NaF-NaBF₄. [19]

Závislost tlaku sytých par BF₃ pro teplotu $T = 500 \div 900^\circ\text{C}$ je v grafu na Obr.12 znázorněna dle vztahu:

$$p_{\text{syt}}=123,32 \cdot 10^{9,024 \cdot \frac{5920}{T(K)}} \text{ [Pa]} \quad (8)$$



Obr. 12: Závislost tlaku sytých par Na-NaBF₄ na teplotě

4. Vhodné materiály pro vysokoteplotní aplikace

Hlavní komplikací realizace jednotlivých projektů MSR je volba vhodného materiálu, který by odolával teplotám v aktivní zóně, radiačnímu poškození od rychlých neutronů a zejména korozi, kterou způsobují fluoridové soli. Korozní rychlost materiálů v čisté fluoridové soli při vysokých teplotách je velmi nízká. Koroze materiálu je způsobena nečistotami, které jsou tvořeny sloučeninami některých legujících prvků slitin, rozpuštěných v solích. Kromě nečistot v solích závisí také na teplotě, na chemickém složení konstrukčního materiálu, chemickém složení soli, teplotním gradientu a hydrodynamice proudící soli. Pozitivně můžeme korozi ovlivnit výběrem vhodného konstrukčního materiálu a vhodného složení soli. Proto vybíráme korozivzdorné, žárupevné materiály a kontrolujeme oxidačně - redukční potenciál soli.

Nejnáchylnějším prvkem k selektivní korozi s fluoridovými solemi je železo a chrom, který se přidává do většiny žárupevných ocelí a dodává oceli odolnost proti vysokoteplotní oxidaci. Ovšem v rámci výzkumu vlastností slitin legovaných chromem bylo zjištěno, že při vyšších teplotách a v prostředí s fluoridovými solemi dochází k uvolňování chromu z povrchu materiálů zejména interakcí s produktem štěpení tellurem. Separace chromu je vyšší v místech s vyšší teplotou a vzniklé korozní produkty se naopak usazují v relativně chladnějších místech a v místech, kde dochází k většímu proudění. Rozpustnost chromu může být snížena chemickou kontrolou oxidačně-redukčního potenciálu ve fluoridových solích, například malým zvýšením beryllia v soli.

Požadavkem na nové slitiny se stalo nízké procento chromu ve slitinách, při kterém však budou i nadále dodrženy optimální hodnoty odolnosti proti oxidické korozi. Tvorba oxidické vrstvy na konstrukčním materiálu v kontaktu s fluoridovou solí není totiž žádaná, jelikož by docházelo k interakci nestabilních oxidů s fluoridovou solí. Malé nečistoty v soli mohou zvyšovat v určitém rozsahu korozi a je proto doporučeno, aby byly na minimální hodnotě.

Vlivem zvyšování teploty dochází všeobecně u všech kovových materiálů ke snižování jejich pevnosti. Pro použití v reaktorech MSR bylo vyvinuto mnoho niklových slitin, všechny jsou však limitovány krátkodobou špičkovou teplotou, která musí být nižší než 720°C. Uplatnění reaktorů MSR je spojeno s dlouhodobou životností konstrukčních materiálů při vysokých teplotách, jejich odolnosti proti tečení, která je důležitou vlastností všech žárupevných materiálů. V průběhu let bylo spuštěno mnoho experimentálních smyček, které měly za úkol ověřit spolehlivost a funkci jednotlivých aspektů používání roztavených solí jako chladiva pro budoucí reaktory. Jedním z aspektů použitelnosti technologie v dlouhodobém měřítku je určení reálného vlivu různých druhů solí, o různé teplotě, po určitou dobu expozice slitiny v soli, na určení měřitelného úbytku materiálu. Vliv různých roztavených chladících solí lze nalézt ve zdroji [5] v tabulce (Table 2.2: Summary of corrosion results of metallic materials in some molten salts).

a) Korozivzdorné oceli

Odolné proti radiačnímu zkřehnutí, avšak aplikace je omezena pro teploty do 650 ÷ 700°C. Z hlediska použití v MSR nevhodné, původně bylo uvažováno s nerezovými oceli AISI 304L, AISI 316L, AISI 347 a 9Cr-1MoV. Ovšem při dlouhodobém vystavení fluoridovým solím docházelo k velkým korozním úbytkům s vysokými korozními rychlostmi při vysokých teplotách způsobené selektivní extrakcí chromu, který je hlavním legujícím prvkem těchto ocelí. Nerezové materiály jsou rovněž méně odolné z hlediska tečení než materiály s

niklovým základem [5][8]. Časovou závislost namáhání jednotlivých slitin a dobu do přetržení zkušebních vzorků uvádí tabulka (Tab.11).

Tab. 11: Čas do lomu některých niklových slitin při zkouškách tečení [8]

Materiál	Doba do lomu [hod]		
	760°C 103 MPa	871°C 31 MPa	982°C 14 MPa
Inconel 617	20 000	30 000	7 000
Haynes 230	8 200	6 500	5 000
Hastelloy X	900	5 000	2 100
Incoloy 800H	130	1 200	920
AISI 304	10	100	72

b) Niklové slitiny

Výhodným materiálem pro vysokoteplotní aplikace (do maximálně 720°C) v korozním prostředí solí jsou niklové slitiny, jejichž vhodnost pro aplikace v rámci MSR prokázalo již samotné ORNL a řada dalších. Dlouhodobé testy slitin při teplotě 815°C prokázaly, že slitiny na bázi niklu mají mnohem menší korozní úbytky než austenitické korozivzdorné slitiny, ve stejném časovém úseku. [5]

Slitina Hastelloy N (základ Ni, 15 ÷ 16% Mo, 6 ÷ 8% Cr, 4 ÷ 6 % Fe, 0,04 ÷ 0,08 % C) dokáže odolávat ve všech roztavených solích bez korozního úbytku do teploty 650°C. Nejdelší doba expozice při nulovém korozním úbytku byla 260 000 hodin v soli FLiBe (67LiF-33BeF₂). Největší teplota, pro kterou byla slitina testována je 815°C v soli FLiNaK při expoziční době 3 048 hodin byla zaznamenána koroze 0,1 μm. Největšího korozního úbytku 1 μm dosáhl Hastelloy N v soli FLiNaK a 58NaF-35BeF₂-7ThF₄ a to již při teplotě 677°C, při vystavení solím po dobu 8760 hodin. [5]

U soli 71LiF-16BeF₂-13ThF₄ při teplotě 732°C po dobu 8760 hodin nedošlo ke koroznímu úbytku slitiny Hastelloy N, tato směs je podobná primární soli dle zadání diplomové práce. Kompatibilita materiálu s UF₄ byla rovněž prokázána. [16][5] Během experimentu MSRE byla odhalena náchylnost slitiny ke zkřehnutí, kterou způsobovala interakce slitiny se štěpným produktem tellurem obsaženým v soli. Legování 1 ÷ 1,5 hm. % Nb (snižuje náchylnost k radiačnímu poškození a zkřehnutí na hranici zrn) a Ti tyto problémy odstranilo a zvýšilo tak pevnost modifikované slitiny Hastelloy N. [16]

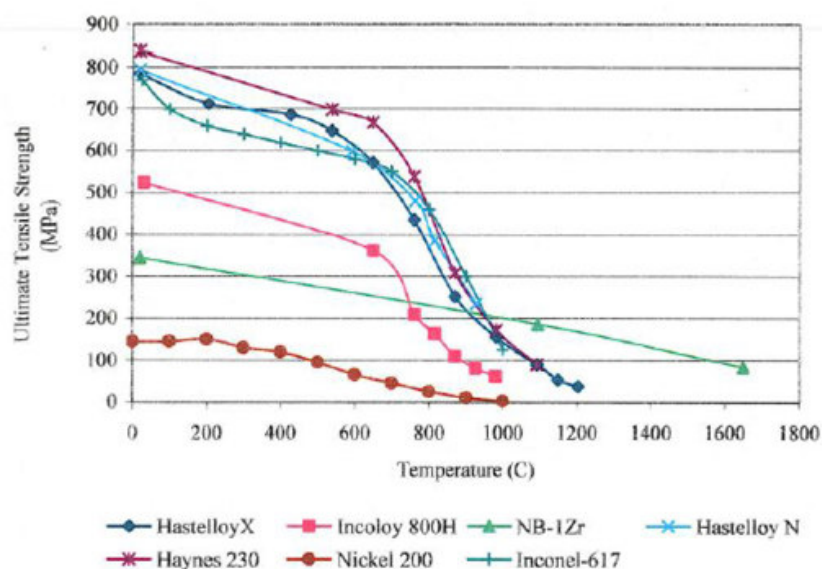
Na základě výsledků ORNL vyvíjel Kurčatovský Institut v Moskvě slitinu podobnou Hastelloy N s modifikovaným chemickým složením, které by vedlo ke snížení radiačního zkřehnutí materiálu při vysokých teplotách. Testováno bylo 70 různých slitin na niklové bázi s různými procenty legujících prvků jako byl W, Nb, V, Al a Cu. Výsledkem vývoje byla niklová slitina HN80MT (Ni - 6,9% Cr - 0,02% C - 1,6% Ti - 12,2% Mo - 2,6% Nb), u které bylo, při dolegování slitiny na 2,5% Al a snížením obsahu Ti na 0,5%, sníženo riziko selektivní koroze chromu a mezikrystalické koroze na minimální hodnoty. Tímto vhodným legováním byla také odstraněna radiačně indukovaná koroze a bylo zaznamenáno zvýšení mechanických vlastností. Lepších korozních vlastností než materiál HN80MT, potažmo Hastelloy N, dosáhla pouze slitina MONICR, která byla zadána jako vhodná slitina pro primární výměník tepla pracující pod teplotou 720 °C v roztavených solí v této DP.

Chemické složení vybraných slitin pro aplikace MSR reaktorů IV. generace je uvedena v tabulce (Tab.12). [16] [8] [5]

Tab. 12: Chemické složení vybraných niklových slitin [5]

	Ni	Cr	Mo	W	Al	Ti	Fe	C	Co	Nb	Zr	Mn	Si	Cu
Hastelloy X	54,25	20,5	8	0,2			17	0,05						
Hastelloy N	72,2	6,31	16,1	0,06	0,01	4,03	0,03	0,03	0,15					
Haynes 230	54	22	2	14			3		5					
Nickel 200	99													
Inconel 617	46,45	24	10		0,8	0,6	3	0,15	15					
Incoloy 800H	30	19			0,15	0,15	50,65	0,05						
Nb-1Zr										98,9	1,1			
HN80M-VI	77,78	7,61	12,2	0,21	0,038	0,001	0,28	0,02	0,003	1,48		0,22	0,04	0,12
HN80MTY	77,27	6,81	13,2	0,072	1,12	0,93	0,15	0,25	0,003	0,01		0,13	0,04	0,02
MONICR	74,59	6,85	15,8	0,16	0,02	0,026	2,27		0,03	<0,01	0,075	0,037	0,13	0,016

Teplotní závislost meze pevnosti niklových slitin z tabulky je znázorněna na obrázku (Obr.13) [8].



Obr. 13: Teplotní závislost meze pevnosti niklových slitin [8]

Nejlepších pevnostních vlastností za teplot nad 1000°C dosahuje materiál Nb-1Zn, který však zatím nebyl experimentálně testován pro použití ve fluoridových solích. Z hlediska zkoušek tečení jsou niklové slitiny možné používat mezi 750 - 850 °C, avšak dochází u nich ke zvýšení dlouhodobé koroze. Pro použití za vyšších teplot se uvažuje s vývojem vhodné technologie pokovování a nanášení kovových depositních vrstev pro výše uvedené niklové slitiny. Teploty nad 850°C by vyžadovaly, buď kompletně nové materiály, přepracování stávajících nebo použití grafitu. [8]

c) Grafit

Grafit se v reaktorech MSR používá jako reflektor nebo může být použit v podobě grafitového jádra jako moderátor. Během provozu MSRE nebyla na grafitu patrná známka vlivu roztavené soli. V jaderné energetice se používá kvalitní zrnitý grafit, který je vhodný pro aplikace přímo v jádru reaktoru. Nezastupitelným je především při vývoji plynem chlazených rychlých reaktorů.

U grafitu je potřeba se zaměřit na radiační poškození, které vyžaduje výměnu moderátoru a zvyšuje tím náklady na údržbu zařízení, pro běžný grafit při neutronovém toku větším než $2 \cdot 10^{22}$ neutronu / cm^2 a s energií větší než 50keV nastává změna objemu a vznikají tak trhliny na povrchu grafitu. Tyto trhliny mohou být dost velké na to, aby do nich začala vnikat fluoridová sůl, případně se v nich může udržovat xenon, který je například u množivého reaktoru nepříznivý kvůli svým absorpčním schopnostem. Vyžaduje se tedy nízká pórovitost, která vnikání xenonu zabraňuje. V případě MSRE byl grafit povlakován PyroCarbonem (PyC). Ovšem nebylo zatím prokázáno, jak kvalitně ochrana PyC splňuje svůj účel, zejména v případě ionizujícího záření. [8] [5]

d) Kompozity C/C a LSI C/C (LSI C/SiC)

Velmi vhodné materiály pro použití při vysokých teplotách až 1400°C, při minimální změně mechanických vlastností s výbornou odolností v agresivním prostředí radioaktivních fluoridových solí. Pro použití v reaktorech VI. generace byl vyvinut kompozit LSI C/C (Liquid Silicon Infiltrated Carbon/Carbon). Základem je čistě uhlíkový kompozit C/C, který je tvořen uhlíkovými vlákny spojenými dohromady fenolovou pryskyřicí a lisován tlakem 20 bar za teploty 250°C. Po lisování následuje pyrolýza, při které dochází k vylučování grafitu z pryskyřice. Grafitizace se provádí za teplot 2000 - 2600°C. Monolit C/C je infiltrován tekutým křemíkem, dochází v pomalému vsakování Si do porézní matrice kompozitu. Infiltrace křemíkem probíhá v peci s inertní atmosférou nebo vakuem při teplotě 1600°C, dochází ke spojení roztaveného křemíku se základním uhlíkovým vláknem a vzniká kompozit LSI C/C. [8] [21]

Výroba kompozitu LSI C/SiC probíhá nejprve infiltrací křemíku za vysoké teploty a vzniku SiC a poté následuje další plnění pórů tohoto kompozitu roztaveným křemíkem. Ke zvýšení pevnosti materiálu jsou LSI procesem ke kompozitům přidávány další nasekaná uhlíková vlákna. Materiál je složen z 59 % SiC, 22% Si a 19 % C. Pro povrchové úpravy a utěsnění kompozitu proti vnikání solí a oxidů do kompozitu a pro zamezení difuze uhlíku z materiálu se provádí povrchové nanášení odparů metodou CVD (Chemical Vapour Deposition) nebo VPS (Vacuum Plasma Spraying). CVD provádíme společně s nanesením SiC. Další možností je použití PyroCarbonu (PyC), což je pyrolitický uhlík, který zvyšuje odolnost grafitu nebo kompozitů C/C proti solím, díky nízké smáčivosti PyC. [8] [21]

Výhodou kompozitů je, že mohou pracovat za vysokých teplot a jsou odolné vůči fluoridovým solím a ionizujícímu záření a nedochází u nich ke změně mechanických a fyzikálních vlastností. [21] Nevýhodou jsou jejich anizotropní vlastnosti, zejména tepelná vodivost, která je větší v podélném směru vláken, než v příčném. Jednotlivé kompozity se k sobě lepí fenolickou pryskyřicí pomocí pyrolýzy, při které dochází k extrakci grafitu z pryskyřice. Pevnost spoje je závislá na velikosti výtěžku grafitu z pryskyřice, stejně tak i poréznost a těsnost spoje. Fyzikální vlastnosti spoje jsou přibližně identické s originálním materiálem. [8] [21]

4.1 Niklová slitina MONICR - Škoda JS

Konstrukčním materiálem vhodným pro reaktory IV. a zařízení pracující s roztavenými solemi jsou slitiny na bázi niklu. Tyto slitiny musí vykazovat velkou odolnost proti korozi v prostředí roztavených fluoridových solí, jsou žáropevné a vykazují vhodné creepové vlastnosti. Dalším aspektem pro výběr niklových slitin je i jejich odolnost proti degradaci v důsledku průchodu a ozáření neutronovým tokem.

Jednou z niklových slitin je MONICR - Škoda, který byl vyvinut společností Škoda JS a.s., jako vhodný materiál pro experimentální smyčku ADTT pracující s tekutými fluoridovými solemi. Impulzem pro vývoj slitiny bylo obtížné pořízení dalších vhodných materiálů, jako jsou Inconel 718 a zejména Hastelloy N (základ Ni -15 ÷ 17% Mo, 6 ÷ 8% Cr, 4 ÷ 6% Fe, 0,04 ÷ 0,06% C). Chemické složení slitiny MONICR leží mimo patentová práva ostatních výrobců. Zmíněné slitiny Hastelloy N a MONICR jsou velmi vhodné pro výměníky pracující s fluoridovými solemi do teploty 720°C. [8] [16]

4.2 Korozní odolnost slitiny MONICR

Dlouhodobá korozní odolnost slitiny nad 800°C byla ověřena v autoklávu vytvořeném Škodou JS. Další testy korozní odolnosti v podmínkách roztavených směsí fluoridových solí, směs LiF - NaF, byly ověřeny v nezávislé laboratoři Ústavu Kurčatova v Moskvě. Zkoušky slitiny ukázaly velmi nízké korozní úbytky hmotnosti na měřených vzorcích slitiny MONICR v ampulích roztavené soli LiF-NaF při teplotě soli od 720°C do 780°C po dobu 550 hodin. Dále byly v Ústavu Kurčatova naměřeny mechanické vlastnosti před zkouškami a po zkouškách korozní odolnosti a také po ozáření slitiny MONICR v ampulích s roztavenou solí vložených do výzkumného reaktoru. [16]

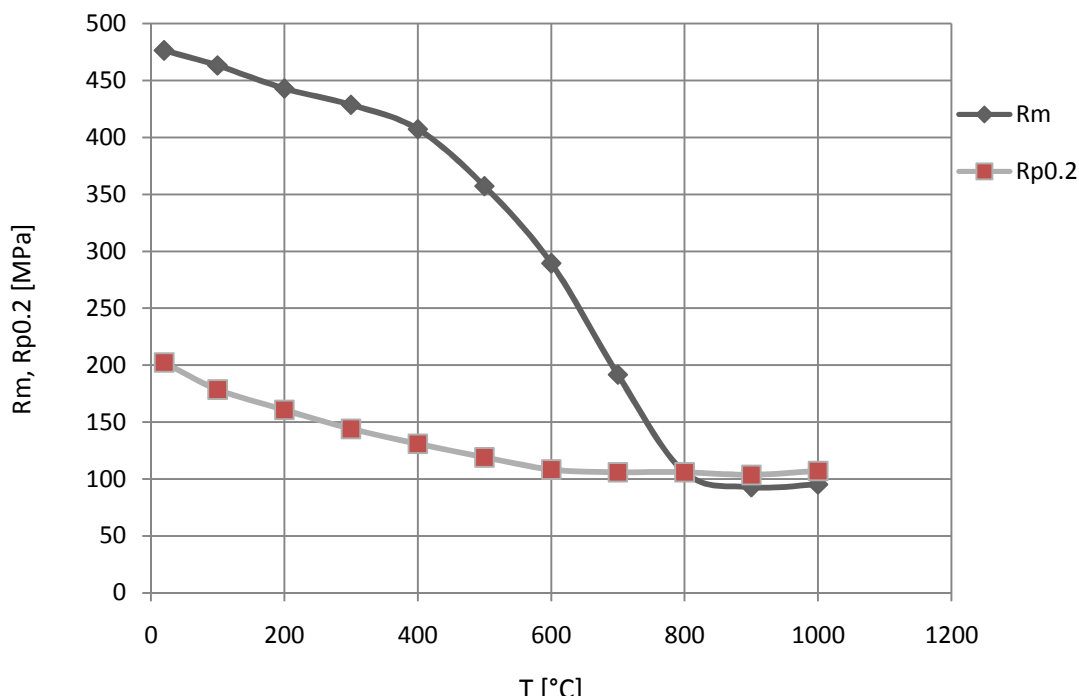
Pro dosažení přesně definovaných a reprodukovatelných výsledků, při velmi nízkých korozních rychlostech, 2,5 mikromilimetru za rok při teplotě okolo 650°C, bylo potřeba docílit jednotný výchozí povrch zkoušených vzorků. Pro odstranění oxidů, částic kovů z povrchu vzorků a získání čistého výchozího povrchu, se v Kurčatovském institutu použilo elektrolytické leštění. Vzorky byly zhotoveny jako podélné segmenty odebrané z trubky, kdy vnitřní povrch byl rovnoměrně pokryt silnou černou vrstvou oxidů. Vnější povrch byl rozdělen na dva úseky. První úsek byl s původním povrchem tvořeným oxidy a silikátovým sklem a druhý úsek, který byl do poloviny tloušťky obráběn na stav s jemnou drsností povrchu. Během korozních testů byl kontrolován redoxní potenciál a slitina dosáhla velmi dobrých výsledků. [16]

4.3 Fyzikální a mechanické vlastnosti slitiny MONICR - Škoda JS

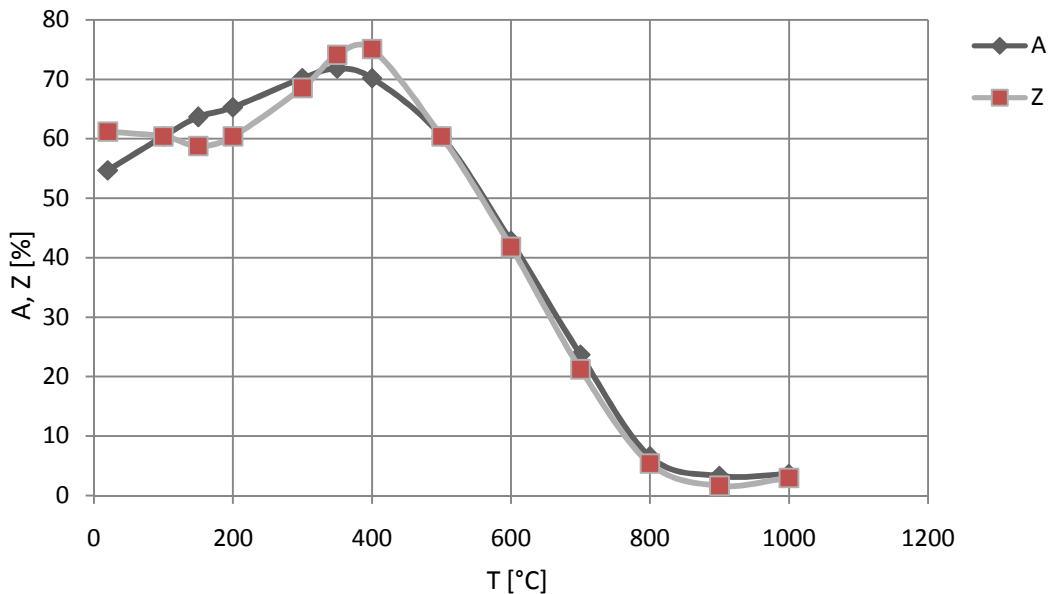
První tavba nikl-molybdenové slitiny MONICR proběhla v Kovohutích Rokycany. Tato tavba však neodpovídala kvalitativním požadavkům v důsledku přístupu dusíku do vakuové pece. Dusík u slitin zvyšuje riziko mezikrystalické koroze pod napětím a dále zvyšuje náchylnost ke zkřehnutí pro tváření slitiny. Tato komplikace nebyla poslední při určování technologie výroby materiálu. Během překování ingotů ve Škoda Steel a.s. na široké pásy a kruhové tyče. Při následném válcování docházelo ke vzniku trhlin na hranách pásů, vlivem přetváření velkých zrn v mikrostruktuře materiálu. K zamezení tvorby trhlin byl zahájen výzkum rekrytalizačních schopností této slitiny ve spolupráci s VŠB-TU Ostrava, TU Košice a Bergakamedii Freiberg, SRN, kde bylo zjištěno, že při válcování slitiny MONICR nesmí dojít k poklesu teploty pod určitou hranici a je proto potřeba, aby se polotovar během válcování

vracel zpět do pece pro zajištění meziohřevu při válcování. Další etapou vývoje polotovarů bylo protlačování trubek v Železárnách Hrádek na základě parametrů navržených ZČU. Creepové vlastnosti trubky byly následně zkoušeny v Technické univerzitě Košice. [8]

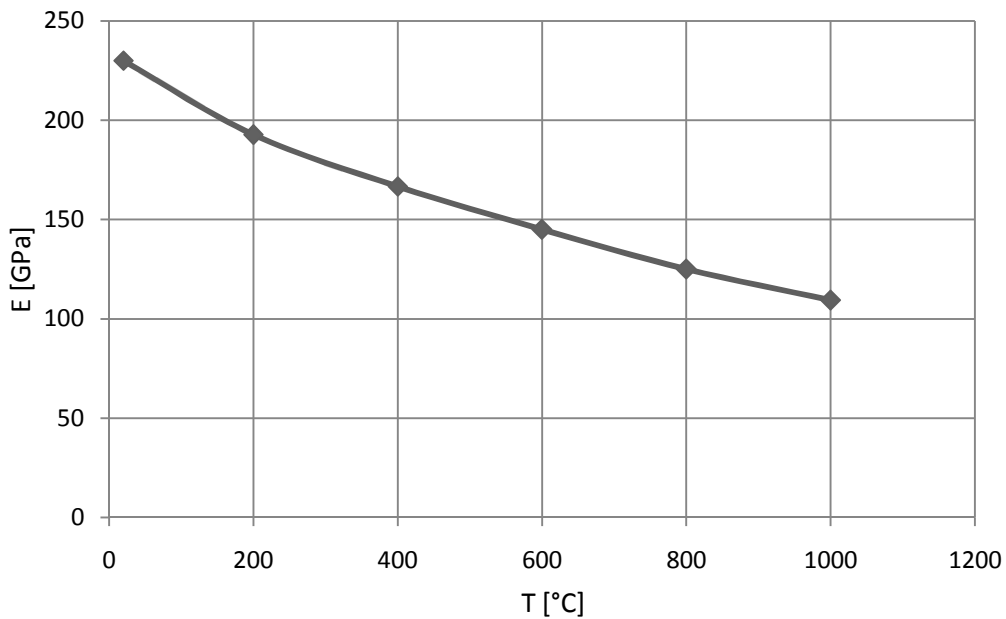
Svařitelnost elektronovým paprskem a metodami svařování s přídavným materiálem v ochranné atmosféře byla ověřena ve Škodě JS a byla zjištěna výborná svařitelnost slitiny MONICR, kupříkladu ve srovnání se slitinou HN80MT. K určení křehko-lomových vlastností za nízkých teplot byl vzorek uložen v kapalném dusíku po dobu 24 hodin a podroben následné zkoušce rázem v ohybu metodou Charpy, při které nedošlo k přeražení zkušební tyče.



