

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍ

Studijní program: N2301 Strojní inženýrství
Studijní obor: 2302T041 Stavba jaderně energetických zařízení

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Výpočet výměníku tepla pro americký návrh primárního výměníku reaktoru MSBR s použitím nové metodiky výpočtu a použití jiných fluoridových solí.
Zadané hodnoty: 570 MW_t , pracovní teploty $600\text{-}720 \text{ }^\circ\text{C}$, sole dle ALISIE.

Autor diplomové práce: **Ing. MarekČEKOVSKÝ**

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

Akademický rok 2014/2015

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

Fakulta strojní

Akademický rok: 2014/2015

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

(PROJEKTU, UMĚLECKÉHO DÍLA, UMĚLECKÉHO VÝKONU)

Jméno a příjmení: **Ing. Marek ČEKOVSÝ**
Osobní číslo: **S13N0007P**
Studijní program: **N2301 Strojní inženýrství**
Studijní obor: **Stavba jaderně energetických zařízení**
Název tématu: **Výpočet výměníku tepla pro americký návrh primárního výměníku reaktoru MSBR s použitím nové metodiky výpočtu a použití jiných fluoridových solí.
Zadané hodnoty: 570 MW_t, pracovní teploty 600 - 720 °C, sole dle ALISIE.**
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 pracovní zprávy: **50 - 70 stran A4**
Forma zpracování diplomové práce: **tištěná/elektronická**

Seznam odborné literatury:

- **Valenta V.: Podklady pro projektové zadání transmutoru vyšších aktinidů na bázi fluoridových solí, Report NPI ASCS Řež, TECH-03/2003 (66 stran)**
- **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**
- **Per F. Peterson: Status and Progress for the Pebble-Bed AHTR, University of California, Berkeley, March 2, 2009**

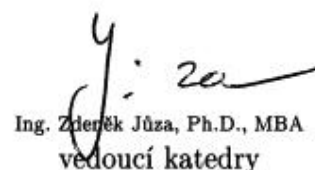
Vedoucí diplomové práce: **Ing. Václav Valenta, CSc.**
Katedra energetických strojů a zařízení
Konzultant diplomové práce: **Ing. Václav Valenta, CSc.**
Katedra energetických strojů a zařízení

Datum zadání diplomové práce: **3. listopadu 2014**
Termín odevzdání diplomové práce: **22. května 2015**



Doc. Ing. Milan Edl, Ph.D.
děkan

L.S.



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

V Plzni dne 30. října 2014

ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

AUTOR	Příjmení Čekovský	Jméno Marek	
STUDIJNÍ OBOR	2302T041 Stavba jaderně energetických zařízení		
VEDOUČÍ PRÁCE	Příjmení (včetně titulů) Ing. Valenta, CSc..	Jméno Václav	
PRACOVISŤE	ZČU – FST – KKE		
DRUH PRÁCE	DIPLOMOVÁ	BAKALÁŘSKÁ	Nehodící se škrtněte
NÁZEV PRÁCE	Výpočet výměníku tepla pro americký návrh primárního výměníku reaktoru MSBR s použitím nové metodiky výpočtu a použití jiných fluoridových solí. Zadané hodnoty: $570 MW_t$, pracovní teploty 600-720°C, sole dle ALISIE.		

FAKULTA	strojní	KATEDRA	KKE	ROK ODEVZD.	2015
----------------	---------	----------------	-----	--------------------	------

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

CELKEM	80	TEXTOVÁ ČÁST	78	GRAFICKÁ ČÁST	2
---------------	----	---------------------	----	----------------------	---

STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK) ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY	Diplomová práce řeší problematiku vysokoteplotního výměníku tepla s klasickými segmentovými přepážkami z konstrukčního materiálu MONICR, přičemž jako teplonosné médium jsou použity fluoridové soli dle ALISIE. Diplomový projekt také popisuje důležité materiálové parametry uvedených materiálů. Diplomová práce zahrnuje tepelný výpočet výměníku tepla.
KLÍČOVÁ SLOVA ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE	Výměník tepla, segmentové přepážky, fluoridové soli dle ALISIE, konstrukční materiál MONICR.

SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

AUTOR	Surname Čekovský	Name Marek	
FIELD OF STUDY	2302T041 NuclearPowerEquipment Design		
SUPERVISOR	Surname (InclusiveofDegrees) Ing. Valenta, CSc..	Name Václav	
INSTITUTION	ZČU – FST – KKE		
TYPE OF WORK	DIPLOMA	BACHELOR	Deletewhen not applicable
TITLE OF THE WORK	Calculationoftheheatexchangerforthe US proposalheatexchangerreactor MSBR usingthenewmethodologycalculation and the use ofother fluoride salts. EnteredValue: 570 MW _t , workingtemperaturefrom 600 to 720°C, fluoride salts according ALISIE. Structuralmaterial MONICR.		

FACULTY	Mechanical Engineering	DEPARTMENT	KKE	SUBMITTED IN	2015
----------------	------------------------	-------------------	-----	---------------------	------

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

TOTALLY	80	TEXT PART	78	GRAPHICAL PART	2
----------------	----	------------------	----	-----------------------	---

BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS	This thesis solves the problems of high temperature heat exchanger with conventional segmental baffles of structural material MONICR, using as a heat transfer medium used fluoride salts according Alisia. Diploma Project also describes important material properties of these materials. Thesis includes thermal calculation of the heat exchanger.
KEY WORDS	Heat exchanger, segmental baffles, fluoride salts according Alisia, structural material MONICR.

Prohlášení o autorství

Predkladám k posúdeniu a obhajobe moju diplomovú prácu, ktorú som vypracoval na záver štúdia na Fakulte strojnej, Západočeskej univerzity v Plzni.