Obr. 14: Závislost meze pevnosti R_m a smluvní meze kluzu $R_{p0.2}$ slitiny MONICR na teplotě



Obr. 15: Závislost Tažnosti A a kontrakce Z slitiny MONICR na teplotě



Obr. 16: Závislost Youngova modulu pružnosti v tahu E slitiny MONICR na teplotě

4.4 Teplotní závislost hustoty slitiny MONICR

Rozsah teploty tavení 1418 až 1431°C byl naměřen metodou DTA na přístroji SETARAM 92, s použitím TG-DSC senzoru (PtRh30% - PtRh6%), na vzorku slitiny o hmotnosti 0,3 g.

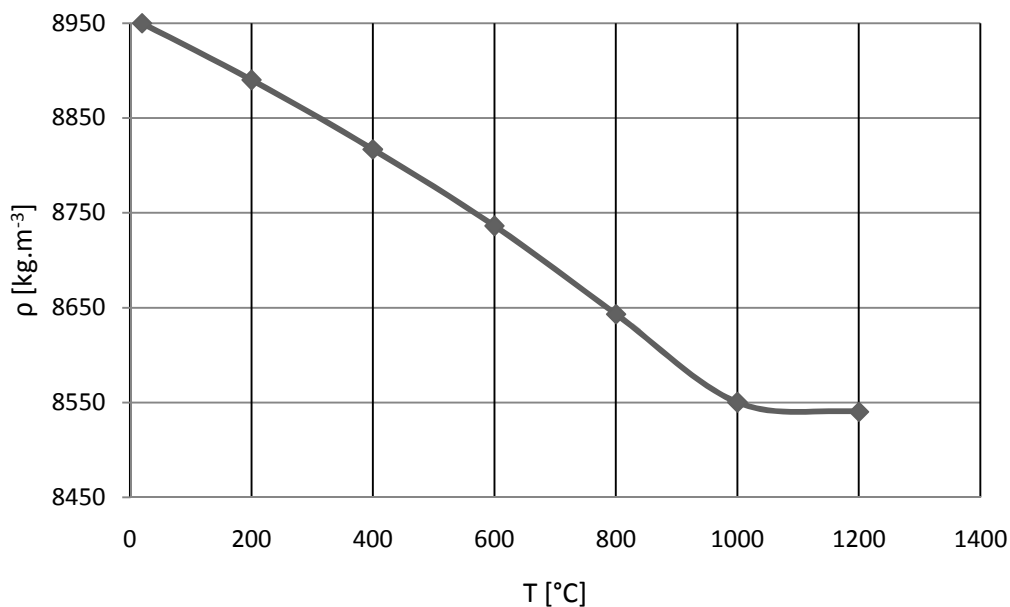
Hustota slitiny při pokojové teplotě byla určena gravimetrickou metodou a její hodnota je uvedena v tabulce (Tab.13) při teplotě 20°C. Pro teplotní závislost hustoty $\rho(T)$ slitiny MONICR na teplotě T používáme vztah[16]:

$$\rho(T) = \frac{m}{V_0 \cdot (1 + \beta \cdot \Delta T)} \approx \frac{m}{V_0 \cdot (1 + 3 \cdot \alpha \cdot \Delta T)} \quad [\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}] \quad (9)$$

kde platí, že m je hmotnost [kg], V_0 je objem slitiny o hmotnosti m při 20°C [m³], ΔT je změna teploty [K], β je objemová teplotní roztažnost a α je lineární teplotní roztažnost. V tabulce jsou uvedené hodnoty lineární teplotní roztažnosti α a hustoty ρ pro jednotlivé referenční teploty. [16]

Tab. 13 : Teplotní závislost hustoty slitiny MONICR[16]

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 [kg.m ⁻³]	8950	8890	8817	8736	8643	8550	8540



Obr. 17: Závislost hustoty slitiny MONICR na teplotě

4.5 Měrná tepelná kapacita

Měrná tepelná kapacita je množství tepla Q [J] potřebné k ohřevu jednosložkové termodynamické soustavy s jednotkovou hmotností 1 [kg] o 1 stupeň [K]. V případě vícesložkové soustavy, jakou je slitina MONICR, je izobarická měrná tepelná kapacita c_p určena pomocí Neumann - Koppova pravidla.

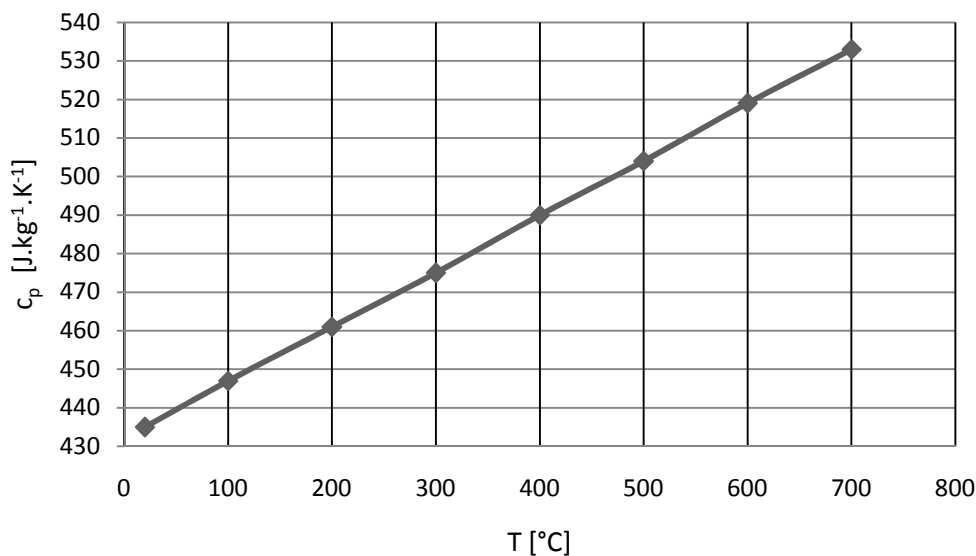
Měrná tepelná kapacita sloučenin, v našem případě ocelové slitiny, je určena součtem tepelných kapacit jednotlivých látek (prvků) v odpovídajícím poměru hmotnosti látky ku hmotnosti soustavy.

$$c_p = \sum g_i \cdot c_i \quad [\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}] \quad (10)$$

kde g_i vyjadřuje váhové procento prvku i a c_i je měrná tepelná kapacita prvku při dané teplotě. V tabulce (Tab.14) jsou uvedené hodnoty izobarické měrné tepelné kapacity pro určené teploty v rozsahu 20 ÷ 700 °C. [16]

Tab. 14: Teplotní závislost měrné tepelné kapacity slitiny MONICR[16]

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. 18: Závislost měrné tepelné kapacity slitiny MONICR na teplotě

4.6 Tepelná vodivost

Tepelná vodivost slitiny je určena ze vztahu $\lambda = a \cdot c \cdot \rho$ [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]

kde:

- a [$m^2 \cdot s^{-1}$] - tepelná difuze
- c [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$] - měrná tepelná kapacita
- ρ [$kg \cdot m^{-3}$] - hustota slitiny MONICR při dané teplotě

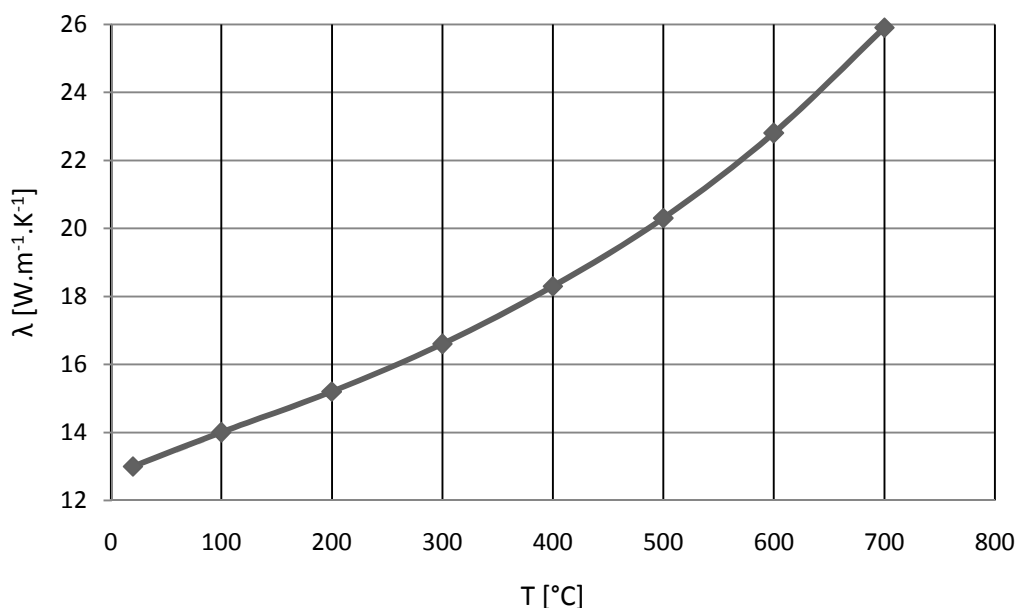
Mechanismus a rychlost difuze se určuje "flash" metodou. Pro měření difuze je zhotoven vzorek hodnoceného materiálu o průměru 16 mm a délce 2,4 mm, který se na přední straně ohřívá krátkými energetickými pulzy v ochranné atmosféře argonu a měří se časová závislost nárůstu teploty na zadní straně vzorku. Tepelnou difuzi určíme ze vztahu:

$$a = 0,139 \cdot \frac{l^2}{t_{1/2}} \quad (11)$$

kde l je tloušťka vzorku (2,4 mm) a $t_{1/2}$ je polovina doby pro nárůst teploty na zadní straně vzorku. Hodnoty závislosti tepelné vodivosti a difuze na teplotě jsou uvedené v tabulce (Tab.15). [16]

Tab. 15: Teplotní závislost tepelné vodivosti slitiny MONICR[16]

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



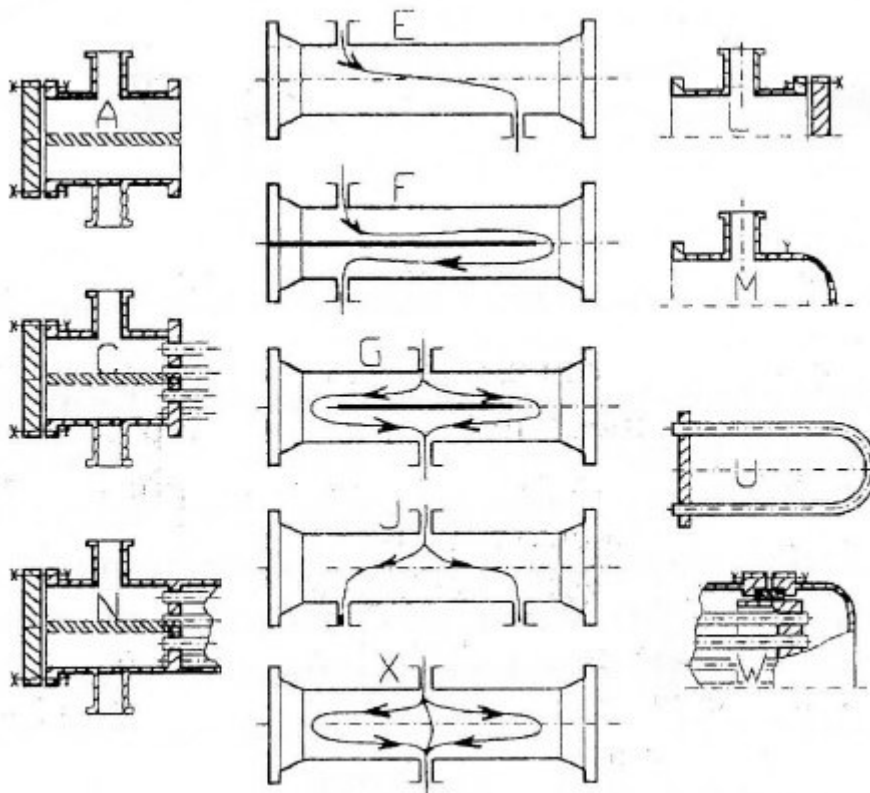
Obr. 19: Závislost tepelné vodivosti slitiny MONICR na teplotě

5. Návrh primárního trubkového výměníku tepla pro MSBR

5.1 Trubkové výměníky

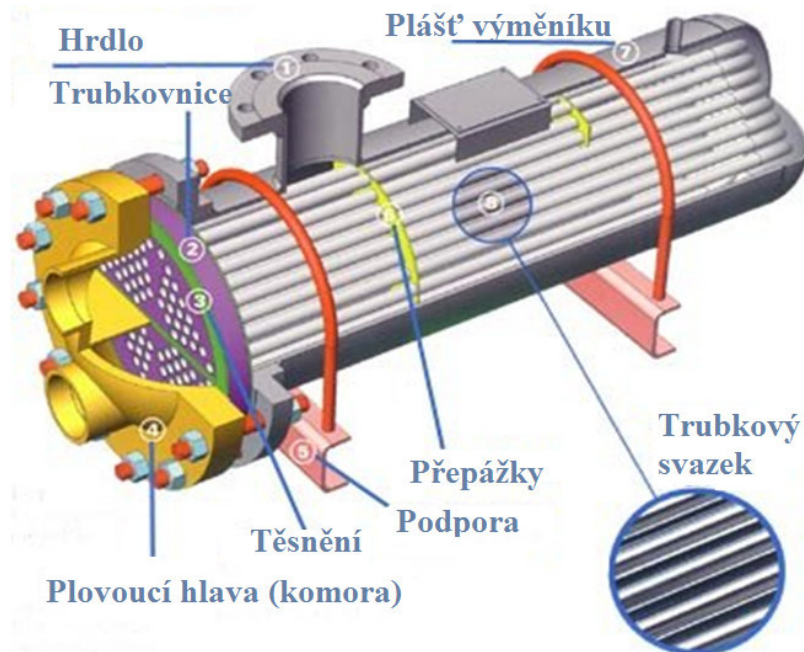
Nejpoužívanějšími výměníky v energetice, chemickém průmyslu, petrochemii, hutnictví a jaderných elektrárnách jsou kotlové výměníky typu Shell&Tube, které mohou být nazvány i jako trubkové výměníky. Slouží k výměně tepla pro kapaliny i plyny s vysokými tlaky a teplotou od 125°C do 600°C.

Bývá pravidlem, že do trubkového prostoru výměníku je přiváděno chemicky agresivnější médium, náchylnější k zanášení, s vyšším tlakem do 650 bar a zpravidla menší teplotou. V mezitrubkovém prostoru, je ke snížení tlakových ztrát, doporučeno vést média s možnou fázovou přeměnou, jako je tomu v parogenerátorech JE. Provozní tlak na straně mezitrubkového prostoru může být až 350 bar. Přehled konstrukčních variant různých druhů výměníků byl zpracován předními výrobci kotlových výměníků v publikaci TEMA 1988 (Standards of the Tubular Exchanger Manufacturers Association), ve které jsou uvedeny jednotlivé základní konstrukční varianty přední komory, pláště a zadní komory, označované dle TEMA A až W. Některé varianty zadních komor jsou upravené pro vyrovnání teplotní dilatace pláště a trubek. Dilatace může nastat v případě pokud rozdíl teploty pláště a trubek překročí 20°C. [11] [7] Jednotlivé varianty uspořádání výměníků jsou uvedeny v obrázku (Obr.20).



Obr. 20: Konstrukční varianty kotlových výměníků A ÷ W dle TEMA [11]

Konstrukční uspořádání s vyznačením jednotlivých částí kotlových výměníků je znázorněno na obrázku (Obr.21).



Obr. 21: Znázornění jednotlivých částí u kotlového výměníku s U-trubkami a plovoucí hlavou [10]

Kotlový výměník se, s ohledem na obrázek (Obr.21), skládá z těchto konstrukčních částí:

1) Hrdla mezitrubkového prostoru - slouží pro vstup a výstup pracovní látky do, resp. z mezitrubkového prostoru. Jsou vyrobeny z bezešvých trubek a přivařeny k plášti výměníku. [11] [6]

2) Trubkovnice - kruhová deska s vyvrtanými otvory pro trubky trubkového svazku, které jsou do trubkovnice zaválcovány nebo přivařeny tak, aby nedošlo k úniku média. Trubkovnice může být k plášti výměníku přišroubována a tvořit spolu se svazkem trubek oddělenou část od komor a pláště výměníku podle varianty A. Další variantou je pevná trubkovnice, která je integrální částí pláště výměníku, jak je tomu u varianty N. Trubkovnice rovněž může být součástí komory dle varianty C. [11] [6]

3) Těsnění - slouží k utěsnění a zabránění úniku pracovní látky mezi šroubovým spojením pláště a komory.

4) Přední, zadní komora - hrdla vedoucí do přední a zadní komory výměníku slouží pro vstup a výstup pracovní látky do, resp. z trubkového svazku. Přední komorou se označuje komora, do které pracovní látka vstupuje a naopak zadní komorou, je komora, ze které pracovní médium vystupuje nebo se v ní otáčí. Taková komora se označuje jako tzv. vratná komora a jedná se o konstrukční variantu komory U, určena pro svazek U-trubek.

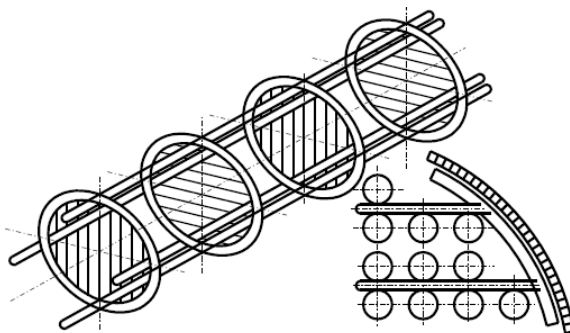
Často používanou konstrukční variantou zadní komory, je v případě hrozících teplotních dilatací varianta W, která požívá tzv. plovoucí hlavu. Hlavě je umožněn axiální posuv. Výroba je však technicky náročná a drahá. Komplikace u varianty W může nastat v

případě teplotního rozdílu mezi jednotlivými tahy trubek, více než 50°C. Mohlo by totiž dojít k natočení plovoucí hlavy a k možnému průsaku nebo k poničení trubek, trubkovnice nebo samotné hlavy. Použití plovoucí hlavy je dále omezeno maximálním přetlakem 6,3 MPa. [11] [6]

5) Podpora - montážní uchycení výměníku

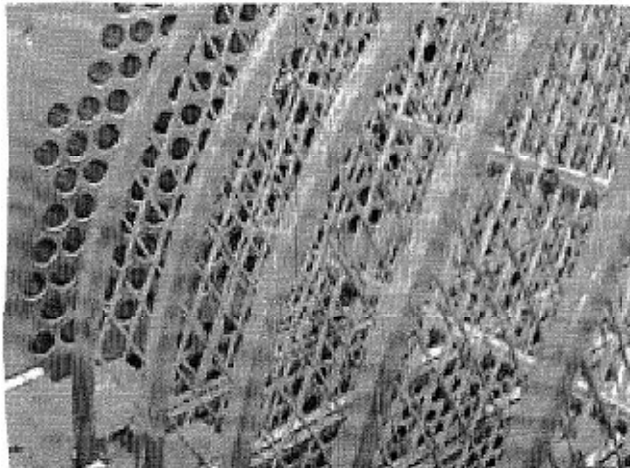
6) Přepážky - mají různé varianty, které se liší ve směru obtékání trubkového svazku, intenzitě přestupu tepla a velikosti tlakových ztrát. Přepážky usměrňují proud média a obtékání trubkového svazku. U konvenčních výměníků je proud média ve většině případů usměrněn na křížový proud, který zvyšuje intenzitu přestupu tepla, ale způsobuje vysoké tlakové ztráty a může způsobovat vibrace trubek. Vibrace se snažíme přepážkami eliminovat a zabránit tak ohybu a kmitání trubek vlivem příčného proudění v mezitrubkovém prostoru. Křížové obtékání trubkového svazku může dále způsobovat vznik vírů a usazování nečistot v hluchých prostorech. Existují tři možnosti, dle směru obtékání trubkového svazku v mezitrubkovém prostoru, v závislosti na druhu přepážkového systému:

6a) podélné obtékání - nejčastěji spolu s tyčovými přepážkami, navrženými firmou Philips Petroleum. Používaly se tyče které měli průměr, rovnající se rozteči trubek v trubkovém svazku a sloužily jako jejich podpora (viz. Obr.22), čímž byly potlačeny vibrace trubek. Použití tyčových přepážek má své výhody zejména ve snížení zanášení (foulingu) a nízkou tlakovou ztrátou díky podélnému směru toku. Ve srovnání se segmentovými přepážkami dochází ke snížení tlakové ztráty o 25%. Hodnota součinitele přestupu tepla je však u tyčových přepážek až 2x menší než u příčného obtékání. Tyčové přepážky nacházejí uplatnění zejména u výměníků s plynným chladivem v mezitrubkovém prostoru.



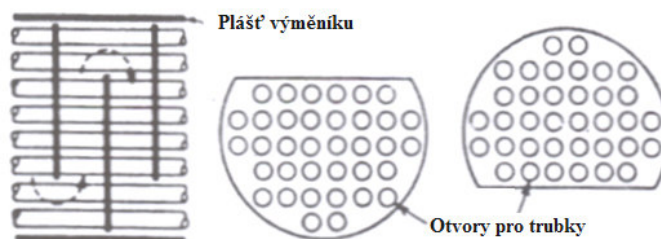
Obr. 22: Podélné obtékání svazku trubek s tyčovými přepážkami Phillips Petroleum [8]

Přepážky pro podélné obtékání trubek mohou být také zhotoveny z plechu s otvory, které umožní axiální průtok mezi trubkou a přepážkou. Zvýší se tím rychlost proudění, která rozruší mezní vrstvu a zvýší tak přestup tepla. Místo plechu s otvory lze také použít přepážky z kovových lan a drátů (Obr.23) nebo přepážky typu NEST, kde je každá trubka umístěna ve V mříži a dotýká se jí ve 4 bodech. To pomáhá ke snížení vibrací, které jsou sníženy i tím, že proudění je podélné. Podobně funguje EGG-CRATE-GRIDTM z nerezových pásek podpírajících trubky. Pásky jsou přivařené k plášti výměníku a na nich jsou navařené kvádříky, které fixují trubky. [11] [6]



Obr. 23: Podélné obtékání svazku trubek s drátovými a lanovými přepážkami [11]

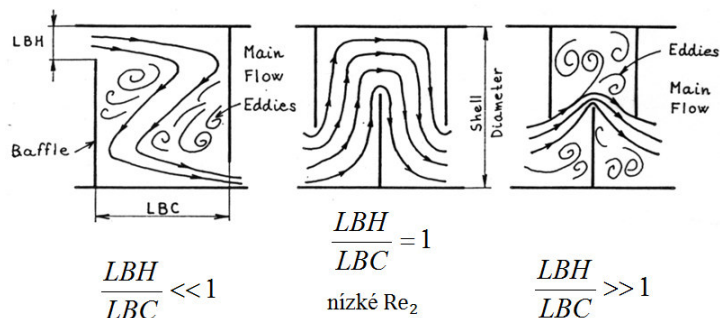
6b) příčné obtékání - nejběžnějším typem v komerčních kotlových výměnících jsou přepážky segmentové, s výřezem ve tvaru kruhové úseče, která je znázorněna na obrázku (Obr.24). Segmentové přepážky dále dělíme na jednoduché, dvojité nebo trojitě. [11]



Obr. 24: Klasická segmentová přepážka s výřezem [10]

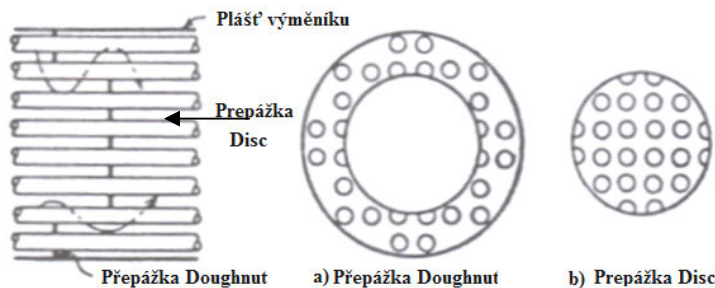
Doporučená rozteč segmentových přepážek je $t_p/D = 0,3 \div 0,6$. Při malé rozteči mezi přepážkami rostou ztráty způsobené netěsnostmi mezi přepážkou a pláštěm nebo přepážkou a trubkami. Otvory vyvrtané do segmentových přepážek totiž vyžadují vůli zohledňující výrobní tolerance vnějšího průměru trubek. V mezeře mezi trubkami a přepážkou tedy vzniká parazitní proud. Podobný problém vzniká mezi pláštěm a přepážkami. V případě velké vzdálenosti mezi přepážkami může dojít ke vzniku axiálního podélného proudu v ose výměníku. S větší roztečí dochází také ke snížení vlastních frekvencí trubek a usnadnění možnosti buzení kmitání trubek příčným proudem.

Plocha výřezu segmentové přepážky U se volí v rozmezí $U/D = 0,2 \div 0,35$, kde příliš malá plocha způsobuje vysokou axiální rychlost a příliš velká opět způsobuje vznik axiálního proudu v ose výměníku. V obou případech se objevují cirkulační zóny znázorněné na Obr.25, které nejsou příznivé pro přestup tepla. [11] [6] [7]

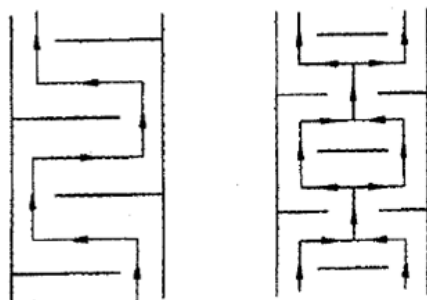


Obr. 25: Srovnání velikostí rozteče mezi segmentovými přepážkami a vznik cirkulačních zón [10]

Další konstrukční variantou (Obr.26) přepážek pro příčné obtékání trubek, používanou u výměníku v JE, je použití disku a mezikruží (Disk and Doughnut). Tato konstrukce má nižší tlakové ztráty než klasické segmentové přepážky, díky rozdělení proudu znázorněném na Obr.31. [11] [6]

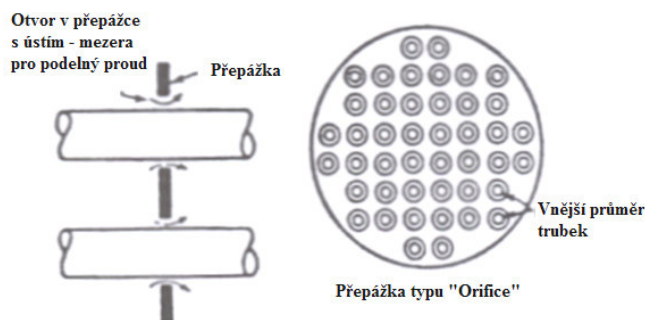


Obr. 26: Přepážka typu "Doughnut-Disc" [10]



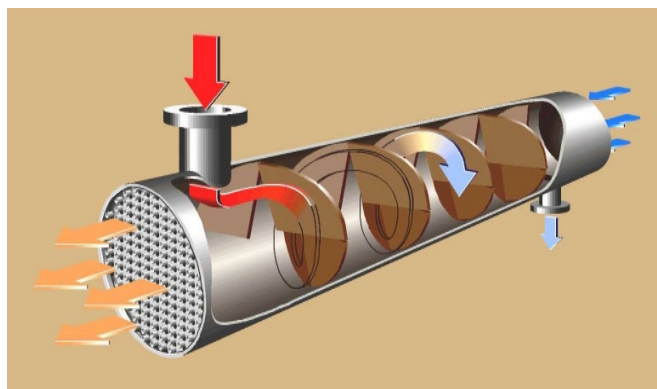
Obr. 27: Rozdělení proudu klasickou segmentovou přepážkou a přepážkou typu "Doughnut-Disc"[11]

Nejméně používanou variantou přepážek jsou hrdlové přepážky (orifice baffle). Mezera mezi trubkou a otvorem v přepážce slouží ke zvýšení rychlosti proudění, která rozruší mezní vrstvu a zvýší tak přestup tepla. Přepážka ovšem nepodpírá trubky, a proto se z důvodů vzniku vibrací příliš nepoužívají. [11] [6]



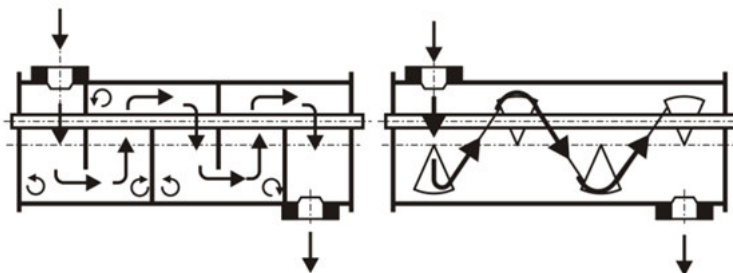
Obr. 28: Segmentová přepážka typu "Orifice"[10]

6c) šikmé nebo šroubovicové obtékání (šroubovicové přepážky) změnou segmentových přepážek na přepážky šroubovicové se docílí snížení tlakových ztrát a zvýšení přestupu tepla. Zástupcem šroubovicových výměníků je československý patent pod obchodním názvem Helixchanger. Směr proudění v mezitrubkovém a trubkovém prostoru je znázorněn na Obr.29. [11] [6] [8]



Obr. 29: Výměník typu Helixchanger [8]

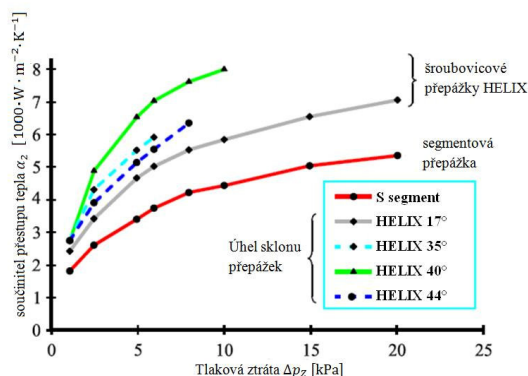
Při vývoji výměníku Helixchanger byly použity 4 deskové přepážky natočené pod různými úhly k získání šroubovicového toku. Na obrázku (Obr.30) jsou znázorněny jak klasické segmentové přepážky, tak pro srovnání i natočené přepážky Helix.



Obr. 30: Porovnání segmentových přepážek a přepážek Helix

Srovnání jednotlivých úhlů natočení přepážek je uvedeno na Obr. 31. Z obrázku je patrné, že při úhlu natočení přepážek 40° , je přestup tepla maximální, při minimální tlakové ztrátě.

Výměníky se šroubovicovými přepážkami mají výhodu v redukci bypassových proudů a ve snížení usazování na straně mezitrubkového prostoru. Dále šroubovicové přepážky preventivně zabraňují vibracím trubek a redukují údržbu.[11][6][8]



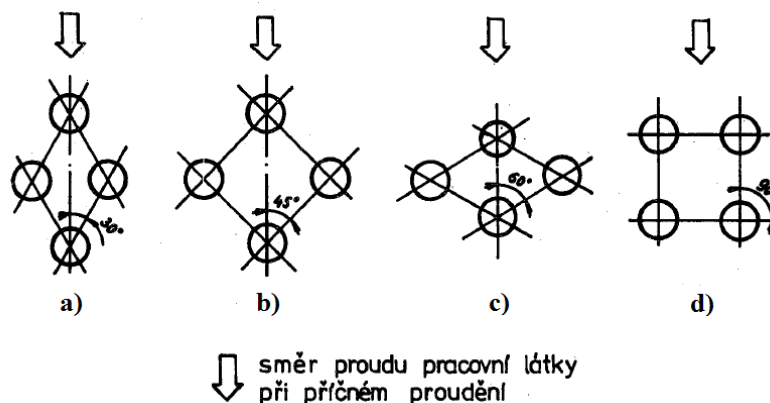
Obr. 31: Srovnání jednotlivých úhlů sklonu přepážek u šroubovicových výměníků [10]

Ani v jednom z výše uvedených případů obtékání se nejedná o čistě jeden druh obtékání, ale jedná se vždy o obtékání převažující. V případě segmentových přepážek s příčným obtékáním jsou výřezy přepážek obtékány podélně. Korekční faktory, proto nabývají v mezitrubkovém prostoru na větším významu, protože mohou v některých případech významně ovlivnit velikost vypočteného součinitele přestupu tepla. [11] [6] [8]

7) Plášť a mezitrubkový prostor - plášť slouží jako vnější obal výměníku a ohraničuje tzv. mezitrubkový prostor mezi trubkovým svazkem a pláštěm. Vzájemná orientace proudů se v jednotlivých částech výměníku může měnit: souproud, protiproud, křížový proud. Záleží na počtu chodů ze strany trubek, na umístění vstupního a výstupního hrdla do MP, na vložení mezistěny do MP (varianty F,G,J,X) a na vedení toku přepážkami. Směr proudění v trubkách se také může měnit dělicími přepážkami, probíhá tak v přední komoře výměníku. Mezitrubkový prostor je buď jednochodý, nebo dvouchodý. Proudění v plášti se volí nejčastěji v provedení E. V případě neúnosných tlakových ztrát může být použita varianta J, kdy poloviční rychlost při stejném průtoku může znamenat až 8x menší ztráty. [11]

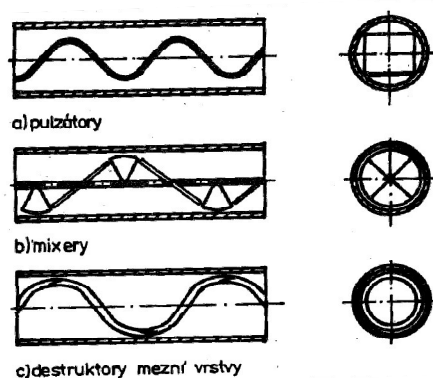
8) Trubkový svazek - trubky v trubkovém svazku vytvářejí na svém vnějším povrchu plochu pro výměnu tepla. Vnitřní prostor trubek společně s přední a zadní komorou vytváří tzv. trubkový prostor. Trubkové výměníky mohou být na straně trubkového prostoru jednochodé nebo vícechodé. Pokud jsou pláště z hladkých bezešvých trubek, může být maximální počet chodů v trubkách 4. Pokud jsou svařované je dovolen maximální počet chodů 8. Nejčastěji používané uspořádání je dvouchodé s vratným proudem, kdy může dojít k obrácení proudu v trubkách, buď v zadní komoře, nebo použitím svazku s ohnutými U-trubkami. Ohnutí navíc slouží jako kompenzátor při teplotní roztažnosti trubek. Toto konstrukční řešení, ale používáme pouze tehdy pokud nehrozí riziko zanášení trubek. Čtyři varianty uspořádání trubek v trubkovém svazku jsou znázorněny na Obr.32. V případě podélného proudu, může být použita libovolné uspořádání trubek. U příčného obtékání jsou doporučeny uspořádání s úhlem 30° nebo 45°, úhel uspořádání 90° je možný pouze v technicky odůvodněných

případech. Úhel uspořádání 60° se nedoporučuje. Pokud je požadavek na mechanické čištění svazku trubek, doporučuje se uspořádání 45° nebo 90° . [6] [11]



Obr. 32: Úhly uspořádání trubek a) 30° , b) 45° , c) 60° , d) 90° [6]

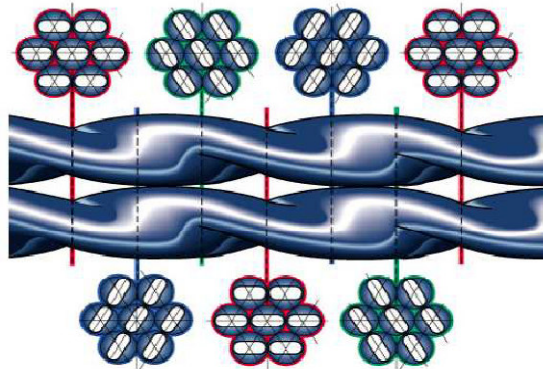
V případě snahy o zvýšení přestupu tepla na straně trubek je možné zmenšovat průměr trubek svazku, omezením toho zmenšování je dovolená tlaková ztráta, která naopak roste a také požadavek na čištění trubek. Zvýšení součinitele přestupu tepla a intenzifikace přenosu tepla můžeme dále dosáhnout pomocí úprav povrchu trubek zdrsněním nebo pasivními vířiči, které se mohou vkládat do trubek a fungují jako pulzátory (zvlněný pásek), mixery (šroubovicový zkroucený pásek) a destruktory mezní vrstvy (drát zkroucený do tvaru pružiny). Jednotlivé pasivní vířiče jsou znázorněny na obrázku Obr. 33. Pulzátory a mixery jsou doporučeny zejména při laminárním proudění uvnitř trubky výměníku. V případě přechodového proudění se přednostně používají destruktory mezní vrstvy. [11] [6]



Obr. 33: Pasivní vířiče [6]

Pro zvýšení přestupu tepla, při konstantním součiniteli přenosu tepla, jsou také používány tvářené trubky s vnitřním žebrováním s podélnými žebry. Další zvýšení je možné docílit úpravou a zvětšením vnější teplosměnné plochy trubek zkroucením trubek (Obr.34) nebo vnějším žebrováním, které může být provedeno podélnými nebo příčnými žebry. Podélná žebra se používají při podélném obtékání trubek, v případě příčného obtékání se používají příčná žebra. U laminárního proudění se pro rozrušení okrajové laminární vrstvy a zvýšení přestupu tepla používají trubky, které na svém povrchu vytvoří turbulentní mezní

vrstvu pomocí drsného, hrbolatého, zvlněného nebo rýhovaného povrchu. Turbulence je výhodná i z hlediska snížení usazování. Rýhované trubky mohou být ještě modifikovány tyčovými přepážkami. Zdrsněním stěn trubky a dalšími úpravami povrchu trubek, však roste tlaková ztráta. [11] [6]



Obr. 34: Zkroucené oválné trubky [11]

5.2 Požadavky na primární trubkový výměník

5.2.1 Výpočtové parametry primárního výměníku

Základními výpočtovými parametry výměníku jsou výpočtová teplota a výpočtový tlak. Pro návrhový a kontrolní výpočet výměníku uvažujeme tyto zadané nebo zvolené parametry:

- **tepelný výkon výměníku**, nebo-li teplený výkon výměny tepla je zadán $\dot{Q} = 570 \text{ MW}$.
- **hmotnostní průtok primární palivové soli**: na straně trubkového prostoru je zvolen v souladu s prací [19] a činí $\dot{m}_1 = 3600 \text{ [kg} \cdot \text{s}^{-1}]$.
- **hmotnostní průtok sekundární chladicí soli**: na straně mezitrubkového prostoru je opět zvolen v souladu s prací [19] a činí $\dot{m}_2 = 2800 \text{ [kg} \cdot \text{s}^{-1}]$.
- **maximální pracovní teplota primární soli v trubkovém prostoru**: teplota palivové soli je nejvyšší na vstupu do primárního výměníku $T_{11} = 720^\circ\text{C}$. Tato teplota byla zadána v zadání diplomové práce a odpovídá maximální dovolené teplotě pro dlouhodobý provoz zařízení z materiálu MONICR.
- **maximální pracovní teplota v mezitrubkovém prostoru**: určena ze vztahu (27) a její hodnota je $T_{22} = 619,8^\circ\text{C}$. Sekundární sůl s touto teplotou následně vstupuje do sekundárního výměníku, kde je teplo sekundární soli předáno heliu. Pro zvýšení výměny tepla a účinnosti cyklu je potřeba, aby byla teplota co největší. Jak je patrné ze vztahu (27) hlavní vliv na její velikost má hmotnostní průtok v trubkovém prostoru.

- **minimální pracovní teplota v mezitrubkovém prostoru:** je zvolena z teploty tavení $T_t = 384^\circ\text{C}$ sekundární chladicí soli Na-NaBF₄. Pro zamezení rizika zamrznutí sekundární soli vlivem poklesu teploty v některé části meziokruhu, je proto zvolen přídavek 100°C . Minimální teplota v mezitrubkovém prostoru je tedy $T_{21} = 485^\circ\text{C}$.
- **maximální pracovní přetlak v trubkovém prostoru:** volím s ohledem na hodnotu pracovního přetlaku uvedeném ve zprávě ORNL [3], která uvádí, v případě návrhu výměníku Case A, tlak na vstupu do primárního výměníku $p_1 = 0,5$ [MPa]. Stejný tlak uvádějí některé odborné zdroje pro referenční návrh elektrárny MSBR o výkonu 1000 MWe. Tlak v primární části výměníku je shodný s tlakem palivové soli v reaktoru.
- **maximální pracovní přetlak v mezitrubkovém prostoru:** pro volbu maximálního pracovního přetlaku v MP musí být zohledněno riziko havarijních stavů, kdy může dojít k náhlému vzrůstu tlaku v mezitrubkovém prostoru a mohlo by tak dojít k protržení a úniku sekundární soli. Maximální pracovní tlak v mezitrubkovém prostoru jsem proto zvolil dvojnásobkem normálního pracovního tlaku (dle ORNL, návrh Case A [3]) $p_2 = 1$ [MPa].
- **termo-fyzikální vlastnosti primární a sekundární soli:** hodnoty jednotlivých termo-fyzikálních vlastností jsou shrnuty v tabulce (Tab. 16) v souladu s uvedenými termo-fyzikálními vlastnostmi a vztahy pro jejich určení v kapitole 3. Výpočtové teploty jsou určeny v další kapitole 6, vztahy (28) a (29).

Tab. 16: Termo-fyzikální vlastnosti roztavených fluoridových solí při výpočtových teplotách

	Primární okruh LiF-BeF ₂ -ThF ₄ -UF ₄ (71,7-16-12-0,3 mol. %)	Sekundární okruh Na-NaBF ₄ (8-92 mol. %)
Výpočtová teplota \bar{T}_V [$^\circ\text{C}$]	661	552
Teplota tavení T_t [$^\circ\text{C}$]	449	384
Hustota ρ [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$] ^a	3312	1860
Měrná tepelná kapacita c_p [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$] ^a	1340	1510
Dynamická viskozita η [$\text{Pa} \cdot \text{s}^{-1}$] ^{a,b,c}	$8,8656 \cdot 10^{-3}$	$1,3242 \cdot 10^{-3}$
Kinematická viskozita ν [$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$] ^d	$2,6768 \cdot 10^{-6}$	$7,1094 \cdot 10^{-7}$
Tepelná vodivost λ [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1}\text{K}^{-1}$] ^a	1,19	0,398

a - při výpočtové střední teplotě proudu \bar{T}_V [$^\circ\text{C}$]