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

V Plzni dňa:

.....
podpis autora

Obsah

Zoznam obrázkov a tabuliek	7
Zoznam symbolov a skratiek	9
Úvod	11
1 Generácie jadrových reaktorov	13
1.1 Bezpečnosť nových reaktorov IV. generácie	14
1.2 Požiadavky na reaktory IV. generácie	15
1.3 Perspektívne typy reaktorov IV. generácie	16
2 Reaktor s roztavenými soľami (MSR)	18
2.1 Technologický základ reaktorov (MSR)	19
2.1.1 Palivá vhodné pre reaktorové systémy (MSR)	19
2.1.2 Materiály vhodné pre reaktorové systémy (MSR)	19
3 Mechanické vlastnosti zliatiny MONICR (vývoj spoločnosti Škoda JS)	21
3.1 Teplotná závislosť hustoty zliatiny MONICR	22
3.2 Špecifické teplo zliatiny MONICR	22
3.3 Tepelná vodivosť zliatiny MONICR	23
3.3.1 Korózna odolnosť niklových zliatin v prostredí fluoridových solí	25
4 Materiálové vlastnosti fluoridových solí	27
4.1 Termofyzikálne vlastnosti soli LiF-NaF-BeF ₂ (15-58-27% mol)	29
4.2 Termofyzikálne vlastnosti soli NaF-NaBF ₄ (8-92% mol)	32
4.2.1 Termofyzikálne vlastnosti použité pre výpočet	35
5 Navrhovaný výpočet výmenníka tepla	36
5.1 Základné rovnice výmeny tepla	38
5.1.1 Rovnica výkonových (teplotných) bilancií	38
5.1.2 Rovnica výmeny tepla	38
5.1.3 Stredný teplotný rozdiel	39
5.1.4 Súčiniteľ prestupu tepla	40
5.2 Výpočet potrebných teplôt	41
5.3 Súčiniteľ prestupu tepla v rúrkovom priestore	46
5.3.1 Súčiniteľ prestupu tepla pri laminárnom prúdení	48
5.3.2 Súčiniteľ prestupu tepla pri prechodovom a turbulentnom prúdení	48
5.3.3 Súčiniteľ prestupu tepla v RP	50

5.4	Súčiniteľ prestupu tepla v medzirúrkovom priestore	50
5.5	Súčiniteľ prestupu tepla pri klasickom segmentovom priečkovom systéme.....	51
5.5.1	Výpočet korekčných faktorov	56
5.6	Výpočet veľkosti plochy prestupu tepla	62
6	Kontrolný výpočet výmenníka tepla pomocou metódy ϵ-NTU	64
7	Výpočet tlakových strát vo výmenníku tepla.....	66
7.1	Tlakové straty v rúrkovom priestore	66
7.1.1	Tlakové straty trením v RP	67
7.1.2	Miestne tlakové straty v RP	69
7.2	Tlakové straty v medzirúrkovom priestore pri klasickom obtekaní rúrok s použitím segmentových priečok	70
7.2.1	Tlakové straty trením pri priečnom obtekaní rúrok v opriečkovanom priestore	70
7.2.2	Tlakové straty trením pri priečnom obtekaní rúrok v opriečkovanom zväzku (Δpt_0)	71
7.2.3	Výpočet korekčných faktorov	73
7.2.4	Tlakové straty trením pri priečnom obtekaní rúrok v neopriečkovanom zväzku (Δpt_n)	74
7.2.5	Tlakové straty trením pri pozdĺžnom a priečnom obtekaní rúrok v neopriečkovanom zväzku (Δpt_v)	75
8	Záver.....	78
	Zoznam použitej literatúry	79
	Zoznam príloh	81

Zoznam obrázkov a tabuliek

Obrázky:

Obr. 1	Generácie vývoja jadrových reaktorov [5]	13
Obr. 2	Reaktorový systém s roztavenými soľami.....	18
Obr. 3	Tepelná závislosť medze pevnosti a medze sklzu na teplote.....	21
Obr. 4	Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách.....	21
Obr. 5	Závislosť špecifického tepla MONICR na teplote.....	23
Obr. 6	Závislosť tepelnej difúzie na teplote.....	24
Obr. 7	Závislosť tepelnej vodivosti na teplote	24
Obr.8	Testovacia linka pre výskum fluoridových soli FERDA v Ústave jadrového výskumu a.s	28
Obr. 9	Závislosť hustoty na teplote zmesi typu A	30
Obr. 10	Závislosť kinematickej viskozity na teplote soli Na, Li, Be/F	31
Obr. 11	Tepelná vodivosť pre rôzne fluoridy	31
Obr. 12	Rovnovážny binárny fázový diagram zmesi NaF-NaBF ₄	32
Obr. 13	Závislosť tlaku sýtej pary na teplote pre fluoridovú soľ NaF-NaBF ₄	33
Obr. 14	Závislosť hustoty na teplote pre soľ NaF-NaBF ₄	33
Obr. 15	Merná tepelná kapacita niektorých solí	34
Obr. 16	Závislosť dynamickej viskozity na teplote pre soľ NaF-NaBF ₄	34
Obr. 17	Závislosť súčiniteľa tepelnej vodivosti na teplote pre soľ NaF-NaBF ₄	35
Obr. 18	Navrhovaný výmenník tepla	36
Obr. 19	Typ výmenníka tepla vyvíjaný v USA	37
Obr. 20	Priebehy teplôt vo výmenníku tepla	39
Obr. 21	Teplotný profil pracovnej látky pri protiprúdom usporiadaní	40
Obr. 22	Prestup tepla z RP do MP	41
Obr. 23	Laminárne a turbulentné prúdenie v rúrke.....	45
Obr. 24	Rádový prehľad hodnôt Prandtlovho kritéria	46
Obr. 25	Priečka navrhovaného výmenníka tepla	52
Obr. 26	Konštrukčné typy priečkových systémov	52
Obr. 27	Rúrkový výmenník tepla so segmentovými priečkami.....	53
Obr. 28	Alternatívy usporiadania rúrok	56
Obr. 29	Obtokové prúdy vo výmenníku tepla v MP	62
Obr. 30	Schematické znázornenie strát vo výmenníku tepla v MP	71

Tabulky:

Tab. 1	Referenčné parametre systému (MSR)	20
Tab. 2	Teplotná závislosť hustoty zliatiny MONICR	22
Tab. 3	Špecifické teplo zliatiny MONICR	22
Tab. 4	Tepelná vodivosť zliatiny MONICR	23
Tab.5	Vhodné zloženia fluoridových solí	30
Tab. 6	Hodnoty vlastností solí použitých pre výpočet	35
Tab. 7	Absolútna drsnosť materiálov potrubia k	69
Tab. 8	Vzťah pre výpočet stratového súčiniteľa pričného obtekania rúrok	72

Zoznam symbolov a skratiek

S	[m ²]	plocha
c _p	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	merná tepelná kapacita
d	[m]	priemer
W	[-]	pomer tepelných kapacít
g	[m.s ⁻²]	gravitačné zrýchlenie
l	[m]	dĺžka
k	[W.m ⁻² .K ⁻¹]	súčiniteľ prestupu tepla
\dot{m}	[kg.s ⁻¹]	hmotnostný prietok
M	[g.mol ⁻¹]	molárna hmotnosť
MP		Medzirúrkový priestor
n _t	[-]	celkový počet trubiek
Nu	[-]	Nusseltovo kritérium
NTU	[-]	počet prevodových jednotiek
p	[Pa]	statický tlak
Pr	[-]	Prandtlovo kritérium
q	[W.m ⁻²]	merný tepelný tok
Q	[W]	tepelný výkon
Re	[-]	Reynoldsovo kritérium
RP		Rúrkový priestor
T	[K]	termodynamická teplota
u	[m.s ⁻¹]	rýchlosť prúdenia
x	[-]	bezrozmerná súradnica v smere prúdenia
X	[m]	stabilizačná dĺžka
α	[W.m ⁻² .K ⁻¹]	súčiniteľ prestupu tepla
ε	[-]	účinnosť výmenníka
ρ	[kg.m ⁻³]	hustota
η	[-]	účinnosť
λ	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	súčiniteľ tepelnej vodivosti
μ	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]	súčiniteľ dynamickej viskozity
ν	[m ² .s ⁻¹]	kinematická viskozita
Δ	[-]	rozdiel

PHWR -PressurizedHeavyWaterCooled and ModeratedReactor
Tlakovou těžkou vodou chlazený a moderovaný reaktor.

AGCR- (Advanced) GasCooled, GraphiteModeratedReactor
Pokročilý, plynem chlazený, grafitom moderovaný reaktor.

HTGR- HightTemperature, GasCooled, GraphiteModeratedReactor
Vysokoteplotný, plynem chlazený, grafitom moderovaný reaktor.

APWR- (Advanced) PressurizedLightWaterCooled and ModeratedReactor
Pokročilý, tlakovou vodou chlazený a moderovaný reaktor.

ABWR- (Advanced) BoilingLightWaterCooled And ModeratedReactor
Pokročilý, varný vodou chlazený a moderovaný reaktor

LWGR- LightWatherCooled, GraphiteModeratedReactor
Ľahkou vodou chlazený a grafitom moderovaný reaktor.

RBMK- Reaktor BolšojMoščnosti – Kanalnyj
Kanálový reaktor veľkého výkonu.

VVER- Vodovodjanojenergetičeskij reaktor, Vodovodný energetický reaktor
(Ruské označenie pre reaktor typu PWR)

CANDU-CanadaDeuteriumUranium
Reaktor kanadskej konštrukcie pre štepenie prírodného uránu.

LWR- LightWaterCooled and ModeratedReactor
Ľahkou vodou chlazený a moderovaný reaktor.

SCWR- Super-CriticalWater-cooledReactors –Super kritickou vodou chlazený reaktor.

VHTR-VeryHighTemperatureReactor-Vysokoteplotný reaktor

MSR- MoltenSaltReactor- Reaktor s roztavenými soľami.

MSBR- MoltenSaltBreederReactor- Množivý reaktor s roztavenými soľami.

LFR-LeadFastReactor- Olovom chlazený rýchly reaktor.

SFR-SodiumFastReactor-Sodíkom chlazený rýchly reaktor.

ALISIA-Assessment of LIquidSaltsforInnovativeApplications- Posúdenie tekutých solí
pre inovatívne aplikácie.

GIF- Generation IV International Forum.

Redox potenciál (oxidačno-redukčný potenciál).

TEMA (TubularExchangersManufacturers Association) Asociácia výrobcov rúrkových
výmenníkov tepla.

Úvod

Výstavba prvej jadrovej elektrárne na svete mala počiatok už v roku 1950 a to blízko dedinky Obninsk, ktorá leží juhozápadne od Moskvy v bývalom Sovietskom zväze. Pripojenie tejto jadrovej elektrárne bolo zrealizované dňa 27. júna 1954. Reaktor, označený ako AM-1 mal čistý výkon 5 MW. Jeho koncepcia predstavovala kanálový typ, kde moderátorom bol grafit a ako chladivo bola použitá voda. Hlavnou úlohou bolo overenie prijatých koncepcií, ktoré bude možné využiť pre hromadné uplatnenie energetických reaktorov. Elektrárne mala okrem primárneho energetického účelu aj sekundárny význam. Produkovala izotopy, ktoré sa používali na medicínske účely a tiež zastrešovala realizáciu experimentov. Elektrárne bola v činnosti takmer 48 rokov a po jej odstavení bolo na jej území následne vybudované múzeum jadrovej energetiky.

V roku 1956 bola uvedená do prevádzky prvá jadrová elektrárne s komerčným výkonom 46 MW v CalderHall (Veľká Británia).

Nasledovali roky náročného výskumu, vývoja a projektovania. Výsledkom snahy špičkových odborníkov v oblasti jadrovej energetiky je fakt, že v súčasnej dobe je na svete viac ako 430 jadrových reaktorov, ktoré predstavujú pokrytie až 15 % elektrickej energie vo svete. Len v EÚ v súčasnosti jadrové elektrárne predstavujú asi tretinu elektrickej energie a zastrešujú 14 % spotreby energie. <http://www.jess.sk/sk/home/o-jadrovej-energetike/historia-jadrovej-energetiky-vo-svete>

Spotreba elektrickej energie vo svete v dnešnej dobe s rastúcou populáciou patrične narastá a mnoho krajín sveta sa čoraz viac spolieha na jadro, ktoré predstavuje nízkouhlíkovú alternatívu voči fosílnym palivám a je dôležitou súčasťou koncepcie energetických zdrojov. S rastúcim počtom energetických reaktorov je potrebné rátať aj so zvýšenou produkciou rádioaktívneho použitého paliva.