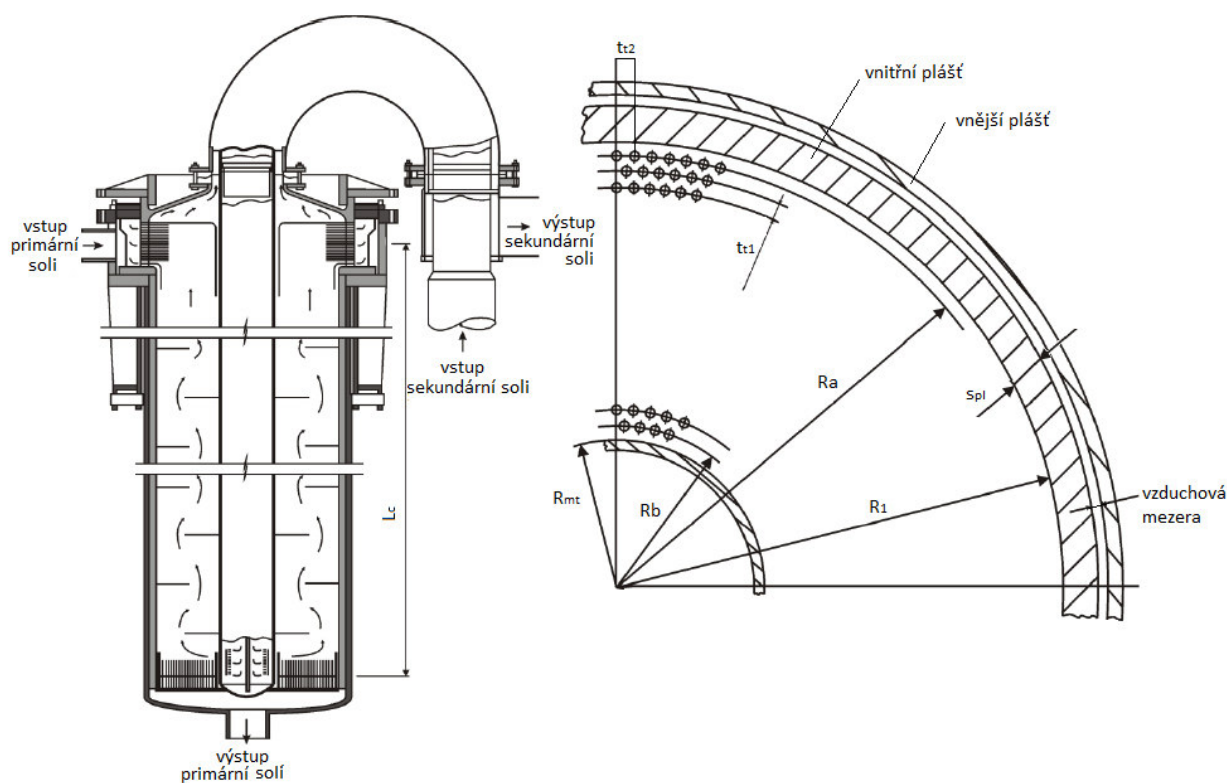
b - dynamická vazkost primární soli určena ze vztahu: $\eta = 0,062\exp(4636 / \bar{T}_V \text{ (K)})$

c - dynamická vazkost sekundární soli určena ze vztahu: $\eta = 0,0877\exp(2240 / \bar{T}_V \text{ (K)})$

d - kinematická vazkost určena ze vztahu: $\nu = \frac{\eta}{\rho}$

5.2.2 Výpočtové rozměry primárního výměníku

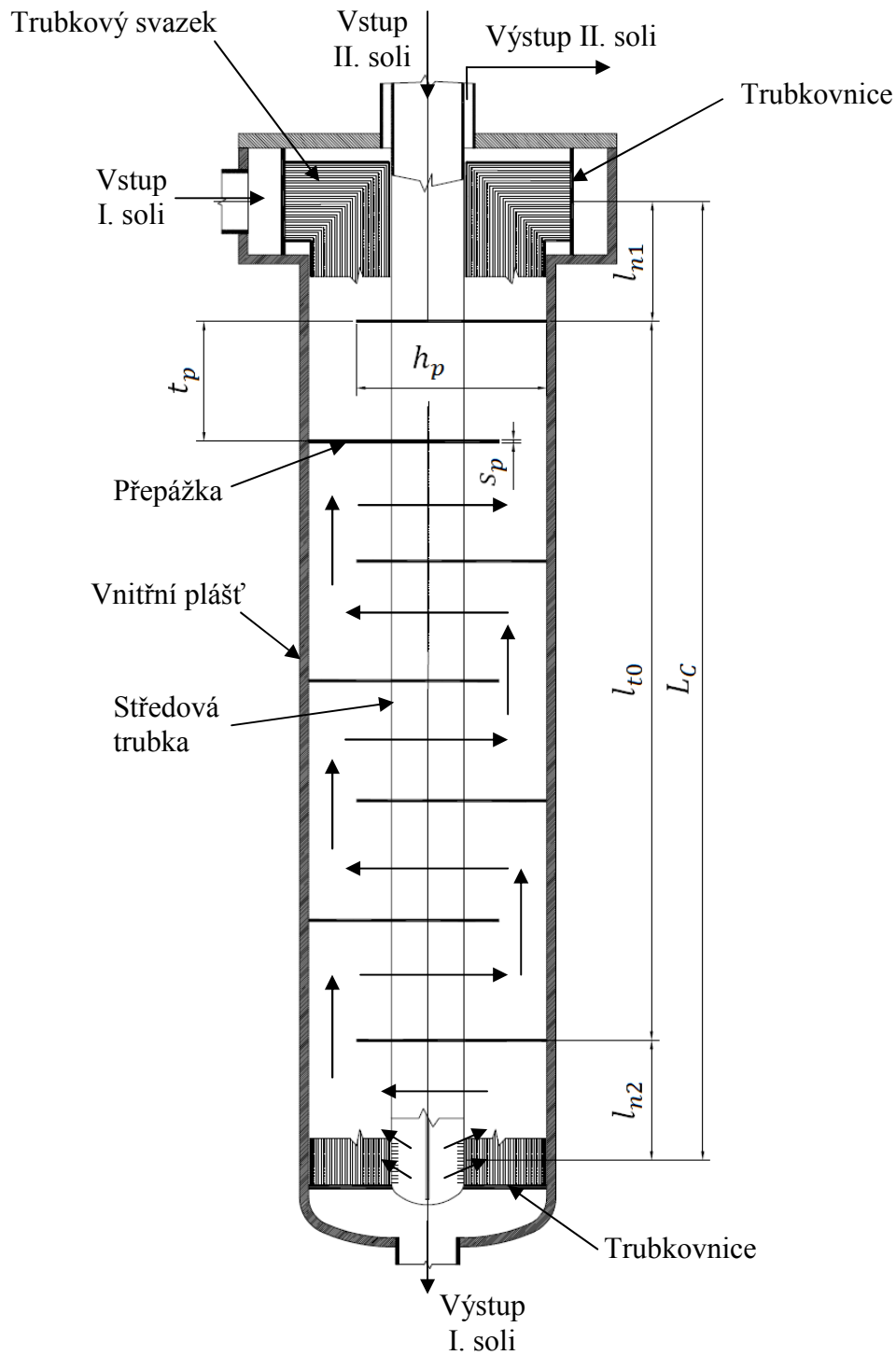
Rozložení a konstrukční návrh primárního výměníku je v souladu s výměníkem navrženým v ORNL [4] s výkonem 563 MWt. Hlavní rozměry výměníku a jeho uspořádání je uvedeno na obrázku (Obr.35). V odborné zprávě ORNL [4] s daným konstrukčním uspořádáním byla řešena komplikace se vznikem zbytkového tepla při provozu výměníku, kdy docházelo k usazování štěpných produktů na konstrukční materiál výměníku a docházelo tak, v případě odstavení, k nárůstu zbytkového tepla o 40%. Přenos tohoto tepla byl uskutečněn zejména radiací, se kterou je potřeba uvažovat i v případě provozu při teplotě pracovního média větší než 500°C. Přenos tepla radiací, však v diplomové práci neuvažují, stejně tak ani vliv zanášení v obou prostorech výměníku. Pro snížení úniku tepla z výměníku radiací bylo proto v návrhu ORNL doporučeno použití vnitřního pláště, vzduchové mezery a vnějšího pláště (Obr.35).



Obr. 35: Primární trubkový výměník 563 MWt [4]

Primární palivová sůl vstupuje do trubkového svazku, jehož trubky jsou ohnuty do L tak, aby kompenzovaly teplotní dilataci trubek. Střední délka trubek trubkového svazku je na obrázku (Obr. 35) značena jako L_C . Výměník je uvažován jako vertikální. Sekundární chladicí sůl vstupuje do výměníku středovou trubkou, která ji vede až k zadní (dolní) komoře výměníku, kde je proud otočen a chladivo posléze proudí opřepážkovanou částí výměníku a vystupuje z primárního výměníku mezikruhovým kanálem v přední (horní) komoře výměníku. V návrhu ORNL na obrázku (Obr. 35) jsou uvažovány přepážky disk-mezikruží (Disc - Doughnut), jejich výhody pro výměníky JE jsou popsány v předešlé kapitole 5.1. V této diplomové práci a v souladu se zadáním DP volím klasické segmentové přepážky s výřezem. V případě tohoto uspořádání segmentových přepážek společně se středovou trubkou je již předem

předpokládána vysoká tlaková ztráta oproti šroubovicovým přepážkám [19]. Zjednodušený náčrt s označeným rozmištěním přepážek je uveden na Obr. 36.



Obr. 36: Primární trubkový výměník 570 MWt se segmentovými přepážkami - Varianta A

V diplomové práci [19] jsou uvažovány 4 šroubovicové přepážky pod úhlem šroubovice $\varphi_S = 40^\circ$. Rozteč mezi jednotlivými segmentovými přepážkami by dosáhla příliš velké hodnoty $t_p = 1,396$ [m]. Tato rozteč by mohla způsobovat vibrace trubek a nesouhlasí ani s doporučenou roztečí dle TEMA, která odpovídá:

$$t_p = (0,3 \div 0,6) \cdot D_1 \quad (12)$$

Zvolil jsem proto počet segmentových přepážek $n_{p1} = 7$. Rozteč mezi segmentovými přepážkami je zvolena $t_{p1} = 0,8375$ [m].

Hodnota rozteče t_{p1} přibližně odpovídá polovině vnitřního průměru výměníku. Pro srovnání vlivu rozteče přepážek na tlakovou ztrátu a součinitele přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru volím ještě druhou rozteč $t_{p2} = 0,515$ [m] při počtu přepážek $n_{p2} = 12$, která dle vztahu (12) odpovídá $t_{p2} = 0,31 \cdot D_1$. V návrhovém a kontrolním výpočtu bude uvažována rozteč t_{p1} . Srovnání vlivu velké a malé rozteče přepážek je uvedeno v závěru této práce (kapitola 9).

1) Navrhované rozměry mezikruží výměníku:

Vnitřní průměr pláště výměníku D_1 : 1,6637 [m]
Vnější průměr středové trubky D_{mt} : 0,508 [m]

2) Rozměry a uspořádání trubek v trubkovém svazku:

Vnitřní průměr trubky d_1 : 0,01 [m]
Vnější průměr trubky d_2 : 0,0118 [m]
Délka trubek L_C : 6,7 [m]
Počet trubek n_{tr} : 5549 ks
Počet soustředných kruhů: 31
Počet chodů v trubkovém svazku: $n_{chod} = 1$

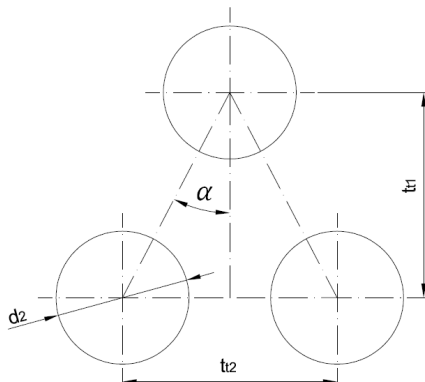
V uspořádání trubkového svazku je důležitý vnitřní a vnější průměr trubkového svazku. Na obrázku (Obr. 35) jsou značeny jako poloměry R_a , resp. R_b . Pro výpočty v další kapitole volím tedy hodnoty v souladu s ORNL [4] a jsou označeny v rámci průměrů jako:

Vnější průměr trubkového svazku D_a : 1,6317 [m]
Vnitřní průměr trubkového svazku D_b : 0,5395 [m]

Radiální a obvodový krok trubek je dán zadáním DP a odpovídá hodnotám ve zprávě ORNL [4]:

Radiální krok trubek t_{r1} : 0,0182118 [m]
Obvodový krok trubek t_{r2} : 0,01905 [m]

Uspořádání trubek je znázorněno na obrázku (Obr. 37).



Obr. 37: Znázornění triangulárního uspořádání trubek ve svazku

Hodnota úhlu uspořádání byla určena na základě hodnot pro radiální a obvodový krok, popsany výše. Úhel α v triangulárním uspořádání trubek lze určit pomocí goniometrické funkce:

$$\alpha = \arctg \left(\frac{t_{t2}}{2 \cdot t_{t1}} \right) \quad (13)$$

$$\alpha = \arctg \left(\frac{0,01905}{2 \cdot 0,0182118} \right)$$

$$\alpha = 27,6^\circ$$

Souhrn hodnot rozložení trubek je uveden v tabulce Tab.17, hodnoty v ní uvedené odpovídají označením Obr.36.

Tab. 17: Souhrn rozměrů u uspořádání trubek ~ 30°

d_2 [m]	0,0118
t_{t1} [m]	0,0182118
t_{t2} [m]	0,01905
α [°]	27,6

3) Druh, rozmístění a hlavní rozměry přepážek

Přepážky jsou zadány klasické, jednoduché segmentové s výřezem ve tvaru kruhové úseče. Průměr přepážky D_p je určen na základě tabulky pro mezeru mezi pláštěm a přepážkou (Příloha 3.8, [6]). Volím hodnotu mezery mezi přepážkou a pláštěm 7,5 mm. Pro průměr přepážky platí vztah (14).

$$D_p = D_1 - 2 \cdot 0,0075 = 1,6637 - 0,015 = 1,6487 \text{ [m]} \quad (14)$$

Výška přepážky $h_p = 1,33$ [m] je zvolena v rámci doporučení pro velikost výřezu přepážky $U = D_1 \cdot (0,2 \div 0,35)$. Tloušťka přepážky $s_p = 0,02$ [m].

Ověření vhodné rozteče a počtu přepážek jsem rozdělil do dvou konstrukčních variant:

a) Varianta A

Počet přepážek n_{p1} : 7

Rozteč přepážek t_{p1} : 0,8375 [m]

Rozteč přepážky pod vstupním, výstupním hrdlem MP ln_1 , resp. $ln_2 = 0,8375$ [m]

b) Varianta B

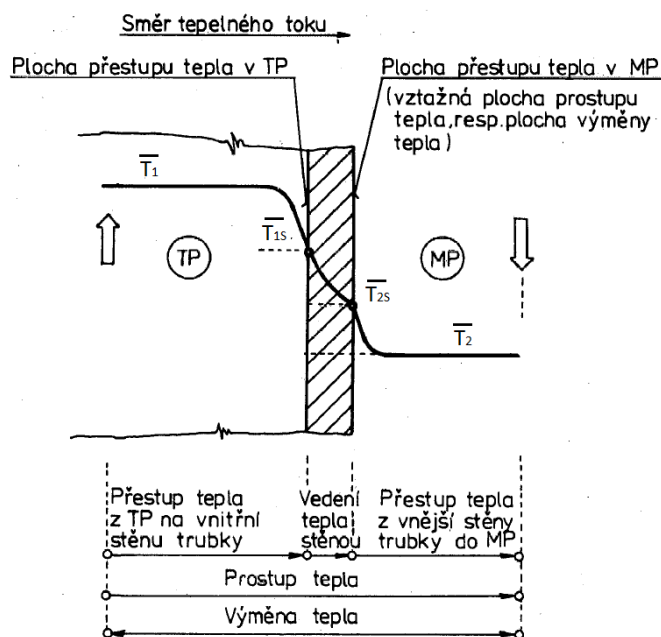
Počet přepážek n_{p2} : 12

Rozteč přepážek t_{p2} : 0,515 [m]

Rozteč přepážky pod vstupním, výstupním hrdlem MP ln_1 , resp. $ln_2 = 0,515$ [m]

6. Návrhový výpočet primárního výměníku tepla

Přenos tepla v trubkovém výměníku z trubkového prostoru (TP) do mezitrubkového prostoru (MP) nebo obráceně probíhá mezi primární a chladicí solí přes stěnu trubky z materiálu MONICR. Celkový prostup tepla je charakterizován součinitelem prostupu tepla k , který se skládá z přenosu tepla z teplejšího TP součinitelem přestupu tepla α_1 , vedením ve stěně trubky s tepelnou vodivostí λ a přenosem tepla chladnějšímu médiu proudícím v MP se součinitelem přestupu tepla α_2 . Průběh teplot při této výměně tepla je znázorněn na obrázku Obr. 38.



Obr. 38: Rozložení teplot při přenosu tepla konvekcí [6]

Součinitelé přestupu tepla nejsou závislí na směru tepelného toku a bývají proto obvykle vztaženy k jedné z ploch přenosu tepla, kterou označujeme jako vztaženou plochu prostupu tepla. U trubkových výměníků se jedná o vnější činnou plochu trubek, tedy o vnější průměr trubky. Přenos tepla konvekcí může být doprovázen i přenosem tepla radiací, která nastává při vysokých teplotách, zejména pokud je jedna z pracovních látek plynem o vysoké teplotě. Vliv

radiace je v této práci zanedbán. K určení velikosti přeneseného tepelného výkonu slouží rovnice tepelných bilancí (15) [6]:

$$\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2 + \dot{Q}_Z \text{ [W]} \quad (15)$$

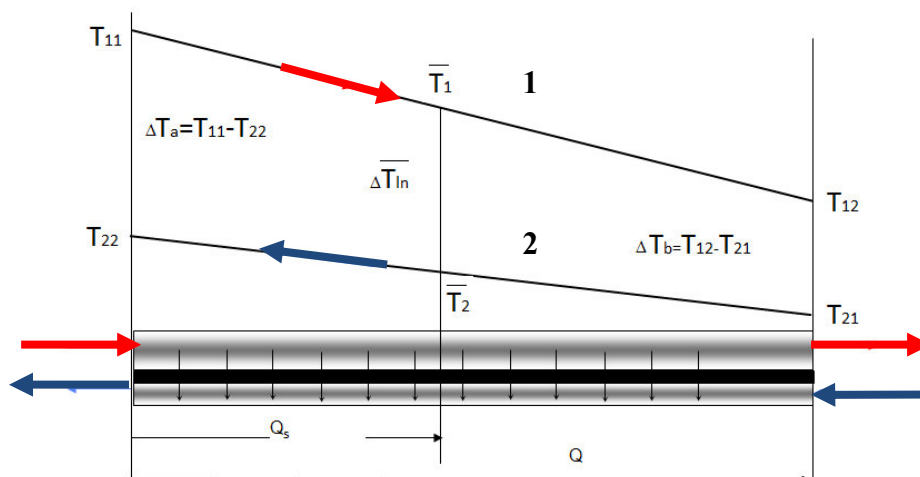
$$\dot{Q} = \dot{Q}_1 = \dot{Q}_2 \text{ [W]} \quad (16)$$

kde \dot{Q}_1 je tepelný výkon teplejší primární směsi přiváděné do TP, \dot{Q}_2 je tepelný výkon předaný chladnější sekundární soli a \dot{Q}_Z jsou ztráty při přenosu tepla, které však v případě dobře zaizolovaného výměníku nepřekračují při provozu výměníku 5%. [6] Ztráty \dot{Q}_Z zanedbávám.

Tepelný výkon výměny tepla \dot{Q} lze rozepsat do vztahu:

$$\dot{Q} = \dot{m}_1 \cdot \bar{c}_{p1} \cdot (T_{11} - T_{12}) = \dot{m}_2 \cdot \bar{c}_{p2} \cdot (T_{22} - T_{21}) \quad (17)$$

kde $\bar{c}_{p1,2}$ je střední hodnota měrné tepelné kapacity primární, resp. sekundární směsi pro danou teplotu, \dot{m}_1 a \dot{m}_2 jsou hmotnostní průtoky zvolené a uvedené v kapitole 5.2.1. Teploty uvedené ve vztahu jsou v případě protiproudého výměníku v souladu s obrázkem (Obr.39).



Obr. 39: Teplotní profil pracovních látek při průchodu výměníkem [6]

Teplotní profily, znázorněné logaritmickými křivkami, platí pro protiproudý výměník s jedním chodem v TP i MP. Proud 1 značí změnu teploty primární soli po průchodu TP a proud 2 značí naopak změnu teploty sekundárního chladiva po průchodu MP. Rozdíl mezi středními hodnotami teplot obou křivek ΔT_{ln} je označován, jako střední logaritmický rozdíl a je obsažen v rovnici pro výkon výměny tepla (18):

$$\dot{Q} = A \cdot k \cdot \Delta \bar{T}_{ln} \text{ [W]} \quad (18)$$

kde A je teplosměnná plocha, k je součinitel prostupu tepla a $\Delta \bar{T}_{ln}$ je výše zmíněný střední logaritmický teplotní rozdíl mezi středními logaritmickými teplotami pracovních látek. Rovnice výkonu výměny tepla (18) musí být navzájem v naprosté shodě s rovnicí tepelných bilancí (17). Po návrhovém výpočtu, ve kterém je hledána velikost teplosměnné plochy, musí být provedena kontrola, zda hodnota výkonu výměny tepla v obou rovnicích (17) a (18) vzájemně odpovídá. V případě, že si výkon \dot{Q} v rovnicích (17) a (18) vzájemně neodpovídá, je potřeba opakovat postup návrhového výpočtu, tak dlouho, dokud nedojde ke shodě. [6]:

Rovnici pro výkon výměny tepla (18) lze rozepsat pro jednotlivé fáze prostupu tepla do tří rovnic:

$$\dot{Q} = A_1 \cdot \alpha_1 \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_{1S})$$

$$\dot{Q} = A_s \cdot \frac{\lambda_t}{s_t} \cdot (\bar{T}_{1S} - \bar{T}_{2S})$$

$$\dot{Q} = A_2 \cdot \alpha_2 \cdot (\bar{T}_{2S} - \bar{T}_2)$$

Úpravou a sečtením tří rovnic získáme vztah:

$$\dot{Q} \cdot \left(\frac{1}{A_1 \cdot \alpha_1} + \frac{1}{A_s \cdot \frac{\lambda_t}{s_t}} + \frac{1}{A_2 \cdot \alpha_2} \right) = \bar{T}_1 - \bar{T}_2 \quad (19)$$

Vztažením výměny tepla na vnější teplosměnnou plochu A_2 , která je u trubkového výměníku brána jako vztažená plocha prostupu tepla, získáme konečnou podobu výkonu výměny tepla:

$$Q = A_2 \cdot \left(\frac{1}{\frac{A_2 \cdot 1}{A_1 \cdot \alpha_1} + \frac{A_2 \cdot s_t}{A_s \cdot \lambda_t} + \frac{1}{\alpha_2}} \right) \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_2) \quad (20)$$

Provedeme rozbor vztahu (20), kde A_2 značí vztaženou plochu prostupu tepla, které odpovídá součinitel prostupu tepla, kterým je ve vztahu (20) složený zlomek v závorce. Součinitel prostupu tepla k má tedy tvar:

$$k = \frac{1}{\frac{A_2 \cdot 1}{A_1 \cdot \alpha_1} + \frac{A_2 \cdot s_t}{A_s \cdot \lambda_t} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad (21)$$

Při určování součinitele prostupu tepla je potřeba počítat s možným zanášením teplosměnných ploch, které spočívá v usazování kalů, korozních produktů a nečistot. Zanášení teplosměnných ploch zvyšuje odpor proti přenosu tepla a musí se s ním počítat s ohledem na plán čištění výměníku. V případě této diplomové práce vliv zanášení na zhoršování přenosu tepla neuvažují, zejména vzhledem k orientaci výměníku. Vztažená plocha prostupu tepla A_2 je určena vnějším průměrem trubky svazku d_2 , platí tedy konečný vztah pro součinitel prostupu tepla:

$$k = \frac{1}{\frac{d_2 \cdot 1}{d_1 \cdot \alpha_1} + \frac{d_2 \cdot \ln \frac{d_2}{d_1}}{2 \lambda_t} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad [W \cdot m^{-2} K^{-1}] \quad (22)$$

Pro rozdíly teplot, dle obrázku (Obr. 39), ΔT_a a ΔT_b platí vztahy:

$$\Delta T_a = T_{11} - T_{22} \quad (23)$$

$$\Delta T_b = T_{12} - T_{21} \quad (24)$$

U souproutého výměníku, je rozdíl teplot ΔT_a , vždy větší, než rozdíl ΔT_b . V případě protiproudého výměníku může být teplota T_{21} větší než teplota T_{12} , dojde tím ke křížení proudů. Obecně tedy nelze u protiproudých výměníků tvrdit, že platí $\Delta T_a = \Delta T_{\max}$ a $\Delta T_b = \Delta T_{\min}$. Ke zjištění, který z rozdílů je větší se používá součinů $\dot{m}_1 \cdot \bar{c}_{p1}$ a $\dot{m}_2 \cdot \bar{c}_{p2}$. Pokud je větší součin $\dot{m}_1 \cdot \bar{c}_{p1}$ platí, že $\Delta T_b = \Delta T_{\max}$ a $\Delta T_a = \Delta T_{\min}$. Na základě toho můžeme rovnici (25), pro střední logaritmický spád $\Delta \bar{T}_{\ln}$, zapsat ve tvaru:

$$\Delta \bar{T}_{\ln} = \frac{\Delta T_b - \Delta T_a}{\ln \frac{\Delta T_b}{\Delta T_a}} \quad (25)$$

6.1 Určení výpočtových teplot

Výstupní teplota T_{12} primární soli po průchodu výměníkem je určena z maximální teploty pro primární výměník $T_{11} = 720 [^{\circ}\text{C}]$ a rovnice teplené bilance (17) je upravena do vztahu:

$$T_{12} = T_{11} - \frac{\dot{Q}}{\dot{m}_1 \cdot \bar{c}_{p1}} \quad (26)$$

$$T_{12} = 720 - \frac{570 \cdot 10^6}{3600 \cdot 1340} = 601,8 [^{\circ}\text{C}]$$

Pro výstupní teplotu sekundární soli T_{22} na výstupu z výměníku platí podobný vztah:

$$T_{22} = T_{21} + \frac{\dot{Q}}{\dot{m}_2 \cdot \bar{c}_{p2}} \quad (27)$$

$$T_{22} = 485 + \frac{570 \cdot 10^6}{2800 \cdot 1510} = 619,8 [^{\circ}\text{C}]$$

Po dosazení do vztahů (23)(24) tedy vychází teplotní rozdíly:

$$\Delta T_a = T_{11} - T_{22} \quad (23)$$

$$\Delta T_a = 720 - 619,8 = 100,2 [^{\circ}\text{C}]$$

$$\Delta T_b = T_{12} - T_{21} \quad (24)$$

$$\Delta T_b = 601,8 - 485 = 116,8 [^{\circ}\text{C}]$$

Střední teplota primárního proudu v trubkách, která je zároveň střední výpočtovou teplotou \bar{T}_{V1} (viz. Tab.16) je určena:

$$\bar{T}_1 = \frac{T_{11} + T_{12}}{2} \quad (28)$$

$$\bar{T}_1 = \frac{720 + 601,8}{2} = 660,9 [^{\circ}\text{C}] \cong 661 [^{\circ}\text{C}]$$

Střední teplota sekundárního proudu v mezitrubkovém prostoru, která je zároveň střední výpočtovou teplotou \bar{T}_{V2} (viz. Tab.16) je určena ze vztahu:

$$\bar{T}_2 = \frac{T_{21} + T_{22}}{2} \quad (29)$$

$$\bar{T}_2 = \frac{485 + 619,8}{2} = 552,4 [^{\circ}\text{C}] \cong 552 [^{\circ}\text{C}]$$

Hodnota středního logaritmického spádu $\Delta \bar{T}_{\ln}$, který odpovídá vztahu (25), je určena:

$$\Delta \bar{T}_{\ln} = \frac{\Delta T_b - \Delta T_a}{\ln \frac{\Delta T_b}{\Delta T_a}} \quad (25)$$

$$\Delta \bar{T}_{\ln} = \frac{116,8 - 100,2}{\ln \frac{116,8}{100,2}}$$

$$\Delta \bar{T}_{\ln} = 108,3 [^{\circ}\text{C}]$$

6.2 Výpočet součinitele přestupu tepla v trubkovém prostoru výměníku

Rozměry trubek svazku a termo-fyzikální vlastnosti palivové soli LiF-BeF₂-ThF₄-UF₄, potřebné pro výpočet součinitele přestupu tepla α_1 , jsou uvedeny v kapitole 5.2.2, resp. kapitole 5.2.1. Na hodnotu součinitele přestupu tepla α , mají obecně vliv tyto proměnné: $\lambda, c_p, \rho, \eta, u, \Delta T, L_c$. Vztah mezi proměnnými, lze za pomoci bezrozměrných kritérií podobnosti zapsat do kritériální rovnice v obecném tvaru jako implicitní funkci jednotlivých kritérií: [6]:

$$f(\text{Nu}, \text{Re}, \text{Gr}, \text{Pr}, K_G) = 0 \quad (30)$$

Zapíšeme ji v konkretizovaném tvaru, jako explicitní vyjádření pro kritérium, zastoupené ve vztahu (31) Nusseltovým číslem, které nás nejvíce zajímá:

$$\text{Nu} = C \text{Re}^a \text{Gr}^b \text{Pr}^c K_G^d \quad (31)$$

kde C je konstanta a jednotlivá kritéria podobnosti jsou:

- **Nu - Nusseltovo kritérium**, které vyjadřuje podobnost přenosu tepla konvekcí a vedení tepla v mezní vrstvě tekutiny. Z Nusseltova kritéria určujeme součinitele přestupu tepla α . [6]
- **Re - Reynoldsovo kritérium**, které vyjadřuje poměr lokálních setrvačných sil a třecích sil v proudící tekutině. [6] Reynoldsovo kritérium nám udává režimy proudění (turbulentní, přechodové, laminární).
- **Gr - Grashofovo kritérium**, které charakterizuje poměr vztlakových a třecích sil v proudící tekutině, v případě nuceného proudění je ve vztahu (31) $a = 0$. [6]
- **Pr - Prandtlovo kritérium**, které vyjadřuje podobnost mezi hydrodynamickými poměry proudícího média a podmínkami konvektivního přenosu tepla v tekutině. [6]
- **K_G - simplex**, jednoduché vyjádření podobnosti například geometrických ploch jako je poměr průměru trubky ku délce trubky ve vztahu (40). [6] Může také vyjadřovat poměr mezi stejnými fyzikálními veličinami, podobně jako je tomu u korekčního faktoru y_2 ve vztahu (32), který vyjadřuje poměr mezi dynamickými viskozitami η/η_s .