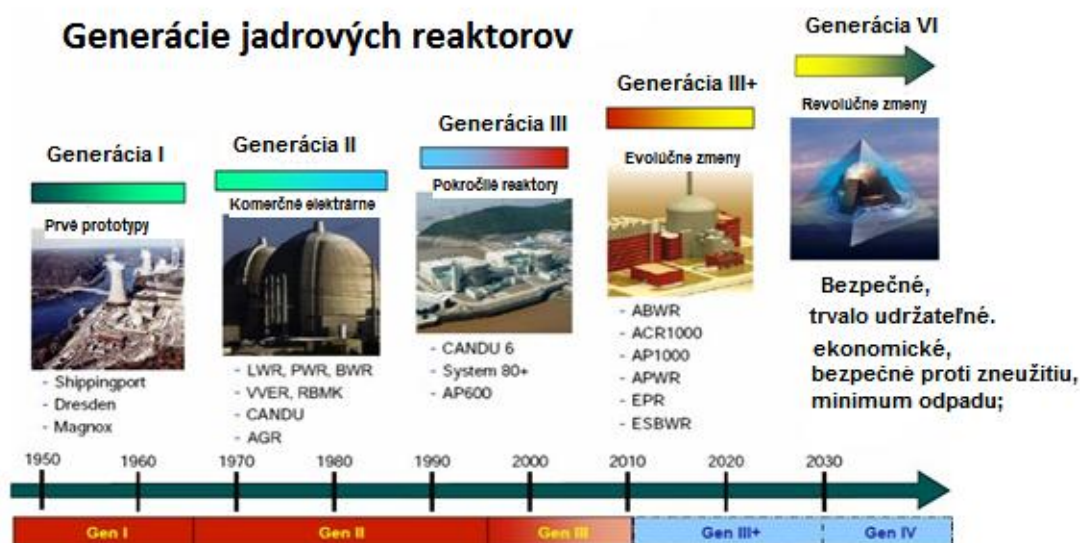
Dnešné konvenčné, energetické reaktory (prevažujú tlakovodné a po nich nasledujú varné), dokážu využiť len 1% energie, ktorá je v jadrovom palive zakomponovaná. Prevažná väčšina týchto reaktorov pracuje pri relatívne nízkych teplotách a z toho vyplýva fakt, že termická účinnosť jadrového bloku je len okolo 30%. Z týchto skutočností vyplýva fakt, že s rastúcim počtom reaktorov bude narastať aj deficit uránu a bude potrebné tiež riešiť otázku palivového cyklu a s tým spojené prepracovanie použitého jadrového paliva. Napríklad európska jadrová veľmoc Francúzsko

produkujejadra až 75% energie a až 17% energie je z prepracovaného paliva. Ako každé priemyselné odvetvie, aj jadrová energetika je veľmi ovplyvnená ekonomikou prevádzky elektrárne. Keďže jadrová elektráreň má vysoké zriaďovacie náklady, ale náklady prevádzkové sú relatívne nízke, je tendencia predlžovať licencie na prevádzku reaktorov, ktoré sú v dnešnej dobe na hranici svojej projektovej životnosti. Je zrejmé, že udržiavanie tempa v oblasti jadrovej energetiky s nárastom obyvateľstva nie je jednoduché. Kľúč k úspechu by mali predstavovať reaktory novej, štvrtej generácie. Túto novú generáciu energetických reaktorov predstavuje 6 projektov, vyčlenených prostredníctvom GIF (Generation IV International Forum), z mnoho ďalších a počíta sa, že niekedy po roku 2040 by mali koherentne nahradiť reaktory 3. generácie. Reaktory 4. generácie budú pracovať pri podstatne vyšších teplotách a tiež sa počíta s prevádzkou pri uzavretom palivovom cykle. Prioritu predstavuje aspoň čiastočný prechod na Thorium-Uránový cyklus a využitie množiacich zón s produkciou štiepateľného plutónia Pu 239 z neštíepateľného uránu U238. Svetové zdroje Thória-Th232 a Uránu-U238 sú podstatne vyššie ako zásoby dnes využívaného izotopu uránu U235.[1]

1 Generácie jadrových reaktorov

Doterajšie smerovanie vývoja, výskumu a následného uplatnenia jednotlivých typov jadrových reaktorov v praxi ovplyvnilo množstvo faktorov, ktoré môžeme zhrnúť do týchto základných bodov:

- ekonomická výhodnosť,
- bezpečnosť,
- zabránenie zneužitia jadrového materiálu,
- kompatibilita s elektrickou sieťou,
- komerčná realizovateľnosť,
- palivový cyklus.



Obr. 1 Generácie vývoja jadrových reaktorov[5]

Na obrázku č.(1) je znázornený vývoj jednotlivých generácií jadrových reaktorov.

Rozdelenie reaktorov 4. generácie je nasledovné:

- Sodíkom chladený rýchly reaktor SFR (SodiumcooledFastReactor),
- Plynom chladený rýchly reaktor GFR (GascooledFastReactor),
- Olovo chladený rýchly reaktor LFR (LedcooledFastReactor),
- Superkritickou vodou chladený reaktor SCWR (Super CriticalWatercooledReactor),

- Vysokoteplotné reaktor VHTR (VeryHighTemperatureReactor),
- Reaktor s roztavenými soľami MSR (MoltenSaltReactor).

Ďalší progresívny projekt reaktora predstavuje reaktor s roztavenými soľami MSR. Tento návrh koncepcie má mnoho špecifik, ktoré sú odlišné od ostatných reaktorov 4. generácie. Je teda jasné, že vysokoteplotné reaktory budú musieť disponovať systémom, ktorý bude účinne odvádzať veľké množstvo tepla, keďže reaktory budú pracovať až pri teplotách 1000 °C. Svoje veľké uplatnenie tu predstavujú roztavené soli, ktoré majú pre tieto parametre výhodné vlastnosti.[5]

1.1 Bezpečnosť nových reaktorov IV. generácie

Havária reaktorov JE Three Mile Island (1979) s roztavením aktívnej zóny a zastavením úniku rádioaktívnych látok kontejmentom a JE Černobyl' (1986) s roztavením aktívnej zóny, s následným horením grafitu a rozsiahlym únikom rádioaktívnych látok na obrovské vzdialenosti zmenili zásadne názory ľudí na bezpečnosť prevádzky JE a tiež na požiadavky projektov nových jadrových zariadení.

Hlavným kritériom sa stala stredná pravdepodobnosť P_s poškodenia aktívnej zóny, ktoré vedie k následnému poškodeniu opatrení, ktoré zamedzujú úniku rádioaktívnych látok do okolia JE. Pre jadrové reaktory novej generácie bola stanovená požiadavka pre hodnotu $P_s \leq 1 \cdot 10^{-7} 1/(\text{reaktor blok})$. Súčasnne prevádzkované reaktory starších generácií majú túto pravdepodobnosť P_s v rozmedzí $10^{-3} \div 10^{-5} 1/(\text{blok rok})$.