Přestup tepla v TP probíhá výhradně nucenou konvekcí a může být tedy kritériální rovnice (30) zapsána ve zjednodušené podobě jako:

$$\text{Nu}_1 = f(\text{Re}_1, \text{Pr}_1, y_1, y_2 \dots y_n) \quad (32)$$

kde kromě Reynoldsova kritéria a Prandtlova kritéria v TP jsou uvedeny ještě korekční (opravné) faktory ($y_1, y_2 \dots y_n$).

Nusseltovo kritérium má v případě proudění v TP, s určujícím rozměrem přenosu tepla, kterým je průměr trubky svazku d_1 tvar:

$$\text{Nu}_1 = \frac{\alpha \cdot d_1}{\lambda} \quad (33)$$

Reynoldsovo kritérium obsahující rychlost proudění u_1 , vnitřní průměr trubky svazku d_1 a kinematickou viskozitu primární fluoridové směsi ν_1 , je vypočteno ve vztahu (34):

$$Re_1 = \frac{u_1 d_1}{\nu_1} \quad (34)$$

$$Re_1 = \frac{2,4942 \cdot 0,01}{2,6768 \cdot 10^{-6}}$$

$$Re_1 = 9317,842$$

kde rychlost proudění v trubkovém prostoru u_1 určíme z rovnice kontinuity, kde ρ_1 je hustota primární fluoridové směsi:

$$u_1 = \frac{\dot{m}_1}{\rho_1 \cdot S_1} \quad (35)$$

$$u_1 = \frac{3600}{3312 \cdot 0,4358} = 2,4942 \text{ [m} \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$$

Celkový průtočný průřez S_1 v trubkovém prostoru určíme:

$$S_1 = \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} \cdot \frac{n_{tr}}{n_{chod}} \quad (36)$$

$$S_1 = \frac{\pi \cdot 0,01^2}{4} \cdot \frac{5549}{1} = 0,4358 \text{ [m}^2\text{]}$$

Prandtlovo kritérium pro střední teplotu proudu $\bar{T}_1 = 661^\circ\text{C}$, kdy dynamická viskozita má hodnotu $\eta_1 = 8,8656 \cdot 10^{-3}$, vypočteme ze vztahu (37):

$$Pr_1 = \frac{\nu_1}{a_1} = \frac{\eta_1 \cdot c_{p1}}{\lambda_1} \quad (37)$$

$$Pr_1 = \frac{8,8656 \cdot 10^{-3} \cdot 1340}{1,19} = 9,9831$$

Hodnota Reynoldsova kritéria $Re_1 = 9317,842$ v TP nám udává, že se jedná o přechodové a turbulentní proudění, které nastává při hodnotách $Re > 2320$. Pro určení součinitele přestupu tepla, při přechodovém a turbulentním proudění v trubce kruhového průřezu, volím Gnielinského vztah [6]:

$$Nu_1 = \frac{x_5 \cdot (Re_1 - 1000) \cdot Pr_1}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{x_5} \cdot (Pr_1^{2/3} - 1)} \cdot (1 + y_1^{2/3}) \cdot y_2 \quad (38)$$

$$Nu_1 = \frac{4,0086 \cdot 10^{-3} \cdot (9317,842 - 1000) \cdot 9,9831}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{4,0086 \cdot 10^{-3}} \cdot (9,9831^{2/3} - 1)} \cdot (1 + 0,0014925^{2/3}) \cdot 0,9701$$

$$Nu_1 = 83,3693$$

kde x_5 je určeno:

$$x_5 = \frac{1}{8} \cdot (1,82 \cdot \log Re_1 - 1,64)^{-2} \quad (39)$$

$$x_5 = \frac{1}{8} \cdot [1,82 \cdot \log(9317,842) - 1,64]^{-2}$$

$$x_5 = 4,0086 \cdot 10^{-3}$$

korrekční faktor y_1 ve vztahu (38) je určen na základě vztahu:

$$y_1 = \frac{d_1}{L_c} \quad (40)$$

$$y_1 = \frac{0,01}{6,7} = 1,4925 \cdot 10^{-3}$$

Pro korekčních faktor y_2 , zohledňující změnu látkových vlastností kapaliny v mezní vrstvě, ve vztahu (41), kdy v případě, že nezáleží na směru toku tepla hodnota $a = 0,11$, platí:

$$y_2 = \left(\frac{Pr_1}{Pr_{1S}} \right)^a \quad (41)$$

$$y_2 = \left(\frac{9,9831}{13,155} \right)^{0,11}$$

$$y_2 = 0,9701$$

kde Prandtlovo kritérium Pr_{1S} s dynamickou viskozitou η_{1S} vztaženou ke střední teplotě stěny trubky \overline{T}_{1S} je určeno vztahem:

$$Pr_{1S} = \frac{\eta_{1S} \cdot c_{p1}}{\lambda_1} \quad (42)$$

$$Pr_{1S} = \frac{1,1682 \cdot 10^{-2} \cdot 1340}{1,19}$$

$$Pr_{1S} = 13,155$$

Pro určení dynamické viskozity $\eta_{1S} = 1,1682 \cdot 10^{-2}$ ve vztahu (42) je potřeba určit střední teplotu stěny trubky:

$$\overline{T}_{1S} = \overline{T}_1 - \frac{\dot{Q}}{A_1 \cdot \alpha_1} \quad (43)$$

kde plocha A_1 :

$$A_1 = \pi \cdot d_1 \cdot n_{tr} \cdot L_C = \pi \cdot 0,01 \cdot 5549 \cdot 6,7 = 1167,991 \text{ [m}^2\text{]}$$

K určení střední teploty trubky \overline{T}_{1S} ve vztahu (43) je potřeba určit součinitel přestupu tepla α_1 , který je určen z Nu_1 . Pro nultou iteraci Nusseltova čísla Nu_{1-0} se zanedbáním korekčního faktoru y_2 platí vztah (44):

$$Nu_{1-0} = \frac{x_5 \cdot (Re_1 - 1000) \cdot Pr_1}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{x_5} \cdot (Pr_1^{2/3} - 1)} \cdot (1 + y_1^{2/3}) \quad (44)$$

$$Nu_{1-0} = \frac{4,0086 \cdot 10^{-3} \cdot (9317,842 - 1000) \cdot 9,9831}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{4,0086 \cdot 10^{-3}} \cdot (9,9831^{2/3} - 1)} \cdot (1 + 0,0014925^{2/3})$$

$$Nu_{1-0} = 85,9379$$

Z hodnoty Nu_{1-0} byla posléze určena nultá iterace součinitele přestupu tepla α_{1-0} :

$$\alpha_{1-0} = \frac{Nu_{1-0} \cdot \lambda_1}{d_1} \quad (45)$$

$$\alpha_{1-0} = \frac{85,9379 \cdot 1,19}{0,01}$$

$$\alpha_{1-0} = 10\,226,61 \text{ [W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{]}$$

pro první vypočtenou hodnotu \overline{T}_{1S-0} tedy platí na základě součinitele ze vztahu (45) upravený vztah (43):

$$\overline{T}_{1S-0} = \overline{T}_1 - \frac{\dot{Q}}{A_1 \cdot \alpha_{1-0}} \quad (46)$$

$$\overline{T}_{1S-0} = 661 - \frac{570 \cdot 10^6}{1167,991 \cdot 10226,61}$$

$$\overline{T}_{1S-0} = 613,28^\circ\text{C}$$

Při teplotě $\overline{T}_{1S-0} = 613,28^\circ\text{C}$ je dynamická viskozita $\eta_{1S-0} = 1,158 \cdot 10^{-2} [\text{Pa} \cdot \text{s}^{-1}]$. Hodnotu dynamické viskozity dosadíme do vztahu:

$$\text{Pr}_{1S-0} = \frac{\eta_{1S-0} \cdot c_{p1}}{\lambda_1} \quad (47)$$

$$\text{Pr}_{1S-0} = \frac{1,158 \cdot 10^{-2} \cdot 1340}{1,19}$$

$$\text{Pr}_{1S-0} = 13,04$$

Nultá iterace korekčního faktoru je tedy:

$$y_{2-0} = \left(\frac{\text{Pr}_1}{\text{Pr}_{1S-0}} \right)^{0,11} \quad (48)$$

$$y_{2-0} = \left(\frac{9,9831}{13,04} \right)^{0,11}$$

$$y_{2-0} = 0,971$$

Po vynásobení (44) nulté iterace Nusseltova čísla Nu_{1-0} korekčním faktorem y_{2-0} (48) získáme Nusseltovo číslo Nu_{1-1} pro první iteraci a první hodnotu součinitele přestupu tepla α_{1-1} :

$$\text{Nu}_{1-1} = \text{Nu}_{1-0} \cdot y_{2-0} \quad (49)$$

$$\text{Nu}_{1-1} = 85,9379 \cdot 0,971$$

$$\text{Nu}_{1-1} = 83,446$$

první hodnotu součinitele přestupu tepla α_{1-1} pro první iteraci:

$$\alpha_{1-1} = \frac{\text{Nu}_{1-1} \cdot \lambda_1}{d_1} \quad (50)$$

$$\alpha_{1-1} = \frac{83,446 \cdot 1,19}{0,01}$$

$$\alpha_{1-1} = 9930,038 [\text{W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}]$$

Tato hodnota je dosazena zpět do rovnice pro střední teplotu stěny (46) a v dalším (prvním) iteračním kroku se opět přepočítají rovnice (46) až (50). Po páté iteraci, kdy je rozdíl mezi součiniteli přestupu tepla $\Delta\alpha_{n+1} - \Delta\alpha_n \leq 1,1 \cdot 10^{-5}$, lze určit střední teplotu stěny $\overline{T}_{1S} = 611,809^\circ\text{C}$, které odpovídá dynamická viskozita $\eta_{1S} = 1,1682 \cdot 10^{-2} [\text{Pa} \cdot \text{s}^{-1}]$. Tato hodnota je dosazena do vztahu (42) a posléze je ve vztahu (41) určen korekční faktor y_2 , který je platný v případě, že jsou splněna tyto kritéria:

$$\text{Re}_1 \in \langle 2320 ; 10^6 \rangle$$

$$\text{Pr}_1 \in \langle 0,6 ; 2000 \rangle$$

$$\text{Pr}_1 / \text{Pr}_{1S} \in \langle 0,1 ; 10 \rangle$$

$$y_1 \in (0 ; 1)$$

Výsledný součinitel přestupu tepla v trubkovém prostoru, tedy odpovídá hodnotě (51):

$$\alpha_1 = \frac{\text{Nu}_1 \cdot \lambda_1}{d_1} \quad (51)$$

$$\alpha_1 = \frac{83,3693 \cdot 1,19}{0,01}$$

$$\alpha_1 = 9920,95 [\text{W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}]$$

6.3 Součinitel přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru výměníku s klasickými segmentovými přepážkami

Stejně jako u trubkového prostoru platí obecná rovnice pro vynucené proudění, která je sestavená z podobnostních bezrozměrných kritérií.[6]

$$Nu_2 = f(Re_2, Pr_2, y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (52)$$

Pro určení jednotlivých podobnostních kritérií je důležité to, jak jsou svazky trubek v mezitrubkovém prostoru obtékány a jaké přepážky jsou použity k podepření trubkových svazků, více v kapitole 5. Geometrické rozměry výměníku a termo-fyzikální vlastnosti sekundární soli Na-NaBF₄, jsou uvedeny v kapitole 5.2.2, resp. kapitole 5.2.1. Určujeme tedy hodnotu součinitele přestupu tepla α_2 pro segmentové přepážkové systémy s jedním chodem v MP. Pro Nusseltovo kritérium tedy platí vztah (53):

$$Nu_2 = \left[0,3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \right] \cdot y_2 \cdot y_3 \cdot y_4 \cdot y_5 \cdot y_6 \cdot y_7 \cdot y_8 \quad (53)$$

kde korekční faktory zohledňují tyto vlivy na součinitel přestupu tepla:

- y_2 vliv změny látkových vlastností v mezní vrstvě s ohledem na směr tepelného toku
- y_3 vliv převodu součinitele přestupu tepla z řady na svazek trubek
- y_4 vliv nepříznivého tvaru teplotního profilu v proudu pracovní látky při laminárním proudění
- y_5 vliv podílu podélně obtékaných trubek ve výřezu segmentových přepážek k hlavnímu příčnému toku
- y_6 vliv zkratových proudů mezi přepážkou a pláštěm a dále mezi trubkami svazku a otvory v přepážkách
- y_7 vliv obtokových proudů mezi trubkovým svazkem a pláštěm výměníku
- y_8 vliv neopřepážkovaných prostorů pod vstupními hrdly do mezitrubkového prostoru

Součinitel přestupu tepla v MP určíme z Nu_2 obdobně jako v TP ze vzorce (54):

$$Nu_2 = \frac{\alpha_2 \cdot l}{\lambda_2}$$

$$\alpha_2 = \frac{Nu_2 \cdot \lambda_2}{l} \quad (54)$$

kde charakteristickým rozměrem je délka proudnice, pro kterou platí:

$$l = \frac{\pi \cdot d_2}{2} \quad (55)$$

$$l = \frac{\pi \cdot 0,0118}{2} = 1,8535 \cdot 10^{-2} \text{ [m]}$$

Reynoldsovo kritérium v MP:

$$Re_2 = \frac{u_2 l}{\nu_2} \quad (56)$$

$$\text{Re}_2 = \frac{3,2478 \cdot 1,8535 \cdot 10^{-2}}{7,1094 \cdot 10^{-7}}$$

$$\text{Re}_2 = 84673,774$$

kde rychlost proudění u_2 u trubkového výměníku bez středové trubky odpovídá:

$$u_2 = \frac{\dot{m}_2}{S_{2N} \cdot \rho_2 \cdot \psi}$$

Ovšem v případě trubkového výměníku se středovou trubkou se pro určení rychlosti u_2 doporučuje použít vztah:

$$u_2 = \frac{1}{2} \frac{\dot{m}_2}{S_{2N} \cdot \rho_2 \cdot \psi} \quad (57)$$

$$u_2 = \frac{2800}{2 \cdot 0,472 \cdot 1860 \cdot 0,491}$$

$$u_2 = 3,2478 \text{ [m} \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$$

kde S_{2N} je plocha nezaplňeného prostoru mezi jednou roztečí příček, \dot{m}_2 je hmotnostní průtok sekundární soli v mezitrubkovém prostoru, ρ_2 je hustota sekundární soli Na-NaBF₄ a ψ je mezerovitost trubkového svazku.

Plochu nezaplňeného prostoru mezi jednou roztečí příček určíme, v případě výměníku se středovou trubkou a segmentovými přepážkami, ze vztahu:

$$S_{2N} = (t_{p1} - s_p) \cdot (D_1/2 - D_{mt}/2) \quad (58)$$

$$S_{2N} = (0,8375 - 0,02) \cdot (1,6637/2 - 0,508/2)$$

$$S_{2N} = 0,472 \text{ m}^2$$

kde $t_{p1} = 0,8375$ m je rozteč přepážek u varianty A, s_p je tloušťka přepážek, D_1 je vnitřní průměr pláště výměníku a D_{mt} je vnější průměr středové trubky.

Mezerovitost trubkového svazku ψ určíme ze vztahů:

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6} \quad \text{pro } x_7 \geq 1 \quad (59)$$

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6 \cdot x_7} \quad \text{pro } x_7 < 1 \quad (60)$$

kde pro x_6 platí vztah:

$$x_6 = \frac{t_{t1}}{d_2} \quad (61)$$

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

$$x_6 = 1,5434$$

Obdobně platí pro x_7 vztah:

$$x_7 = \frac{t_{t2}}{d_2} \quad (62)$$

$$x_7 = \frac{0,01905}{0,0118}$$

$$x_7 = 1,6144$$

Pro určení mezerovitosti trubkového svazku ψ , na základě koeficientu $x_7 \geq 1$, tedy platí vztah (59):

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6} \quad (59)$$

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot 1,5434}$$

$$\psi = 0,491$$

Prandtlovo kritérium v MP:

$$\text{Pr}_2 = \frac{\eta_2 \cdot c_{p2}}{\lambda_2} \quad (63)$$

$$\text{Pr}_2 = \frac{1,3242 \cdot 10^{-3} \cdot 1510}{0,398}$$

$$\text{Pr}_2 = 5,024$$

Nyní můžeme určit Nu_{lam} :

$$\text{Nu}_{2\text{lam}} = 0,664 \cdot \sqrt{\text{Re}_2} \cdot \sqrt[3]{\text{Pr}_2} \quad (64)$$

$$\text{Nu}_{2\text{lam}} = 0,664 \cdot \sqrt{84673,774} \cdot \sqrt[3]{5,024}$$

$$\text{Nu}_{2\text{lam}} = 330,979$$

Výpočet Nu_{turb} :

$$\text{Nu}_{2\text{turb}} = \frac{0,037 \cdot \text{Re}_2^{0,8} \cdot \text{Pr}_2}{1 + 2,443 \cdot \text{Re}_2^{-0,1} \cdot (\text{Pr}_2^{2/3} - 1)} \quad (65)$$

$$\text{Nu}_{2\text{turb}} = \frac{0,037 \cdot 84673,774^{0,8} \cdot 5,024}{1 + 2,443 \cdot 84673,774^{-0,1} \cdot (5,024^{2/3} - 1)}$$

$$\text{Nu}_{2\text{turb}} = 646,241$$

6.3.1 Výpočet korekčních faktorů v MP

6.3.1.1 Korekční faktor y_2

Zohledňuje změnu látkových vlastností v mezní vrstvě s ohledem na směr tepelného toku. V případě směru tepelného toku do mezitrubkového prostoru je hodnota exponentu $a = 0,25$. [6]

$$y_2 = \left(\frac{\text{Pr}_2}{\text{Pr}_{2S}} \right)^a \quad (66)$$

$$y_2 = \left(\frac{5,024}{4,6245} \right)^{0,25}$$

$$y_2 = 1,021$$

Prandtlovo číslo Pr_{2S} pro směrodatnou střední teplotu stěny T_{2S} ze strany mezitrubkového prostoru, lze určit podobně jako v případě určení teploty T_{1S} v trubkovém prostoru:

$$\text{Nu}_{2-0} = \left[0,3 + \sqrt{\text{Nu}_{2\text{lam}}^2 + \text{Nu}_{2\text{turb}}^2} \right] \quad (67)$$

$$\text{Nu}_{2-0} = \left[0,3 + \sqrt{330,979^2 + 646,241^2} \right]$$

$$\text{Nu}_{2-0} = 726,368$$

Z hodnoty Nu_{2-0} byla určena nultá iterace součinitele přestupu tepla $\alpha_{2-0} = 15596,886 \text{ [W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}]$. Můžeme tedy určit střední teplotu na stěně trubky \overline{T}_{2S-0} ze vztahu (68):

$$\overline{T}_{2S-0} = \frac{\dot{Q}}{A_2 \cdot \alpha_{2-0}} + \overline{T}_2 \quad (68)$$

$$\overline{T}_{2S-0} = \frac{570 \cdot 10^6}{1378,2291 \cdot 15596,886} + 552$$

$$\overline{T}_{2S-0} = 578,516^\circ\text{C}$$

Na základě teploty \overline{T}_{2S-0} a vztahu pro dynamickou viskozitu určíme dynamickou viskozitu pro každou iteraci dle vztahu:

$$\eta_{2S-0} = 0,0877 \exp(2240/T(\text{K})) = 1,217 \text{ [mPa} \cdot \text{s}^{-1}]$$

Můžeme tedy určit Pr_{2S-0} a y_{2-0} .

$$\text{Pr}_{2S-0} = \frac{\eta_{2S-0} \cdot c_{p2}}{\lambda_2} \quad (69)$$

$$\text{Pr}_{2S-0} = \frac{1,217 \cdot 10^{-3} \cdot 1510}{0,398}$$

$$\text{Pr}_{2S-0} = 4,617$$

$$y_{2-0} = \left(\frac{5,024}{4,617} \right)^{0,25} \quad (70)$$

$$y_{2-0} = 1,021$$

Po vynásobení Nu_{2-0} prvním odhadem korekčního faktoru y_{2-0} získám Nusseltovo číslo pro první iteraci $\text{Nu}_{2-1} = 741,622$, ze kterého mohu určit hodnotu součinitele přestupu tepla pro první iteraci:

$$\alpha_{2-1} = \frac{\text{Nu}_{2-1} \cdot \lambda_2}{l} \quad (71)$$

$$\alpha_{2-1} = \frac{741,622 \cdot 0,398}{1,8535 \cdot 10^{-2}}$$

$$\alpha_{2-1} = 15924,767 \text{ [W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}]$$

Tato hodnota je poté opět dosazována do vztahu (68) pro určení teploty \overline{T}_{2S} a dochází ke zpřesňování teploty a také součinitele přenosu tepla α_2 . Po čtvrté iteraci kdy je rozdíl mezi součiniteli přestupu tepla $\Delta\alpha_{n+1} - \Delta\alpha_n$ zanedbatelný. Je střední teplota stěny $\overline{T}_{2S} = 577,973^\circ\text{C}$, které odpovídá dynamická viskozita $\eta_{2S} = 1,2189 \cdot 10^{-3} \text{ [Pa} \cdot \text{s}^{-1}]$. Tato hodnota je dosazena do vztahu (72) a posléze je ve vztahu (66) určen korekční faktor y_2 .

$$\text{Pr}_{2S} = \frac{\eta_{2S} \cdot c_{p2}}{\lambda_2} \quad (72)$$

$$\text{Pr}_{2S} = \frac{1,2189 \cdot 10^{-3} \cdot 1510}{0,398}$$

$$\text{Pr}_{2S} = 4,6245$$

6.3.1.2 Korekční faktor y_3

Další korekční faktor y_3 zohledňuje převod součinitele přestupu tepla z řady na svazek trubek. Pro úhly uspořádání trubek 30° , 45° a 60° platí vztah (73):

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot x_7} \quad (73)$$

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot 1,6144}$$

$$y_3 = 1,413$$

kde $x_7 = 1,6144$, viz. vztah (62).