Prevažná väčšina ťažkých havárií spôsobilo zlyhanie ľudského faktora. Je teda nevyhnutné sústrediť úsilie na čo najväčšie vylúčenie možností chybných ľudských zásahov a zvlášť pre prípady nekontrolovaného prebytku reaktivity. Možnosť uvedenia reaktora do nadkritického stavu vylučuje principiálne použitie podkritického reaktora riadeného urýchľovačom. [13]

Dôležitou požiadavkou na bezpečnú prevádzku JE je zabezpečenie proti vonkajším vplyvom (zemetrasenie, záplavy, tornáda, víchrice, požiare, pád lietadla, terorizmus). Skúsenosť z teroristického útoku na New York (2001) viedla k zmenám požiadaviek na pád lietadiel, kedy v súčasnosti platí požiadavka na odolnosť voči pádu motorov dopravných lietadiel alebo malých lietadiel. Je potrebné však zaistenie odolnosti proti pádu veľkých dopravných lietadiel s plnými nádržami paliva, ktoré tiež môžu spôsobiť fatálne dôsledky.

1.2 Požadavky na reaktory IV. generácie

Na počiatku prípravy pre výber vhodných kandidátov bolo nevyhnutné stanoviť ciele, o ktorých splnenie sa bude usilovať realizáciou vybraných projektov. Bolo definovaných osem konkrétnych cieľov, ktoré sa týkajú štyroch obecných oblastí, a to dlhodobej udržateľnosti, ekonomickej konkurencieschopnosti, bezpečnosti a spoľahlivosti prevádzky a vylúčenia možnosti zneužitia jadrového materiálu. [15]

Udržateľnosť: Udržateľnosť je definovaná ako schopnosť vyhovieť požiadavkám súčasnej generácie ľudskej civilizácie a zároveň neohroziť potreby tých budúcich generácií. Vyžaduje zachovanie prírodných zdrojov, ochranu životného prostredia, nenarušiť schopnosť budúcich generácií uspokojiť svoje energetické potreby a svojim chovaním k nim nenakladať neprimerané bremená. Dnešné a aj budúce jadrové elektrárne spĺňajú súčasné a stále sa sprísňujúce požiadavky na ochranu ovzdušia, keďže energiu produkujú bez spaľovacieho procesu.

Nasledujúce dva ciele spadajúce pod oblasť udržateľnosti zahŕňajú tieto požiadavky:

1. Zaisťovať trvalo udržateľný zdroj energie, ktorý plní požiadavky pre zachovanie čistoty ovzdušia a dostupnosť systému na dlhý časový horizont. Nutné je taktiež efektívne využitie paliva a to v celosvetovom rozsahu.
2. Minimalizovať množstvo jadrového odpadu a uľahčiť nakladanie s ním, výrazne znížiť potrebu dlhodobého dozoru nad úložiskami rádioaktívneho odpadu a zariadeniami vyradenými z prevádzky, a tak zlepšiť ochranu obyvateľstva a životného prostredia.[15]

Ekonomika: Ekonomická konkurencieschopnosť je nevyhnutná požiadavka na jadrové energetické systémy budúcnosti, aby bolo možné ich uplatnenie sa na trhu. Ekonomické ciele nezahŕňajú iba minimalizáciu nákladov na výstavbu, prevádzku a samotnú výrobu elektrickej energie. Zameriavajú sa aj na širokú škálu produktov, ktoré by mohli jadrové energetické systémy ponúkať. K tým najpravdepodobnejším patria výroba procesného tepla, napr. na výrobu vodíka, pitnej vody a iné.

Požiadavky v tejto oblasti sú zhrnuté v nasledujúcich dvoch bodoch:

1. Jadrové energetické systémy štvrtej generácie musia byť výhodnejšie v porovnaní s ostatnými dostupnými energetickými zdrojmi. To sa týka celého životného cyklu – projektovanie, výstavbu, prevádzku a konečnú bezpečnú likvidáciu jadrového zariadenia.
2. Jadrové energetické systémy štvrtej generácie musia mať porovnateľnú úroveň finančného rizika s inými energetickými zdrojmi.[15]

Bezpečnosť:Bezpečnosť a spoľahlivosť sú najpodstatnejšie priority pri vývoji a prevádzke jadrových energetických systémov. Jedná sa o snahu výrazne zredukovať pravdepodobnosť úniku rádioaktívnych materiálov a s ním spojenú minimálnu možnosť poškodenia kľúčových častí a bariér elektrárne. Jadrové energetické systémy štvrtej generácie by mali excelovať v inherentnej (vrodenej) a pasívnej bezpečnosti. Inherentná bezpečnosť je založená na fyzikálnych zákonoch a vlastnostiach, teda nie na ľudských opatreniach, a má čo najviac vylúčiť možnosť havárie. Prvky pasívnej bezpečnosti majú za úlohu minimalizovať následky prípadnej havárie a spolu s kontejmentom zabrániť úniku štiepných produktov do okolitého prostredia. Keďže na ich fungovanie a spustenie nie je potrebný vonkajší zdroj energie, nahrádzajú v prípade výpadku aktívne bezpečnostné prvky. [15]

Ochrana pred zneužitím jadrového materiálu: Táto posledná, nie však menej dôležitá požiadavka reaguje na neustálu a stále sa zvyšujúcu hrozbu zo strany organizovaných teroristických skupín. Je preto nutné, aby jadrové energetické systémy štvrtej generácie zahŕňali opatrenia, ktorých cieľom je obmedzenie rizika odcudzenia štiepneho materiálu, znížiť ich atraktivitu pre zneužitie na výrobu jadrových zbraní a zvýšenie fyzickej ochrany pred teroristickým útokom.[15]

1.3 Perspektívne typy reaktorov IV. generácie

Začiatkom 21. storočia bolo vybratých z 10. krajín sveta 6 typov jadrových reaktorov vhodných pre IV generáciu technológii jadrových zariadení.[29]. Dva typy používajú ako chladiivo inertný plyn, ďalšie dva tekuté kovy (Na, Pb), posledné dva typy používajú roztavené soli (prevažne fluoridové) s prúdiacim palivom, ktoré je čistené a prepracované na JE. Posledným typom je vodou chladený reaktor s nadkritickými parametrami.