6.3.1.3 Korekční faktor y_4

Korekční faktor y_4 zohledňuje nepříznivý tvar teplotního profilu v proudu pracovní látky při laminárním proudění. V případě přechodového a turbulentního proudění kdy je $Re_1 > 100$ odpovídá hodnotě $y_4 = 1$ a ze vztahu (53) je tedy vypuštěn.

6.3.1.4 Korekční faktor y_5

Zohledňuje podíl podélně obtékaných trubek ve výřezu segmentových přepážek k hlavnímu příčnému toku.

$$y_5 = 1 - x_8 + 0,524 x_8^{0,32} \quad (74)$$

kde x_8 vyjadřuje podíl mezi n_{tv} celkovým počtem trubek ve výřezu přepážky a n_t , tedy celkovým počtem trubek.

$$x_8 = \frac{n_{tv}}{n_t} \quad (75)$$

Určení celkového počtu trubek n_t a celkového počtu trubek ve výřezu přepážky n_{tv} , lze zjednodušeně určit početně dle vztahů [6] (76) a (77):

$$n_t = \frac{\pi \cdot (D_a - d_2)^2}{4 \cdot t_t^2 \cdot c_1} \quad (76)$$

$$n_{tv} = \frac{\pi \cdot (D_a - d_2)^2}{8 \cdot t_t^2 \cdot c_1} \cdot \left(\varphi'_{vs} \cdot \frac{\pi}{180} - \sin \varphi'_{vs} \right) \quad (77)$$

Vypočtené počty trubek, ze vztahů (76) a (77), se však značně odchylovaly od skutečného návrhu výměníku v kapitole 5.2.2. Zvolil jsem proto k zjištění počtu trubek grafického rozboru. V případě grafického určení počtu trubek ve výřezu přepážky náleží na jednu přepážku $n_{tv} = 801$ podélně obtékaných trubek. Hodnota byla určena na základě roztečí trubek a celkového počtu trubek 5549 ks v 31 soustředných kruzích uvedených ve zprávě ORNL a kapitole 5.2.2. Platí tedy:

- počet podélně obtékaných trubek ve výřezu přepážky $n_{tv} = 801$

- celkový počet trubek $n_t = 5549$

Pro vztah (75) tedy platí:

$$x_8 = \frac{n_{tv}}{n_t} \quad (75)$$

$$x_8 = \frac{801}{5549}$$

$$x_8 = 0,144$$

Korekční faktor y_5 tedy nabývá hodnoty dle vztahu (76):

$$y_5 = 1 - x_8 + 0,524 x_8^{0,32} \quad (76)$$

$$y_5 = 1 - 0,144 + 0,524 \cdot 0,144^{0,32}$$

$$y_5 = 0,574$$

Korekční faktor y_5 platí pouze za předpokladu, že jsou splněny následující podmínky:

$$\frac{t_p}{D_1} \in \langle 0,2, 1 \rangle \text{ a } x_8 \leq 0,8$$

$$\frac{t_p}{D_1} = \frac{0,8375}{1,6637} = 0,50 \in \langle 0,2, 1 \rangle$$

Podmínky jsou splněny.

6.3.1.5 Korekční faktor y_6

Tento faktor zohledňuje vliv zkratových proudů mezi přepážkou a pláštěm a dále mezi trubkami svazku a otvory v přepážkách. Pro určení faktoru platí vztah:

$$y_6 = 0,4 \cdot \frac{S_{tp}}{S_{tp} + S_{ps}} + \left(1 - 0,4 \cdot \frac{S_{tp}}{S_{tp} + S_{ps}} \right) \exp \left(-1,5 \cdot \frac{S_{tp} + S_{ps}}{S_{2Z}} \right) \quad (78)$$

$$y_6 = 0,4 \cdot \frac{0,019}{0,019 + 0,027} + \left(1 - 0,4 \cdot \frac{0,019}{0,019 + 0,027} \right) \exp \left(-1,5 \cdot \frac{0,019 + 0,027}{0,184} \right)$$

$$y_6 = 0,739$$

kde průtočný průřez S_{tp} mezi trubkami svazku a otvory v přepážce, je určen ze vztahu (78), ve kterém volím průměr vrtání v přepážce $d_{2p} = 0,012$ m:

$$S_{tp} = \left(n_t - \frac{n_{tv}}{2} \right) \cdot \frac{\pi \cdot (d_{2p}^2 - d_2^2)}{4} \quad (79)$$

$$S_{tp} = \left(5549 - \frac{801}{2} \right) \cdot \frac{\pi \cdot (0,012^2 - 0,0118^2)}{4}$$

$$S_{tp} = 0,019 \text{ [m}^2\text{]}$$

Průtočný průřez S_{ps} mezi pláštěm a přepážkou je určen:

$$S_{ps} = \frac{\pi}{4} (D_1^2 - D_p^2) \cdot \frac{360 - \varphi_{vp}}{360} \quad (80)$$

$$S_{ps} = \frac{\pi}{4} (1,6637^2 - 1,6487^2) \cdot \frac{360 - 106,43}{360}$$

$$S_{ps} = 0,027 \text{ [m}^2\text{]}$$

kde $D_p = 1,6487$ m je průměr přepážky určen ve vztahu (14). Úhel φ_{vp} určíme ze vztahu:

$$\varphi_{vp} = 2 \arccos \left(\frac{2h_p}{D_1} - 1 \right) \quad (81)$$

$$\varphi_{vp} = 2 \arccos \left(\frac{2 \cdot 1,330}{1,6637} - 1 \right)$$

$$\varphi_{vp} = 106,43^\circ$$

Dále musíme určit průtočný průřez nezaplňného prostoru mezi jednou roztečí segmentových přepážek v ose výměníku se středovou trubkou:

$$S_{2Z}' = \frac{1}{2} (s_{tS} + \sum \overline{s_{tt}}') \cdot (t_{p1} - s_p) \quad (82)$$

$$S_{2Z}' = \frac{1}{2} (0,032 + 0,417) \cdot (0,8375 - 0,02)$$

$$S_{2Z}' = 0,184 \text{ [m}^2\text{]}$$

kde s_{tS} :

$$s_{tS} = D_1 - D_a \quad (83)$$

$$s_{tS} = 1,6637 - 1,6317$$

$$s_{tS} = 0,032 \text{ [m]}$$

Střední hodnotu $\sum \overline{s_{tt}}'$ určíme dle vztahu:

$$\sum \overline{s_{tt}}' = \frac{1}{2 \cdot t_{t1}} \cdot (D_a - D_{mt} - 2 \cdot d_2) \cdot (t_{t1} - d_2) \cdot \left(1 + \frac{2}{\sqrt{3}}\right) \quad (84)$$

$$\sum \overline{s_{tt}}' = \frac{1}{2 \cdot 0,0182118} \cdot (1,6317 - 0,508 - 2 \cdot 0,0118) \cdot (0,0182118 - 0,0118) \cdot 2,155$$

$$\sum \overline{s_{tt}}' = 0,417 \text{ [m}^2\text{]}$$

Před určením korekčního faktoru je nutné zkontrolovat podmínku (85):

$$\frac{s_{tp} + s_{ps}}{s_{2Z}} \leq 0,8 \quad (85)$$

$$\frac{0,019 + 0,027}{0,184} = 0,25$$

Podmínka (85) je splněna.

6.3.1.6 Korekční faktor y_7

Korekční faktor y_7 zohledňuje vliv obtokových proudů mezi trubkovým svazkem a pláštěm výměníku:

$$y_7 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{s_{ss}}{s_{2Z}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n_{pT}}{n_{rp}}} \right) \right] \quad (86)$$

$$y_7 = \exp \left[-1,35 \cdot \frac{0,0209}{0,184} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot 7}{26}} \right) \right]$$

$$y_7 = 0,972$$

kde $n_{pT} = 7$ je počet párů těsnících lišt (1 pár/přepážka) a n_{rp} je počet příčně obtékaných řad trubek mezi hranami seřiznutí přepážek, určené ze vztahu:

$$n_{rp} = \frac{2 \cdot h_p - D_1 - D_{mt}}{t_{t1}} \quad (87)$$

$$n_{rp} = \frac{2 \cdot 1,330 - 1,6637 - 0,508}{0,0182118}$$

$$n_{rp} = 26$$

Počet řad trubek odpovídá i graficky.

kde S_{SS} :

$$S_{SS} = (D_1 - D_a - s_{tt}) \cdot (t_{p1} - s_p) \quad (88)$$

$$S_{SS} = (1,6637 - 1,6317 - 0,006412) \cdot (0,8375 - 0,02)$$

$$S_{SS} = 0,0209 \text{ [m}^2\text{]}$$

Dále je potřeba zkontrolovat podmínku:

$$\frac{S_{SS}}{S_{2Z}} \leq 0,5 \quad (89)$$

$$\frac{S_{SS}}{S_{2Z}} = \frac{0,0209}{0,184} = 0,114$$

Podmínka (98) je splněna.

6.3.1.7 Korekční faktor y_8

Faktor y_8 zohledňuje vliv neopřepážkovaných prostorů pod vstupními hrdly do mezitrubkového prostoru:

$$y_8 = \frac{(n_{p1}-1)+2\left(\frac{l_{n1}}{2t_{p1}}\right)^{1-a}}{(n_{p1}-1)+\frac{l_{n1}}{t_{p1}}} \quad (90)$$

$$y_8 = \frac{(7-1)+2\left(\frac{0,8375}{2 \cdot 0,8375}\right)^{0,4}}{(7-1)+\frac{0,8375}{0,8375}}$$

$$y_8 = 1,074$$

kde je $a = 0,6$ pro $Re_2 \geq 100$. l_{n1} je délka neopřepážkované části pod vstupním hrdlem, která má hodnotu, v případě varianty A $l_{n1} = 0,8375 \text{ [m]}$.

6.3.2 Určení součinitele přestupu tepla v MP

Pro určení Nusseltova čísla Nu_2 musí platit tyto podmínky, které jsou splněny:

$$Re_2 \in \langle 10 ; 10^6 \rangle$$

$$Pr_2 \in \langle 0,6 ; 10^3 \rangle$$

$$\text{počet činných řad trubek } n_{rc} > 10$$

Podmínky jsou splněny a můžeme vypočítat hodnotu ideálního Nusseltova kritéria. Jedná se o upravený vztah, vycházející ze vztahu (53), který neuvažuje korekční faktory y_5 až y_8 :

$$Nu_{2,i} = \left[0,3 + \sqrt{Nu_{2lam}^2 + Nu_{2turb}^2} \right] \cdot y_2 \cdot y_3 \cdot y_4 \quad (91)$$

$$Nu_{2,i} = \left[0,3 + \sqrt{330,979^2 + 646,241^2} \right] \cdot 1,021 \cdot 1,413 \cdot 1$$

$$Nu_{2,i} = 1047,91$$

Nusseltovo kritérium s přihlédnutím k vlivu všech korekčních faktorů:

$$Nu_2 = \left[0,3 + \sqrt{Nu_{2lam}^2 + Nu_{2turb}^2} \right] \cdot y_2 \cdot y_3 \cdot y_4 \cdot y_5 \cdot y_6 \cdot y_7 \cdot y_8 \quad (53)$$

$$Nu_2 = \left[0,3 + \sqrt{330,979^2 + 646,241^2} \right] \cdot 1,021 \cdot 1,413 \cdot 1 \cdot 0,574 \cdot 0,739 \cdot 0,972 \cdot 1,074$$

$$Nu_2 = 464,035$$

Poměr (92) vyjadřuje, do jaké míry se hodnota Nusseltova kritéria (53), přibližuje ideální hodnotě $Nu_{2,i}$ ze vztahu (91):

$$Nu_2/Nu_{2,i} = 0,47 \quad (92)$$

Součinitel přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru α_2 u konstrukční varianty A určíme ze vztahu (54):

$$\alpha_2 = \frac{Nu_2 \cdot \lambda_2}{l} \quad (54)$$

$$\alpha_2 = \frac{464,035 \cdot 0,398}{1,8535 \cdot 10^{-2}}$$

$$\alpha_2 = 9964,17 [W \cdot m^{-2}K^{-1}]$$

Pro srovnání uvádím v případě konstrukční varianty B uvedené v kapitole 5.2.2 hodnotu součinitele přestupu tepla:

$$\alpha_{2B} = \frac{Nu_{2B} \cdot \lambda_2}{l} \quad (54)$$

$$\alpha_{2B} = \frac{536,06 \cdot 0,398}{1,8535 \cdot 10^{-2}}$$

$$\alpha_{2B} = 11510,71 [W \cdot m^{-2}K^{-1}]$$

$Nu_{2B} = 536,06$ vyjadřuje hodnotu Nusseltova kritéria varianty B, kde ve vztahu (53) jsou dosazeny hodnoty v hranaté závorce $Nu_{2lamB} = 411,42$ a $Nu_{2turbB} = 939,185$ a jsou upraveny i korekční faktory ovlivněné změnou rozteče t_{p2} mezi přepážkami:

$$y_2 = 1,015$$

$$y_6 = 0,613$$

$$y_7 = 0,993$$

$$y_8 = 1,043$$

Z výsledků součinitele přestupu tepla α_2 u varianty A a součinitele α_{2B} u varianty B je patrné, že varianta B s větším počtem přepážek a menší roztečí mezi přepážkami zajišťuje větší přenos tepla. U výměníku se šroubovicovými přepážkami v práci [19] byla určena hodnota součinitele přestupu tepla $\alpha_2 = 9372,84 [W \cdot m^{-2}K^{-1}]$. Výpočtem v této práci tedy byl zjištěn vyšší součinitel přestupu tepla u segmentových přepážek než u navrženého výměníku v práci [19].

6.4 Velikost plochy přestupu tepla

Velikost plochy A_2 potřebné pro přestup tepla o výkonu \dot{Q} určíme pomocí součinitele prostupu tepla úpravou vztahu (18):

$$\dot{Q} = A_2 \cdot k \cdot \Delta \bar{T}_{\ln} \quad (18)$$

$$A_2 = \frac{\dot{Q}}{k \cdot \Delta \bar{T}_{\ln}}$$

$$A_2 = \frac{570 \cdot 10^6}{3815,49 \cdot 108,3}$$

$$A_2 = 1379,42 \text{ [m}^2\text{]}$$

kde A_2 je teplosměná plocha ze strany mezitrubkového prostoru, ke které je vztažen součinitel prostupu tepla k a $\Delta \bar{T}_{\ln}$ je střední logaritmický teplotní rozdíl. Součinitel prostupu tepla určíme ze vztahu:

$$k = \frac{1}{\frac{d_2}{d_1} \frac{1}{\alpha_1} + \frac{d_2}{2 \lambda_t} \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad (22)$$

$$k = \frac{1}{\frac{0,0118}{0,01} \frac{1}{9920,95} + \frac{0,0118}{2 \cdot 22,8} \ln \frac{0,0118}{0,01} + \frac{1}{9964,17}}$$

$$k = 3815,49 \text{ [W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{]}$$

Pro úplnost uvádím součinitel prostupu tepla pro variantu B $k_B = 4022,36 \text{ [W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{]}$.

Teplosměnnou plochou navrhovaného uspořádání výměníku $A_{2\text{geom}}$ vypočítám z uvedených geometrických rozměrů výměníku:

$$A_{2\text{geom}} = \pi \cdot d_2 \cdot L_C \cdot n_{\text{tr}} \quad (93)$$

$$A_{2\text{geom}} = \pi \cdot 0,0118 \cdot 6,7 \cdot 5549$$

$$A_{2\text{geom}} = 1378,23 \text{ [m}^2\text{]}$$

Při srovnání ploch je patrná absence dostatečné plochy pro výměnu tepla. Plocha $A_{2\text{geom}}$ navrženého výměníku, určená ze vztahu (93), je menší než potřebná plocha A_2 o $1,2 \text{ [m}^2\text{]}$ určená pro přenos tepelného výkonu Q . Minimální délka trubek pro výměník varianty A je určena vztahem:

$$L_C = \frac{A_2}{\pi \cdot d_2 \cdot n_{\text{tr}}} = \frac{1379,42}{\pi \cdot 0,0118 \cdot 5549} = 6,71 \text{ [m]} \quad (94)$$

Pro dosažení dostatečného přenosu tepla i při vlivu zanášení volím délku trubek $L_C = 6,8 \text{ [m]}$. Tato délka by měla být dosazena zpět do návrhového výpočtu a znovu by tak byly přepočítány součinitele přestupu tepla v TP a MP. Získaná hodnota nového součinitele prostupu tepla k , se opět dosadí do návrhového výpočtu teplosměnné plochy v této kapitole a bylo by ověřeno, zda velikost plochy výměny tepla je dostatečná. Nepředpokládám ovšem, že by délka $L_C = 6,8 \text{ [m]}$ nepostačovala k přenesení zadaného tepelného výkonu \dot{Q} , a nový výpočet neprovádím.

U varianty B je potřebná teplosměnná plocha pro přenesení výkonu $A_{2B} = 1308,48 \text{ [m}^2\text{]}$. Navrhovaná plocha výměníku u výměníku varianty B je tedy rovněž dostatečná.

6.5 Kontrolní výpočet výměníku pomocnou metodou ε -NTU

Tato metoda stanoví poměr tepelných kapacit obou proudů a počet převodových jednotek NTU (Number of Transfer Units), tím lze určit účinnost výměníku, kterou vynásobíme rovnicí pro výpočet výkonu výměníku. Nejprve je potřeba zjistit tepelnou kapacitu slabšího proudu W_{\min} , který je určen součinem hmotnostního průtoku a měrné tepelné kapacity podle vztahu (95). [7]

$$W = \dot{m} \cdot c_p \quad (95)$$

Pro jednotlivé proudy platí:

$$W_{TP} = \dot{m}_1 \cdot c_{p1} = 3600 \cdot 1340 = 4\,824\,000 \text{ [W} \cdot \text{K}^{-1}] \Rightarrow W_{\max}$$

$$W_{MP} = \dot{m}_2 \cdot c_{p2} = 2800 \cdot 1510 = 4\,228\,000 \text{ [W} \cdot \text{K}^{-1}] \Rightarrow W_{\min}$$

Poměr tepelných kapacit určíme vztahem [7]:

$$W = \frac{W_{\min}}{W_{\max}} \quad (96)$$

$$W = \frac{4\,228\,000}{4\,824\,000} = 0,8765$$

Počet převodových jednotek NTU:

$$NTU = \frac{k \cdot A_2}{W_{\min}} \quad (97)$$

$$NTU = \frac{3815,49 \cdot 1379,42}{4\,228\,000}$$

$$NTU = 1,245$$

Účinnost protiproudého výměníku vyjádříme vztahem:

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1-W)}}{1 - W \cdot e^{-NTU \cdot (1-W)}} \quad (98)$$

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-1,245 \cdot (1-0,8765)}}{1 - 0,8765 \cdot e^{-1,245 \cdot (1-0,8765)}}$$

$$\varepsilon = 0,574$$

Tepelný výkon výměníku určíme podle vztahu:

$$Q = \varepsilon \cdot W_{\min} \cdot (T_{11} - T_{21}) \quad (99)$$

$$Q = 0,574 \cdot 4\,228\,000 \cdot (720 - 485)$$

$$Q = 569\,983\,442 \text{ [W]} \cong 570 \text{ [MWt]}$$

Tepelný výkon vypočtený metodou ε – NTU odpovídá zadanému výkonu trubkového výměníku.

7. Výpočet tlakových ztrát

Společně s přenosem tepla prouděním probíhá v TP a MP i přenos hybnosti [6]. Pro jejich závislost platí, že čím je větší hybnost proudící tekutiny, tím dochází k většímu přenosu tepla. Proudění tekutiny je však doprovázeno disipací části kinetické energie vlivem tření na teplo a dochází tak k tlakové ztrátě třením, která musí být společně s místními ztrátami, které vznikají při náhlé změně směru proudění nebo změně rychlosti proudění, zohledněna ve zvýšených nárocích na čerpací energii do výměníku.[6]

Provozním kritériem je rekuperačních výměníků je zachovat požadovanou výměnu tepla mezi proudy při dovolené maximální tlakové ztrátě a zachovat tuto schopnost i při zanášení ploch výměny tepla, do doby příští plánované údržby. Dovolené maximální tlakové ztráty jsou udávány zvlášť pro TP a MP. Pokud nejsou zadány při návrhu, platí maximální hodnota tlakové ztráty 50000 [Pa]. Vliv zanášení na tlakovou ztrátu není v práci uvažován. Vztah pro výpočet tlakové ztráty vychází z Bernoulliovi rovnice pro celkovou tlakovou ztrátu mezi dvěma body[6]:

$$\Delta p_{zC} = \underbrace{(p_1 - p_2)}_1 + \underbrace{\frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} - \frac{\rho_2 \cdot u_2^2}{2}}_2 + g \cdot \underbrace{(h_1 \rho_1 - h_2 \rho_2)}_3 \quad (100)$$

kde člen 1 vyznačuje ztráty statické složky celkového tlaku, člen 2 se týká ztrát dynamické složky a člen 3 vyjadřuje ztrátu hydrostatické složky, tedy ztrátu potenciální energie. Člen 1 představuje podstatnou část ztráty tlaku, člen 2 nabývá na významu pouze při větších změnách hustoty ρ a je zanedbán. [6] Člen 3 nabývá na významu u kapalin při větších rozdílech hladin h_1 a h_2 , u stojatých výměníků. Na výslednou tlakovou ztrátu může mít tedy vliv i hydrostatická tlaková ztráta. Tlakové ztráty statické složky celkového tlaku (101) se dají dále rozdělit (105) na tlakové ztráty vzniklé třením Δp_t a na tlakové ztráty místní Δp_m :

$$\Delta p_z = p_1 - p_2 \quad [\text{Pa}] \quad (101)$$

$$\Delta p_z = \Delta p_t + \Delta p_m \quad [\text{Pa}] \quad (102)$$

Tlakové ztráty jsou opět rozděleny do TP a MP se segmentovými přepážkami a středovou trubicí. Mají podstatný vliv na určení efektivity výměníku a je proto nutné vzájemně posoudit součinitele přestupu tepla s tlakovými ztrátami.