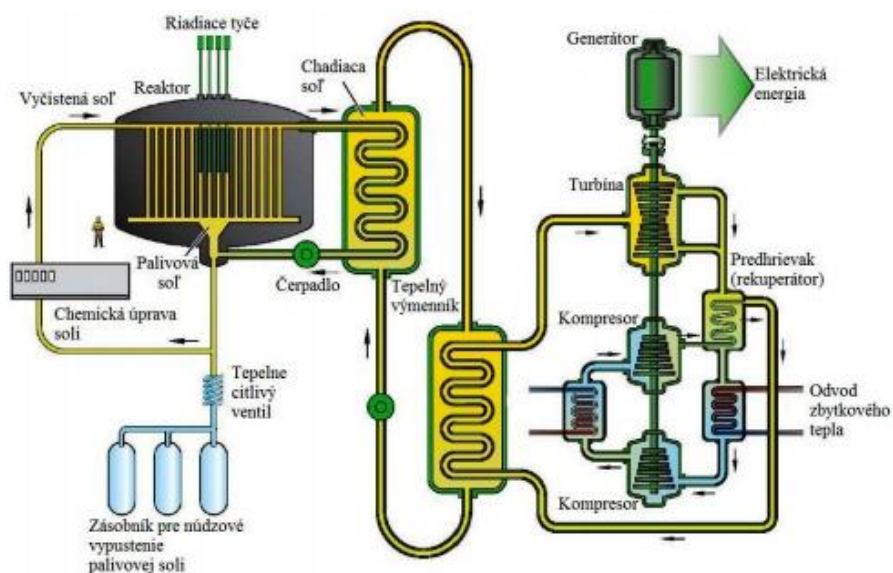
Zvýšená bezpečnosť nových reaktorov je založená na báze:

- Inherentných a pasívnych prostriedkov, ktoré fungujú podľa fyzikálnych zákonov bez prívodu vonkajšej energie,
- vylepšenia vlastnosti aktívnych bezpečnostných prostriedkov,
- odstránenia alebo zníženia potenciálneho nebezpečenstva havárie,
- modulárnym systémom navrhovaných zariadení. [30]

V USA sa v poslednom období intenzívne pracuje na vysokoteplotnom reaktore, ktorý by bol vhodný pre výrobu vodíka. [31] Z bezpečnostných dôvodov sa uvažuje na chladenie použiť roztavené fluoridové soli namiesto hélia, pretože majú nízke prevádzkové tlaky a dobré teplo-fyzikálne vlastnosti a teploty varu vyššie ako 1400 C . Návrh MSR zariadenia je hľadanie kompromisu nie len medzi fyzikou, teplotchnikou, chémiou fluoridových solí a materiálových vlastnosti, ale aj medzi bezpečnosťou a produkciou nového paliva. Pre voľné prúdenie palivovej zmesi sa požaduje nízke priemerné energetické zaťaženie zmesi do 10 MWt/m³, pre konverzné koeficienty vyššie ako 1. U breederov sa energetické zaťaženie požaduje čo najväčšie. Potrebné je preto posudzovať všetky obmedzenia. Ako perspektívna bola uvažovaná zmes soli NaF-ZrF₄ (50-50 mol%) s vysokou rozpustnosťou PuF₃. Po následných náročných korózných skúškach boli vykonané výpočty kritickosti, ktoré ukázali, že zmes je nevhodná pre vysoký záchyt neutrónov. Koncentrácie PuF₃, nutné k dosiahnutiu kritickosti ($k_{ef}=1$) sú v celom rozsahu pomeru moderátor/palivová soľ väčšie, ako je limita rozpustnosti PuF₃ v danej soli.[20]

2 Reaktor s roztavenými soľami (MSR)

Tento typ reaktora predstavuje budúcnosť reaktorových systémov pracujúcich tekutým palivom. Dobrá neutrónová bilancia a spektrum neutrónov od epitermálneho až po termálne ho predurčujú na spaľovanie aktinoidov a iných štiepných produktov. Možných palivových cyklov tohto reaktora je viac, ale táto možnosť sa javí vzhľadom na súčasnú situáciu a očakávania od nasledujúcej generácie jadrových reaktorov ako najperspektívnejšia. Palivo a zároveň chladiace médium tvoria fluoridy uránu alebo plutónia rozpustené v zmesifluoridov sodíka (NaF) a zirkónia (ZrF₄). Použité soli sa tavia pri teplotách približne 430 -510°C a pri pracovných teplotách sú výborne tekuté. Pracovné teploty sa od použitých solí môžu odlišovať, ale vo všeobecnosti môžeme povedať, že sú v rozmedzí bodu topenia eutektických fluoridov solí (od 450°C) až po teplotu chemickej kompatibility zliatin niklu-(približne 800°C). Veľkou výhodou systému MSR je fakt, že tieto soli nereagujú s vodou a ani so vzduchom, čo podstatne znižuje konštrukčné nároky celého systému. Ako moderátor a reflektor sú použité grafitové bloky. Chladiaca a palivová zmes je od štiepných produktov kontinuálne čistená v pomocnom závode. To je prevádzané buď rádiochemickou separáciou alebo mechanicky na centrifúgach. Navrhovaný výkon elektrárne s týmto typom reaktora je 1000 MWe a prevádzkový tlak solí v systéme len 0,5 MPa.[5]



Obr. 2 Reaktorový systém s roztavenými soľami

2.1 Technologický základ reaktorov (MSR)

Počiatok systémov, na princípe MSR bol v 50. rokoch minulého storočia ako možný pohon pre lietadlá. V roku 1954 sa tomuto projektu podarilo preukázať možnosť vysokých teplôt (815°C) a stability výkonu. V 70. rokoch bol v rámci projektu MSRE (MoltenSaltReactor Experiment) prevádzkovaný reaktor s výkonom 8 MW_t . Vďaka týmto projektom sa podarilo vyriešiť množstvo technologických problémov, ako stabilita solí a ich kompatibilita s použitými materiálmi aj pri vyšších prevádzkových teplotách a stabilita výkonu reaktora. Avšak naďalej ostáva množstvo nedostatkov, ktoré je nutné patrične doriešiť. Najväčší dôraz je kladený na rozpustnosť aktinoidov v roztavených soliach a tiež na vlastnosti solí počas celej ich životnosti technológie kontinuálneho prepracovania paliva pri prevádzke. Následne je potrebné doriešiť otázku pokovovania vnútorných stien výmenníka, vývoj technológie pre kontrolu trícia a vypracovať podrobný koncepčný návrh a jeho špecifiká.[5]

Pracovné teploty MSR nemôžu prekročiť teploty $800\text{--}850^{\circ}\text{C}$. Je to dané vlastnosťami nikel-molybdén-chrómových zliatin.