7.1 Výpočet tlakových ztrát v TP

Tlakové ztráty v TP jsou určeny vztahem na základě vztahu (102):

$$\Delta p_{z1} = \Delta p_{t1} + \Delta p_{m1} \quad [\text{Pa}] \quad (103)$$

kde Δp_{t1} jsou tlakové ztráty třením a Δp_{m1} jsou místní tlakové ztráty. Do místní tlakové ztráty v TP nejsou zahrnuty ztráty ve vstupním a výstupním hrdle, protože velikost hrdel je závislá na průměru potrubí a tyto ztráty jsou započítány do ztrát v potrubí a jsou určeny vztahem(104)[6]:

$$\Delta p_{h1} = \xi_{13} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_{h1}^2}{2} \text{ [Pa]} \quad (104)$$

kde u_{h1} je rychlost na vstupu do hrdla a ξ_{13} určíme:

a) $\xi_{13} = 2$ pro $Re_{h1} \leq 2320$

b) $\xi_{13} = 1,4$ pro $Re_{h1} > 2320$

Určovací teplotou termo-fyzikálních vlastností palivových a chladících solí je střední teplota proudu primární soli $\bar{T}_1 = 661$ [°C], obdobně je tomu i v mezitrubkovém prostoru kde je určující teplota $\bar{T}_2 = 552$ [°C]. V některých případech jsou ale vlastnosti vztažené ke střední teplotě stěny trubky \bar{T}_{1S} , resp. v případě MP \bar{T}_{2S} . [6]

7.1.1 Tlakové ztráty třením v TP

Tlakovou ztrátu třením určíme ze vztahu(105) [6]:

$$\Delta p_{t1} = \lambda_{11} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \cdot n_{chod} \cdot z_1 \cdot z_2 \quad (105)$$

$$\Delta p_{t1} = 0,13195 \cdot \frac{3312 \cdot 2,4942^2}{2} \cdot 1 \cdot 680 \cdot 1,068$$

$$\Delta p_{t1} = 987216,584 \text{ [Pa]}$$

kde λ_{11} je ztrátový součinitel tření pro který platí, při turbulentním a přechodovém proudění s Reynoldsovým číslem $Re_1 > 2320$, vztah (106):

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{Re_1} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^{3/2}} \right]^{1/12} \quad (106)$$

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{9317,842} \right)^{12} + \frac{1}{(1,826 \cdot 10^{14} + 4,797 \cdot 10^9)^{3/2}} \right]^{1/12}$$

$$\lambda_{11} = 0,13195$$

Substituční faktor x_9 , zahrnuje relativní drsnost stěny k_{r1} , kterou musíme při turbulentním proudění uvažovat:

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{Re_1} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot k_{r1}} \right] \right\}^{16} \quad (107)$$

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{9317,842} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot 0,15} \right] \right\}^{16}$$

$$x_9 = 1,826 \cdot 10^{14}$$

Substituční faktor x_{10}

$$x_{10} = \left(\frac{37530}{Re_1} \right)^{16} \quad (108)$$

$$x_{10} = \left(\frac{37530}{9317,842} \right)^{16}$$

$$x_{10} = 4,797 \cdot 10^9$$

Pro relativní drsnost stěny k_{r1} při turbulentním proudění:

$$k_{r1} = \frac{k}{d_1} \quad (109)$$

$$k_{r1} = \frac{0,0015}{0,01} = 0,15$$

kde k je střední absolutní drsnost stěny, volím absolutní drsnost stěny $k = 0,0015$, která je vybrána z tabulky (Tab.18). Skutečná hodnota nebyla u materiálu MONICR měřena.[20]

Výpočet korekčního faktoru z_1 :

$$z_1 = \frac{L_c}{d_1} = \frac{6,8}{0,01} = 680 \quad (110)$$

Výpočet korekčního faktoru z_2 , který zohledňuje vliv dynamické viskozity v mezní vrstvě s ohledem na směr tepelného toku, provedeme vztahem:

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{1s}}{\eta_1} \right)^a \quad (111)$$

$$z_2 = \left(\frac{1,1682 \cdot 10^{-2}}{8,8656 \cdot 10^{-3}} \right)^{0,24}$$

$$z_2 = 1,068$$

kde a , v případě proudění kapaliny s $Re_1 > 2320$, nabývá hodnoty $a = 0,24$, při směru tepelného toku z trubkového prostoru.

Tab. 18: Referenční hodnoty absolutní drsnosti stěny [20]

Druh potrubí	Původní stav	Zkorodovaný stav
Tažené mosazné, měděné a hliníkové trubky	0,0015 ÷ 0,003	0,003 ÷ 0,1
Bezešvé ocelové trubky	0,04 ÷ 0,1	0,1 ÷ 0,9
Tažené ocelové trubky	0,03 ÷ 0,12	0,12 ÷ 0,9
Svařované ocelové trubky	0,05 ÷ 0,1	0,1 ÷ 0,9
Pozinkované ocelové trubky	0,15 ÷ 0,5	0,5 ÷ 3,5
Vodorovné potrubí po 20 letech provozu		0,6 ÷ 3,0

Tlaková ztráta třením v TP je značná, mnohonásobně převyšuje návrhovou maximální tlakovou ztrátu 50000 [Pa]. [6] Důvodem vysoké tlakové ztráty v trubce, může být buď zvolený příliš velký hmotnostní průtok nebo malý vnitřní průměr trubek svazku d_1 . V odborné literatuře je doporučený minimální vnitřní průměr okolo 20 mm. Bylo by proto vhodné průměr d_1 zvětšit.

Při srovnání tlakové ztráty s prací [19], kde byla vypočtena tlaková ztráta $\Delta p_{t1} = 242264,89$ [Pa], je tlaková ztráta $\Delta p_{t1} = 987216,584$ [Pa] ze vztahu (105) mnohem větší.

Důvodem je nižší hodnota substitučního faktoru x_9 (107), vlivem zvoleného $k_{r1} = 0,15$. V diplomové práci [19] nebyl totiž uvažován vliv relativní drsnosti stěny $k_{r1} = 0$ a hodnota faktoru $x_9 = 1,756 \cdot 10^{19}$ tedy vyšla vyšší. Pro srovnání tedy také zanedbám ve vztahu (107) vliv drsnosti stěny při turbulentním proudění a pro faktor x_9 platí vztah (112):

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{Re_1} \right)^{0,9}} \right] \right\}^{16} \quad (112)$$

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{9317,842} \right)^{0,9}} \right] \right\}^{16}$$

$$x_9 = 1,681 \cdot 10^{19}$$

při dosazení do ztrátového součinitele tření tedy platí:

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{Re_1} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^{3/2}} \right]^{1/12} \quad (106)$$

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{9317,842} \right)^{12} + \frac{1}{(1,681 \cdot 10^{19} + 4,797 \cdot 10^9)^{3/2}} \right]^{1/12}$$

$$\lambda_{11} = 0,0316$$

Tlaková ztráta nabývá při $k_{r1} = 0$ hodnotu:

$$\Delta p_{t1} = \lambda_{11} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \cdot n_{chod} \cdot z_1 \cdot z_2 \quad (105)$$

$$\Delta p_{t1} = 0,0316 \cdot \frac{3312 \cdot 2,4942^2}{2} \cdot 1 \cdot 680 \cdot 1,068$$

$$\Delta p_{t1} = 236423,221 [\text{Pa}]$$

Nyní lze tedy adekvátně srovnat tlakovou ztrátu s tlakovou ztrátou v práci [19] ($\Delta p_{t1} = 242264,89$ [Pa]). Tlaková ztráta je oproti práci [19] nižší vlivem korekčního faktoru z_1 .

7.1.2 Místní tlakové ztráty v TP

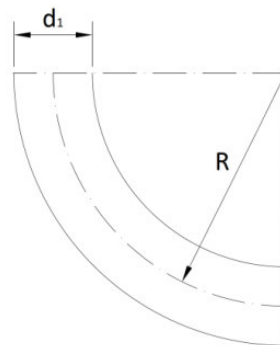
Místní tlaková ztráta se skládá z tlakových ztrát na vstupu a výstupu do, resp. z trubek v trubkovém svazku a dále z tlakové ztráty ohybem proudu, pokud se jedná o dvou a vícechodý výměník. Pro vztah pro místní ztrátu, tedy platí [6]:

$$\Delta p_{m1} = [\xi_{11} \cdot n_{\text{chod}} + \xi_{12} \cdot (n_{\text{chod}} - 1)] \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \quad (113)$$

$$\Delta p_{m1} = [0,7 \cdot 1 + 0,4 \cdot (1 - 1)] \cdot \frac{3312 \cdot 2,4942^2}{2}$$

$$\Delta p_{m1} = 7211,422 \text{ [Pa]}$$

kde $\xi_{11} = 0,7$ je ztrátový součinitel místního proudu pro vstup a výstup do trubek trubkového svazku a $\xi_{12} = 0,4$ je ztrátový součinitel místního odporu pro ohyb proudu v komoře, který ale na místní ztrátu v případě jednochodého proudění v TP nemá vliv. Místní ztrátou v TP u návrhu trubkového výměníku (dle Obr.35) uvažují tlakovou ztrátu v L-ohybu trubkového svazku. Ohyb trubek je znázorněn na Obr.40.



Obr. 40: L-ohyb svazku trubek

Ztráta v pravoúhlém obloukovém kolenu kruhového průřezu dle Weisbacha [25]:

$$\xi = 0,131 + 0,16 \cdot \left(\frac{d_i}{R}\right)^{3,5} \quad (114)$$

$$\xi = 0,131 + 0,16 \cdot \left(\frac{0,01}{0,035}\right)^{3,5}$$

$$\xi = 0,132$$

kde poloměr ohybu $R=0,035$ m. Pro tlakovou ztrátu tedy platí:

$$\Delta p_{\text{ohyb}} = \xi \cdot \rho_1 \cdot \frac{u_1^2}{2} \quad (115)$$

$$\Delta p_{\text{ohyb}} = 0,132 \cdot 3312 \cdot \frac{2,4942^2}{2}$$

$$\Delta p_{\text{ohyb}} = 1370,17 \text{ [Pa]}$$

7.1.3 Celková tlaková ztráta v TP

$$\Delta p_{z1} = \Delta p_{t1} + \Delta p_{m1} + \Delta p_{ohyb} \quad (116)$$

$$\Delta p_{z1} = 236423,221 + 7211,422 + 1370,17$$

$$\Delta p_{z1} = 245\,004,813[\text{Pa}]$$

U stojatého výměníku by se mohla uvažovat i hydrostatická tlaková ztráta v rovnici (100). Při rychlosti proudění v trubkách $u_1 = 2,4942 [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$ by však pokles potenciální energie fluoridové soli způsoboval spíše zvyšování rychlosti proudění na konci trubkového svazku a není proto uvažována. V práci [19] byla určena vyšší celková tlaková ztráta v TP $p_{z1} = 249\,476,12[\text{Pa}]$.

7.2 Výpočet tlakových ztrát v MP

Podobně jako v případě trubkového prostoru použijeme obecnou rovnici, kde opět sečteme tlakové ztráty způsobené třením Δp_{t2} a ztráty vyvolané místními odpory Δp_{m2} :

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} + \Delta p_{m2} [\text{Pa}] \quad (117)$$

V případě segmentových přepážek se s místními tlakovými ztrátami v MP uvažuje pouze se ztrátami na vstupu a na výstupu do, resp. z MP, které jsou ovšem, jako v případě TP, započítány do tlakových ztrát potrubí. Tlaková ztráta se proto v MP určuje pouze ze ztráty třením.

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} [\text{Pa}] \quad (118)$$

7.2.1 Tlakové ztráty třením v MP

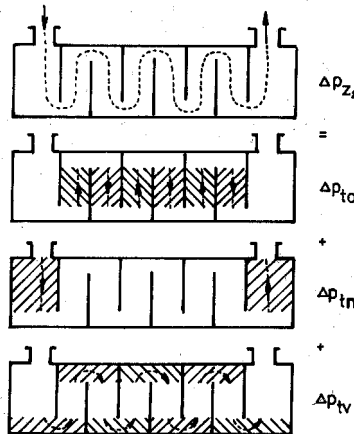
Třecí tlaková ztráta je u segmentových přepážek v MP rozdělena do jednotlivých tlakových ztrát v MP:

- Δp_{t0} - tlaková ztráty třením při příčném obtékání trubek v opřepážkovaném prostoru svazku.
- Δp_{tn} - tlakové ztráty třením při příčném obtékání trubek v neopřepážkovaném prostoru svazku
- Δp_{tv} - tlakové ztráty třením při podélném a příčném obtékání trubek v prostoru nad seříznutím přepážek (včetně otočení proudu o 180°).

Rovnici (118) lze rozepsat do tvaru:

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} = \Delta p_{t0} + \Delta p_{tn} + \Delta p_{tv} [\text{Pa}] \quad (119)$$

Znázornění jednotlivých tlakových ztrát v MP je uvedeno na Obr.41.



Obr. 41: Schematické znázornění tlakových ztrát v MP [6]

7.2.2 Tlakové ztráty třením při příčném obtékání trubek v opřepážkovaném prostoru svazku

pro danou tlakovou ztrátu platí vztah [6]:

$$\Delta p_{t0} = 2 \cdot \lambda_{22} \cdot n_{rp} \cdot (n_{p1} - 1) \cdot \rho_2 \cdot u_2^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_4 \quad (120)$$

$$\Delta p_{t0} = 2 \cdot 0,0899 \cdot 26 \cdot (7 - 1) \cdot 1860 \cdot 3,2478^2 \cdot 0,988 \cdot 0,925 \cdot 0,38$$

$$\Delta p_{t0} = 191\,112,1 \text{ [Pa]}$$

kde korekční faktor z_2 zohledňuje změnu látkových vlastností v mezní vrstvě. Pro kapaliny bez ohledu na směr tepleného toku platí vztah

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{2S}}{\eta_2} \right)^{0,14} \quad (121)$$

$$z_2 = \left(\frac{1,2189 \cdot 10^{-3}}{1,3242 \cdot 10^{-3}} \right)^{0,14}$$

$$z_2 = 0,988$$

Korekční faktor z_3 zohledňuje vliv obtokových proudů mezi trubkovým svazkem a pláštěm výměníku. Odpovídá opravnému součiniteli y_7 ze vztahu (86) se změnou konstanty $c_1 = 3,7$ pro $Re_2 \geq 100$.

$$z_3 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{S_{SS}}{S_{2Z}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n_{PT}}{26}} \right) \right] \quad (122)$$

$$z_3 = \exp \left[-3,7 \cdot \frac{0,0209}{0,184} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot 7}{26}} \right) \right]$$

$$z_3 = 0,925$$

Faktor z_4 zohledňuje vliv zkratových proudů mezi přepážkou a pláštěm a mezi trubkami svazku a otvory v přepážkách:

$$z_4 = \exp \left[-1,33 \cdot \left(1 + \frac{S_{ps}}{S_{tp}+S_{ps}} \right) \cdot \left(\frac{S_{tp}+S_{ps}}{S_{2Z}} \right)^{x_{13}} \right] \quad (123)$$

$$z_4 = \exp \left[-1,33 \cdot \left(1 + \frac{0,027}{0,019+0,027} \right) \cdot \left(\frac{0,019+0,027}{0,184} \right)^{0,562} \right]$$

$$z_4 = 0,38$$

kde x_{13} :

$$x_{13} = \left[-0,15 \cdot \left(1 + \frac{S_{ps}}{S_{tp}+S_{ps}} \right) + 0,8 \right] \quad (124)$$

$$x_{13} = \left[-0,15 \cdot \left(1 + \frac{0,027}{0,019+0,027} \right) + 0,8 \right]$$

$$x_{13} = 0,562$$

Pro třecí ztrátový součinitel platí:

$$\lambda_{22} = c_1 \cdot \left(\frac{1,33}{\frac{t_t}{d_2}} \right)^a \cdot Re_2^{a_1} \quad (125)$$

$$\lambda_{22} = 0,372 \cdot \left(\frac{1,33}{\frac{0,0182118}{0,0118}} \right)^{0,1677} \cdot 84673,774^{-0,123}$$

$$\lambda_{22} = 0,0899$$

kde pro exponent (a) platí vztah:

$$a = \frac{c_2}{1+0,14 \cdot Re_2^{a_2}} \quad (126)$$

$$a = \frac{7}{1+0,14 \cdot 84673,774^{0,5}}$$

$$a = 0,1677$$

Při úhlu uspořádání trubek 30° a $Re_2 = 84673,774$ platí pro jednotlivé konstanty[6]:

$$c_1 = 0,372$$

$$c_2 = 7$$

$$a_1 = -0,123$$

$$a_2 = 0,5$$

Tlaková ztráta třením při příčném obtékání trubek v opřepážkovaném prostoru svazku u varianty B:

$$\Delta p_{t0B} = 2 \cdot \lambda_{22B} \cdot n_{rp} \cdot (n_{p2} - 1) \cdot \rho_2 \cdot u_{2B}^2 \cdot z_{2B} \cdot z_{3B} \cdot z_{4B} \quad (127)$$

$$\Delta p_{t0B} = 2 \cdot 0,856 \cdot 26 \cdot (12 - 1) \cdot 1860 \cdot 5,06893^2 \cdot 0,992 \cdot 0,989 \cdot 0,276$$

$$\Delta p_{t0B} = 6\,366\,251[\text{Pa}]$$

Tlaková ztráta třením Δp_{t0B} je vysoká z důvodu vysoké hodnoty třecího ztrátového součinitele λ_{22B} vlivem vysokého Reynoldsova čísla $Re_{2B} = 130\,833,636$. Velikost Reynoldsova čísla je dána hodnotou rychlosti $u_{2B} = 5,07 [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$.

7.2.3 Tlakové ztráty třením při příčném obtékání trubek v neopřepážkovaném prostoru svazku

Pro tyto ztráty platí podobný vztah jako u výpočtu Δp_{t0} :

$$\Delta p_{tn} = 2 \cdot \lambda_{22} \cdot (n_{rp} + n_{rv}) \cdot \rho_2 \cdot u_2^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_5 \quad (128)$$

$$\Delta p_{tn} = 2 \cdot 0,0899 \cdot (26 + 18) \cdot 1860 \cdot 3,2478^2 \cdot 0,988 \cdot 0,925 \cdot 6,964$$

$$\Delta p_{tn} = 987\,850,7 \text{ [Pa]}$$

Tlaková ztráta u varianty B:

$$\Delta p_{tnB} = 2 \cdot \lambda_{22B} \cdot (n_{rp} + n_{rv}) \cdot \rho_2 \cdot u_{2B}^2 \cdot z_{2B} \cdot z_{3B} \cdot z_5 \quad (129)$$

$$\Delta p_{tnB} = 2 \cdot 0,856 \cdot (26 + 18) \cdot 1860 \cdot 5,06893^2 \cdot 0,992 \cdot 0,989 \cdot 6,964$$

$$\Delta p_{tnB} = 24\,596\,238,5 \text{ [Pa]}$$

kde n_{rv} je počet řad trubek ve výřezu nad přepážkou viz. Obr.42. Z grafického rozboru byla určena hodnota $n_{rv} = 31 - \frac{26}{2} = 18$ řad.

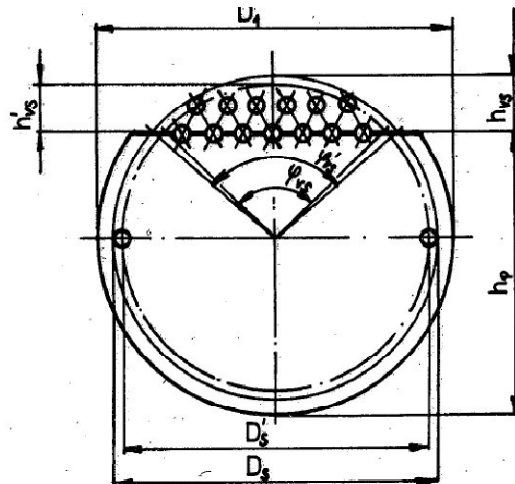
Korekční faktor z_5 zohledňuje vliv velikosti neopřepážkovaných prostorů pod hrdly a platí:

$$z_5 = 2 \cdot \left(\frac{2t_{p1}}{l_{n1}} \right)^{2-a} \quad (130)$$

$$z_5 = 2 \cdot \left(\frac{2 \cdot 0,8375}{0,8375} \right)^{2-0,2}$$

$$z_5 = 6,964$$

kde $a = 0,5$ při $Re_2 \geq 100$. U varianty B platí stejná hodnota korekčního faktoru z_5 .



Obr. 42: Schematické znázornění rozložení trubek ve výřezu segmentové přepážky[6]

7.2.4 Tlakové ztráty třením při podélném a příčném obtékání trubek v prostoru nad seříznutím přepážek

Pro turbulentní proudění v MP s uvažováním otočení proudu platí vztah:

$$\Delta p_{tv} = n_{p1} \cdot \left[(2 + 0,6 \cdot n_{rv}) \cdot \frac{\rho_2 \cdot u_{2v}^2}{2} \right] \cdot z_4 \quad (131)$$

$$\Delta p_{tv} = 7 \cdot \left[(2 + 0,6 \cdot 18) \cdot \frac{1860 \cdot 7,751^2}{2} \right] \cdot 0,38$$

$$\Delta p_{tv} = 1\,902\,348,3 \text{ [Pa]}$$

Pro variantu B platí:

$$\Delta p_{tvB} = n_{p1} \cdot \left[(2 + 0,6 \cdot n_{rv}) \cdot \frac{\rho_2 \cdot u_{2vB}^2}{2} \right] \cdot z_{4B}$$

$$\Delta p_{tvB} = 12 \cdot \left[(2 + 0,6 \cdot 18) \cdot \frac{1860 \cdot 9,979^2}{2} \right] \cdot 0,276$$

$$\Delta p_{tvB} = 3\,926\,063,3 \text{ [Pa]}$$

kde u_{2v} je rychlost sekundární soli vztažená ke střednímu geometrickému průměru průtočných průřezů S_{2Z} a S_{VZ} :

$$u_{2v} = \frac{n_{i2}}{\sqrt{S_{2Z} \cdot S_{VZ} \cdot \rho_2}} \quad (132)$$

$$u_{2v} = \frac{2800}{\sqrt{0,184 \cdot 0,205 \cdot 1860}}$$

$$u_{2v} = 7,751 \text{ [m} \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$$

kde S_{VZ} je průtočný průřez zaplněného prostoru ve výřezu nad přepážkou a popsán vztahem:

$$S_{VZ} = S_{VN} - n_{tv} \cdot \frac{\pi \cdot d_2^2}{4} \quad (133)$$

$$S_{VZ} = 0,293 - 801 \cdot \frac{\pi \cdot 0,0118^2}{4}$$

$$S_{VZ} = 0,205 \text{ [m}^2\text{]}$$

Nezaplněný průřez výřezu S_{VN} nad přepážkou je pro svazek s těsníci lištami určen ze vztahu:

$$S_{VN} = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4} \cdot \left(\frac{\varphi'_{vS}}{360} - \frac{\sin \varphi'_{vS}}{2\pi} \right) \quad (134)$$

$$S_{VN} = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4} \cdot \left(\frac{104,1}{360} - \frac{0,9699}{2\pi} \right)$$

$$S_{VN} = 0,293 \text{ [m}^2\text{]}$$

kde pro úhel φ'_{vS} dle Obr.42 platí:

$$\varphi'_{vS} = 2 \arccos \left[\frac{2}{D'_a} \cdot \left(h_p - \frac{D_1}{2} \right) \right] \quad (135)$$

$$\varphi'_{vS} = 2 \arccos \left[\frac{2}{1,6199} \cdot \left(1,330 - \frac{1,6637}{2} \right) \right] = 104,1^\circ$$

7.2.5 Celková tlaková ztráta v MP

Výsledná tlaková ztráta:

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} = \Delta p_{t0} + \Delta p_{tn} + \Delta p_{tv} \quad (136)$$

$$\Delta p_{z2} = 191\,112,1 + 987\,850,7 + 1\,902\,348,3$$

$$\Delta p_{z2} = 3\,081\,311,1 [\text{Pa}] \cong 3,1 [\text{MPa}]$$

Tlak na výstupu MP je součtem vstupního tlaku a tlakové ztráty ($\Delta p_{z2} = -3\,081\,311,1 [\text{Pa}]$), která je tak velká, až by způsobila podtlak na výstupu z výměníku, což je samozřejmě nepřijatelné. Hydrostatická tlaková ztráta je v MP zanedbána. Sekundární chladivo je totiž do výměníku přiváděno středovou trubkou, která má podobnou výšku jako sloupec chladiva ohřivaného v MP. Rozdíl by nastal zejména v rámci rozdílných hustot chladicí směsi na vstupu a na výstupu z výměníku.

V případě varianty B je hodnota celkové tlakové ztráty ještě vyšší:

$$\Delta p_{z2B} = \Delta p_{t2B} = \Delta p_{t0B} + \Delta p_{tnB} + \Delta p_{tvB} \quad (137)$$

$$\Delta p_{z2B} = 6\,366\,251 + 24\,596\,238,5 + 3\,926\,063,3$$

$$\Delta p_{z2B} = 31\,888\,552,8 [\text{Pa}] \cong 32 [\text{MPa}]$$

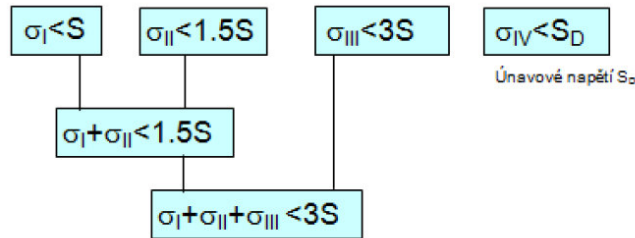
Použití konstrukčního návrhu u varianty A i B nepřichází v úvahu, kvůli velmi vysokým tlakovým ztrátám.

8. Dimenzování trubkových výměníků z hlediska pevnosti

Metodika je zaměřena na kategorizaci napětí dle ASME (Boiler and Pressure Vessel Code), které spočívá ve zjednodušení výpočtu, který uvažuje pouze s lineární pružností. Vliv plasticity a únavy materiálu se zohledňuje ve vhodných koeficientech bezpečnosti:

- I. Membránová napětí konstantní po průřezu, kterým je například napětí v plášti od vnitřního přetlaku.
- II. Ohybová napětí, například ohybové napětí v trubkovnici zatížené přetlakem
- III. Napětí vyvolané omezením deformací nebo tepelným zatížením
- IV. Špičková napětí, například v oslabeních průřezu, ostrých rozích atd.

Vypočtená napětí pak musí být dle jejich kategorizace menší než násobky návrhového napětí S. Kategorizace je znázorněná na Obr.43.



Obr. 43: Kategorizace napětí [11] [17]

Pro návrhové napětí S platí vztah[11] [17]:

$$S = \frac{R_m}{3} = \frac{100}{3} = 33,3 \text{ [MPa]} \quad (138)$$

kde $R_m \cong 100 \text{ [MPa]}$ je minimální mez pevnosti slitiny MONICR při teplotě 800°C, která byla určena z Obr.14.

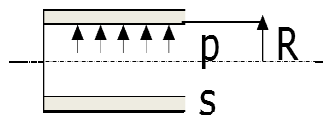
a) Membránová napětí kategorie I (σ_I)

Membránové napětí v trubce jsou zařazeny v kategorii I a nesmí tedy překročit návrhové napětí S[11] [17]:

$$\sigma_t = \frac{p_{\max} \cdot R}{s} = \frac{0,5 \cdot 5}{0,9} = 2,8 \text{ [MPa]} \quad (139)$$

kde pro hodnoty dle obrázku Obr.44 platí:

$$s = 0,9 \text{ [mm]}; R = 5 \text{ [mm]}; p_{\max} = 0,5 \text{ [MPa]}$$



Obr. 44: Membránové napětí v trubce [17]

Hodnota membránového napětí v plášti výměníku dle Obr.45, kde[11] [17]:

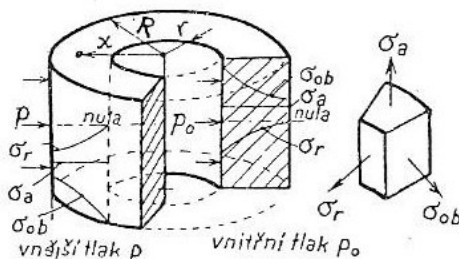
$$s = 63,5 \text{ [mm]}; R = 831,85 \text{ [mm]}; p_{\max} = 1 \text{ [MPa]}$$

$$\sigma_{\text{plášť}} = \frac{p_{\max} \cdot R}{s} = \frac{1 \cdot 831,85}{63,5} = 13,5 \text{ [MPa]} \quad (141)$$



Obr. 45: Membránové napětí v plášti [17]

Membránové napětí pro středovou trubku není vypočítáno, z obou stran trubky působí stejný tlak. Správnost hodnoty membránového napětí v plášti zkontroluji vzorcem pro radiální, obvodové a axiální napětí u válce s tlustou stěnou, kde rozložení napětí odpovídá Obr.46:



Obr. 46: Průběhy napětí u válce s tlustou stěnou

Hodnota radiálního i obvodového napětí je nejvyšší, dle obrázku (Obr.47), na vnitřní stěně trubky kdy platí, že $x = r = 831,85$ [mm] a $R = 895,35$ [mm]:

$$\sigma_{r\text{plášť}} = -p_0 \cdot \frac{(R/x)^2 - 1}{(R/r)^2 - 1} - p \cdot \frac{(R/r)^2 - (R/x)^2}{(R/r)^2 - 1} \quad (142)$$

$$\sigma_{r\text{plášť}} = -p_0 = -1 \text{ [MPa]}$$

Pro obvodové napětí platí:

$$\sigma_{\text{obplášť}} = p_0 \cdot \frac{(R/x)^2 + 1}{(R/r)^2 - 1} - p \cdot \frac{(R/r)^2 + (R/x)^2}{(R/r)^2 - 1} \quad (143)$$

Opět je předpokladem, že $x = r = 831,85$ [mm] :

$$\sigma_{\text{obplášť}} = p_0 \cdot \frac{(R/r)^2 + 1}{(R/r)^2 - 1} - p \cdot \frac{(R/r)^2 + (R/r)^2}{(R/r)^2 - 1}$$

$$\sigma_{\text{obplášť}} = p_0 \cdot \frac{(895,35/831,85)^2 + 1}{(895,35/831,85)^2 - 1} - p \cdot \frac{(895,35/831,85)^2 + (895,35/831,85)^2}{(895,35/831,85)^2 - 1}$$

$$\sigma_{\text{obplášť}} = 12,173 \text{ [MPa]}$$

Axiální napětí je podél průřezu konstantní a platí tedy:

$$\sigma_{\text{aplášť}} = \frac{\sigma_{\text{obplášť}} + \sigma_{r\text{plášť}}}{2} = \frac{12,173 + 1}{2} = 6,587 \text{ [MPa]} \quad (144)$$

Ve vztazích (142) až (144) platí, že $p_0 = 1$ [MPa] a odpovídá vnitřnímu tlaku v plášti a tlak p je atmosférický vnější tlak.

U pláště stojatého výměníku je kromě membránových napětí uvedených výše, namáháno dno nádoby i zatížením od hydrostatického tlaku tekuté soli v MP. Výška tohoto sloupce bude uvažována přibližně jako $L_C = 6,8$ m. Ve vztahu (145) je hodnocen rádius $r_{\text{ob1}} = 0,2$ [m] mezi pláštěm a vlastním dnem:

$$\sigma_{m1} = \frac{\rho_2 \cdot V}{2 \cdot \pi \cdot r_{\text{ob1}} \cdot s \cdot \sin^2 \varphi_1} \quad (145)$$

$$\sigma_{m1} = \frac{1860 \cdot 14,783}{2 \cdot \pi \cdot 0,2 \cdot 0,0635 \cdot \sin^2 45}$$

$$\sigma_{m1} = 689\,110,526 \text{ [Pa]} = 0,7 \text{ [MPa]}$$

Pro dno nádoby uvažují:

$$\sigma_{m2} = \frac{\rho_2 \cdot V}{2 \cdot \pi \cdot r_{ob2} \cdot s \cdot \sin^2 \varphi_2} \quad (146)$$

$$\sigma_{m2} = \frac{1860 \cdot 14,783}{2 \cdot \pi \cdot 1,151 \cdot 0,0635 \cdot \sin^2 12}$$

$$\sigma_{m2} = 1\,385\,164,232 \text{ [Pa]} = 1,4 \text{ [MPa]}$$

kde:

$\sigma_{m1,2}$ - meridiánové (membránové napětí), u kulové plochy platí $\sigma_m = \sigma_{ob}$

ρ_2 - hustota sekundární soli: $\rho_2 = 1860 \text{ [kg} \cdot \text{m}^{-3}\text{]}$

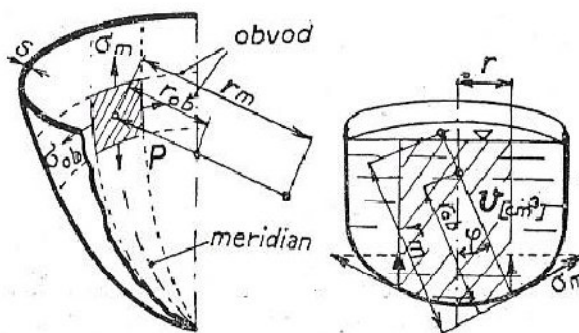
V - objem tekuté soli ve výměníku: $V = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4} \cdot L_C = \frac{\pi \cdot 1,6637^2}{4} \cdot 6,8 = 14,783 \text{ [m}^3\text{]}$

s - tloušťka stěny: $s = 0,0635 \text{ [m]}$

r_{ob1} - přechodový rádius mezi dnem a pláštěm: $r_{ob1} = 0,2 \text{ [m]}$

r_{ob2} - poloměr dna nádoby: $r_{ob2} = 1,151 \text{ [m]}$

φ - úhel mezi centrální osou výměníku a kolmicí k nositelce napětí σ_m v prostředku kulových ploch: $\varphi_1 = 45^\circ$ a $\varphi_2 = 12^\circ$



Obr. 47: Meridiánová a obvodová napětí na dně výměníku

Všechna membránová napětí v MP a TP trubkového výměníku spadající do kategorie I. vyhovují, protože jsou nižší než návrhové napětí S.

b) Ohybová napětí kategorie II (σ_{II})

Ohybová napětí patří do kategorie II a nesmí překročit maximální napětí $\sigma_{II} = 1,5 \cdot S = 49,95 \text{ [MPa]}$. Jedním z nich je ohybové namáhání trubkovnice [17]:

$$\sigma_{\max} = \pm \frac{3 \cdot (3 + \nu)}{8 \cdot s^2} \cdot p \cdot R^2 \quad (147)$$

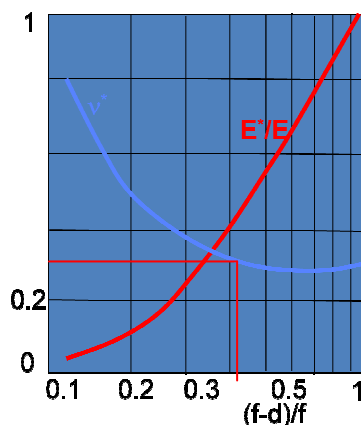
$$\sigma_{\max} = \frac{3 \cdot (3 + 0,33)}{8 \cdot 25^2} \cdot 0,5 \cdot 831,85^2$$

$$\sigma_{\max} = \frac{3 \cdot (3 + 0,3)}{8 \cdot 25^2} \cdot 0,5 \cdot 831,85^2 = 13,1 \text{ [MPa]}$$

kde $R = 831,85 \text{ [mm]}$ je poloměr trubkovnice a $s = 25 \text{ [mm]}$ je tloušťka trubkovnice. Znaménko \pm vyjadřuje směr působení tlaku na trubkovnici, je třeba počítat s tím, že na trubkovnici působí ze strany MP tlak - 1 [MPa] a zároveň i tlak z TP + 0,5 [MPa]. Počítám tedy s přetlakem $p = 0,5 \text{ [MPa]}$. Poissonova konstanta $\nu \cong 0,3$ je určena z obrázku Obr.48 na

základě poměru (148) [17], kde $f = t_{t2} = 19,05$ [mm] je obvodová rozteč mezi otvory trubkovnice a $d = 11,8$ [mm] je průměr otvoru v trubkovnici.

$$\frac{f-d}{f} = \frac{19,05-11,8}{19,05} = 0,4 \quad (148)$$



Obr. 48: Modifikovaná Poissonova konstanta [17]

Ohybové namáhání trubkovnice vyhovuje požadavkům kategorie II.

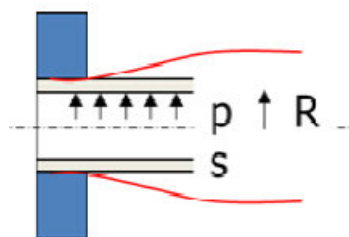
c) Napětí vyvolaná omezením deformací nebo tepelným zatížením kategorie III (σ_{III})

Mezi tyto napětí patří přechodové napětí v trubkovnici viz. Obr. 49 a tepelné namáhání trubek. Obě napětí nesmí překročit $\sigma_{III} = 3 \cdot S = 99,9$ [MPa]. Přechodové napětí v trubkovnici můžeme určit ze vztahu:

$$\sigma_t = 1,84 \cdot \frac{pR}{s} = 1,84 \cdot \frac{0,5 \cdot 5}{0,9} = 5,1 \text{ [MPa]} \quad (149)$$

Dosah přechodového napětí:

$$L = 3\sqrt{R \cdot s} = 3\sqrt{5 \cdot 0,9} = 6,36 \text{ [mm]} \quad (150)$$



Obr. 49: Přechodové napětí v trubkovnici [17]

Trubky svazku jsou namáhány teplotním zatížením, které volím jako rozdíl středních teplot obou proudů, jelikož se teplotní namáhání po délce trubek mění vlivem měnících se teplot obou proudů. Tepelné namáhání trubek pro střední teplotní rozdíl $\Delta T = 661 - 552 = 109^\circ\text{C}$ lze určit ze vztahu:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon = E \cdot \alpha \cdot \Delta T = 150 \cdot 10^9 \cdot 12 \cdot 10^{-6} \cdot 109 = 19\,620 \text{ [Pa]}$$

kde Youngův modul pružnosti v tahu volím přibližně $E = 150 \text{ [GPa]}$, dle obrázku Obr.16 při teplotě 600°C . Součinitel teplotní roztažnosti je volen $\alpha = 12 \cdot 10^{-6} [^\circ\text{C}^{-1}]$. Výpočet však nemá patřičnou vypovídající hodnotu. Nelze konstatovat zda by teplotní namáhání skutečně vyhovovalo.

9. Závěr

Tlakové ztráty jsou u navrženého výměníku značné. Ve srovnání se šroubovicovým obtékáním trubek v práci [19], jsou výsledné tlakové ztráty v MP se segmentovými přepážkami s výřezem mnohonásobně vyšší. Hlavní vliv na vysoké tlakové ztráty ve srovnání se šroubovicovými přepážkami má počet řad trubek nad seříznutím přepážek u tlakové ztráty třením při podélném a příčném obtékání trubek nad seříznutím přepážek (Δp_{tv}) a tlakové ztráty v neopřepážkovaném prostoru svazku (Δp_{tn}). Veškeré tlakové ztráty, včetně tlakové ztráty v opřepážkovaném prostoru (Δp_{t0}), silně ovlivňuje rychlost proudění u_2 v MP, která dosáhla vysoké hodnoty kvůli zmenšení průtočného průřezu středovou trubkou při zvoleném hmotnostním průtoku. Rychlost proudění poté prostřednictvím Reynoldsova kritéria nepříznivě ovlivnila hodnotu tlakové ztráty.

Srovnání konstrukčních variant A a B navíc prokázalo, že v případě užšího uspořádání přepážek u varianty B nastává příznivého zvýšení součinitele přestupu tepla v MP, které je doprovázeno markantním zvýšením tlakové ztráty. Vysoká tlaková ztráta u varianty B je způsobena vysokou hodnotou Reynoldsova kritéria $Re_{2B} = 130833,636$, která je závislá na rychlosti proudění v MP, jež byla u varianty B skoro dvojnásobně vyšší ($u_{2B} > u_2$).

Konstrukční uspořádání u navrženého výměníku je nevýhodné. Vliv na tom má zejména středová trubka, která splňovala účel u přepážek typu Disc-Doughnut, kde rozdělovala proud. V případě segmentových přepážek její využití ztrácí význam. Konstrukčním vylepšením by tedy bylo využití šroubovicového přepážkového systému, který je výhodnější. Pro použití u reaktorů MSR jsou však vhodnější kompaktní deskové výměníky z grafitových kompozitů, které jsou vhodné pro reaktorové systémy určené k provozu při teplotách až 1000°C .

Vypočtené hodnoty jsou rovněž velmi ovlivněny korekčními faktory a použitými vztahy. Výsledky se proto při využití jiných metod výpočtu mohou značně lišit a zároveň jen zhruba vystihovat skutečnou realitu, která zejména v případě roztavených solí není zatím založena na pevných poznatcích.

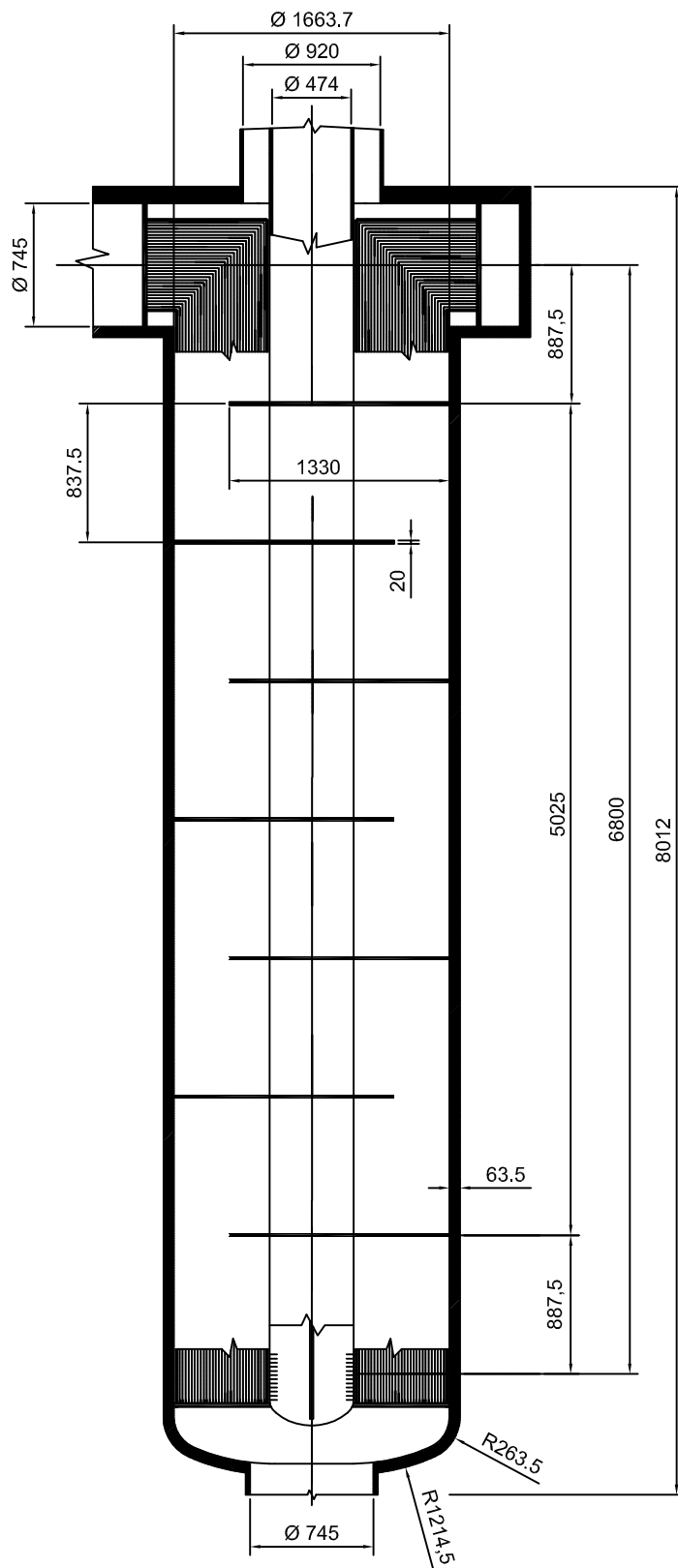
10. Použitá literatura a zdroje

- [1] BEJAN, A., KRAUS, A.D. *Heat transfer handbook*. Hoboken, New Jersey: John Wilney & Sons, Inc. , 2003.
- [2] INCROPERA, DEWITT, BERGMAN, LAVINE. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. Sixth edition. John Wilney & Sons, Inc.
- [3] GE&C Division Design Analysis Section. *Design study of a heat-exchange system for one MSBR Concept*. Oak Ridge, Tennessee: Oak Ridge National Laboratory, September 1967.
- [4] TALLACKSON, J.R. *Thermal radiation transfer of afterheat in MSBR heat exchangers*. Oak Ridge, Tennessee: Oak Ridge National Laboratory, March 1971.
- [5] BENES, O., CABET, C., DELPECH, S., et all. *Review report on liquid salts for various applications*. In Alisia-deliverable-d50-v4, 2009.
- [6] STEHLIK, P., KOHOUTEK, J., NĚMČANSKÝ, J. *Tepelné pochody Výpočet výměníku tepla*. Brno: VUT Brno, 1991.
- [7] ŠESTÁK, J., ŽITNÝ, R. *Tepelné pochody II Výměníky tepla, odpařování, sušení, průmyslové pece a elektrický ohřev*. Praha: ČVUT Praha, 2000.
- [8] ŽÍTEK, P., VALENTA, V. *Various methods to improve heat transfer in exchangers*. Pilsen: UWB in Pilsen, Department of Power System Engineering.
- [9] MATAL, O., ŠIMO, T. *Přehled MSR systému a komponent: Závěrečná zpráva Energovýzkum, spol. s r.o.*. Praha: SÚRAO, 2004.
- [10] HEWITT, G.F., SHIRES, G.L., BOTT, T.R. *Shell and tube heat exchangers - references to Process Heat Transfer*. New York: CRC Press, Boca Raton, 1994.
- [11] VALENTA, V. *Kotlové výměníky (Shell-and-Tube) jejich stručný popis i problémy a pokroky v jejich konstrukci*. Plzeň: Západočeská Univerzita v Plzni, 2015.
- [12] HRON, M. *Jaderné reaktory IV. generace*. Plzeň: ÚJV Řež.
- [13] VALENTA, V. *Bezpečnost nových jaderných reaktorů*. Plzeň: Západočeská Univerzita v Plzni, 2010.
- [14] VALENTA, V. *Charakteristika reaktorů MSR*. Plzeň: Západočeská Univerzita v Plzni, 2011.
- [15] VALENTA, V. *Jaderné reaktory IV. generace*. Plzeň: Západočeská Univerzita v Plzni, 2012.
- [16] HOSNEDL, P., BLAHUT, O., JAKŠ, J., KONOP, R., SCHETTINA, J., VALENTA, V., VODIČKA, J. a kol. *Experimentální ověření vybraných variant transmutační technologie a vydání podkladů pro projektování základních komponent demonstračního reaktoru LA-10*. Plzeň: Centrum jaderných technologií, 2003.

- [17] ŽITNÝ, R. *Tepelný a hydraulický výpočet výměníku tepla a dimenzování (dimensování S&T výměníků. Tepelný výpočet výměníku tepla metodou LMTD)*. Praha: ČVUT FS, 2010.
- [18] ŽITNÝ, R. *Výměníky tepla (Výměníky tepla-klasifikace. Konstrukční řešení S&T a deskových výměníků tepla. Kritéria volby uspořádání výměníků)*. Praha: ČVUT FS, 2010.
- [19] OKRESA, D. *Návrh a výpočet výměníku 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.(Diplomová práce)*. Plzeň: ZČU-KKE, 2014.
- [20] ČEKOVSÝ, M. *Výpočet výměníku tepla pro americký návrh primárního výměníku reaktoru MSBR s použitím nové metodiky výpočtu a použití jiných fluoridových solí. Diplomová práce*. Plzeň: ZČU-KKE, 2015.
- [21] JÍLEK, J. *Návrh výměníku tepla (deskový výměník z grafitových kompozitů - typ sůl-sůl, vstupní teplota 720°C)*. Bakalářská práce. Plzeň: ZČU-KKE, 2012.
- [22] MAKOVEC, J. *Návrh výměníku tepla z grafitových kompozitů - deskový výměník. Diplomová práce*. Plzeň: ZČU-KKE, 2011.
- [23] NOVIKOV, V. M., IGNATIEV, V., FEDULOV, V.I., CEREDNIKOV, V.N. *Židkosolevye JaEU: Perspektivy i problemy*. Moskva: Energoizdat, 1990.
- [24] CENGEL, Y. A., TURNER, R.H. *Fundamentals of Thermal-Fluid Sciences*. New York: McGraw-Hill, 2000.
- [25] LINHART, J. *Mechanika tekutin I*. Plzeň: Západočeská Univerzita v Plzni, 2009.
- [26] SAMUEL, D. *Molten Salt Coolants for High Temperature Reactors, a literature summary of R&D activities and challenges*. Intern: NEPT-TDS/INPRO.IAEA, 2009.
- [27] HAUKELAND, S., IVUNG, B., PEDERSEN, T. *BWR 90 & BWR 90+ - Two advanced BWR design generations from ABB*, http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/31/007/31007063.pdf
- [28] <http://oenergetice.cz/technologie/elektroenergetika/rychle-mnozive-reaktory-fbr-ucinne-vyuziti-uranu/>

11. Seznam příloh

Příloha 1 - Podélný řez výměníkem



POČET KUSU	NAZEV - ROZMER	POLOTOVAR	MAT.KONECNY	MAT.VYCHOZI	TRIDA ODP.	C.VAHA	HR.VAHA	CISLO - VYKRESU	POZICE
POZN.				CELKOVA CISTA VAHA					
MERITKO	KRESLIL	Janoušovec		C.SN.	ZMENA	DATUM	PODPIS	INDEX	
1:45	PREZKOUSEL								
	NORM.REF.								
	VYR.PROJEDNAL	SCHVALIL	C.TR.						
		DNE							
19.5.2016		TYP NAZEV	SKUPINA	STARÝ VYKRES			NOVÝ VYKRES		
Podélný řez výměníkem				Příloha 1					
				Listu			List		