2.1.1 Palivá vhodné pre reaktorové systémy (MSR)

Prioritou v oblasti výskumu palív je potreba vyvinúť jednoduchý a spoľahlivý technologický postup spracovania paliva, od počiatočného zavážania až po spracovanie konečného odpadu. Výskum musí tiež určiť optimálny proces separácie štíepnych produktov tak, aby minoritné aktinidy ostávali v palive. Použitá zmes paliva a chladiaceho média musí spĺňať požiadavky na vyhovujúce neutrónové vlastnosti, termodynamické a hydromechanické vlastnosti- (dostatočná tepelná vodivosť, nízky tlak pár, nízka viskozita). Je taktiež nutné zabezpečiť čo najjednoduchšie procesy nutné pri výrobe a následnej manipulácii s palivovou zmesou. Požadovaná je taktiež cenová výhodnosť použitej zmesi. [5][10]

2.1.2 Materiály vhodné pre reaktorové systémy (MSR)

Ako perspektívny konštrukčný materiál sa predpokladajú rôzne zliatiny na báze niklu. Radiačné poškodenie grafitového moderátora si vyžaduje jeho výmenu každých 4 až 10 rokov. Lepšie vlastnosti grafitu a predĺženie jeho životnosti by výrazne zlepšilo ekonomický chod elektrárne, nakoľko reaktor nemusí byť odstavený počas výmeny (prepracovaní) paliva. [10]

Pre stavbu reaktorov IV generácie sú potrebné nové materiály, ktoré musia spĺňať vysoké požiadavky na odolnosť voči korózii v prostredí roztavených fluoridových solí, creepovú odolnosť a odolnosť proti degradácii v dôsledku ožiarenia neutrónovým tokom.

Realizácia reaktora s kvapalným fluoridovým palivom je zviazaná s vývojom vhodných modulových materiálov pre prostredia pracujúce s roztavenými fluoridovými soľami v rozmedzí očakávaných pracovných teplôt v rozmedzí 600 - 700 °C. Takéto prostredie je však vysoko korózne agresívne. Z konvenčných materiálov dané požiadavky spĺňajú len niektoré niklové zliatiny. [3]

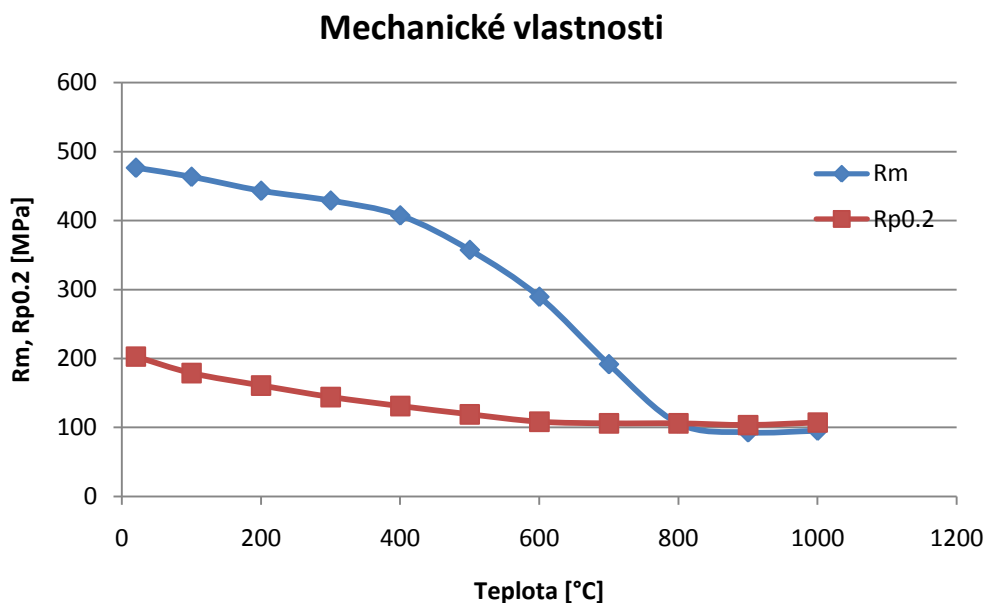
System MSR predstavuje asi najpokrokovejší typ zo všetkých vybraných reaktorových systémov štvrtej generácie. Veľkou výhodou je uzavretý palivový cyklus a možnosť intenzívneho uplatnenia sa v oblasti spaľovania rádioaktívnych odpadov. Vďaka tomu, že sa tekuté jadrové palivo ťažko zneužije na výrobu jadrovej zbrane, dobré hodnotenia dosahuje aj v oblasti ochrany pred zneužitím. Uspokojivé hodnotenie tento systém dosahuje aj v bezpečnosti prevádzky. Otázka technologickej náročnosti palivového cyklu a nutnosti zaradiť množstvo vedľajších systémov je v otázkach ekonomickej výhodnosti hodnotený iba priemerne. So začiatkom výstavby týchto reaktorov sa počíta až po roku 2025 [5]

Reaktorové parametre	Referenčná hodnota
Predpokladaný výkon	1000 MWe
Vstupná/výstupná teplota chladiva	565/700°C pri tlaku cca 0,5 MPa
Merný objemový výkon	22 MWt/m ³
Moderátor	Grafit
Čistá účinnosť	44 až 50%

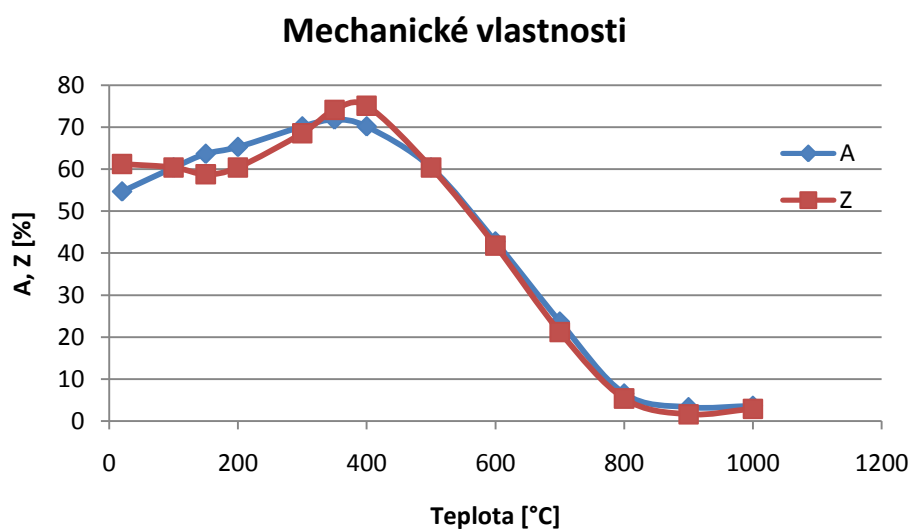
Tab. 1 Referenčné parametre systému (MSR)

3 Mechanické vlastnosti zliatiny MONICR (vývoj společnosti Škoda JS)

Vhodnou aplikáciou niklových zliatin pre výrobu komponentov jadrových reaktorov a navrhovaného výmenníka tepla je niklová zliatina MONICR, ktorá bola vyvinutá spoločnosťou Škoda JS a.s.



Obr. 3 Tepelná závislosť medze pevnosti a medze sklzu na teplote



Obr. 4 Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách

3.1 Teplotná závislosť hustoty zliatiny MONICR

Pre výpočet izotopického správania sa zliatiny použijeme nasledujúci vzťah.

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

kde $\rho(T)$ je hustota pri teplote T , m je hmotnosť, V_0 je objem zliatiny o hmotnosti m pri 20°C , β je objemová teplotná rozťažnosť a α je lineárna teplotná rozťažnosť zliatiny.

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

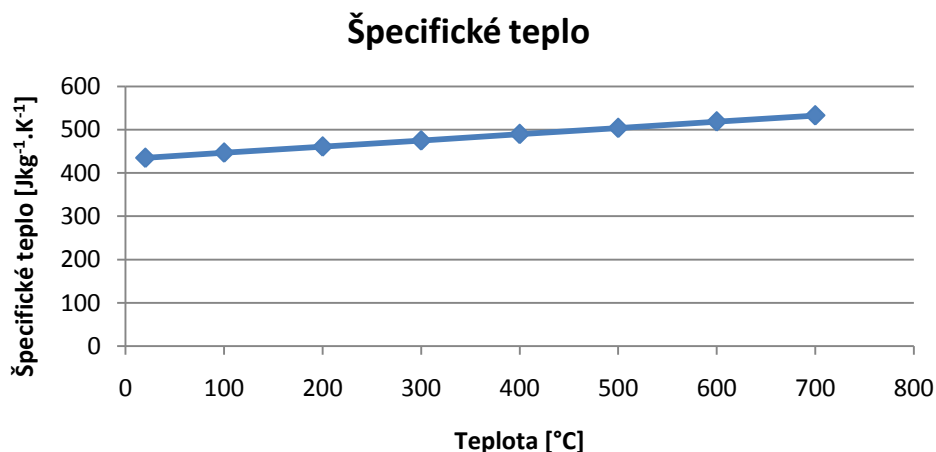
Tab. 2 Teplotná závislosť hustoty zliatiny MONICR

3.2 Špecifické teplo zliatiny MONICR

Špecifické teplo zliatiny bolo vypočítané z Neumann – Koppovho vzťahu: $c = \sum g_i \cdot c_i$, kde g_i je hmotnostné percento prvku a c_i je špecifické teplo pre danú teplotu.

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

Tab. 3 Špecifické teplo zliatiny MONICR



Obr. 5 Závislosť špecifického tepla MONICR na teplote

3.3 Tepelná vodivosť zliatiny MONICR

Tepelná vodivosť zliatiny MONICR bola vypočítaná z merania tepelnej difúzie z nasledujúceho vzťahu:

$$\lambda = a \cdot c \cdot \rho,$$

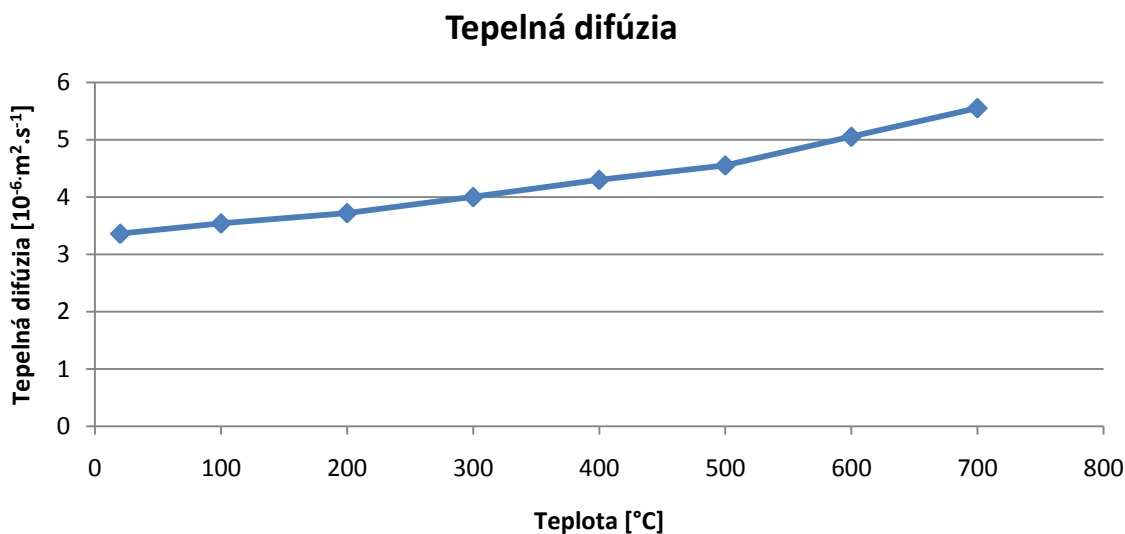
kde a je tepelná difúzia, c je špecifické teplo a ρ je hustota zliatiny MONICR pri danej teplote. Tepelná difúzia bola meraná pomocou “flash“ metódy. Vzorka o priemere ($\varnothing 16 \times 2,4 \text{ mm}$) bola ohrievaná krátkymi energetickými pulzmi z čelnej strany a časová závislosť nárastu teploty bola meraná na protiľahlej strane. Tepelná difúzia odpovedá vzťahu:

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

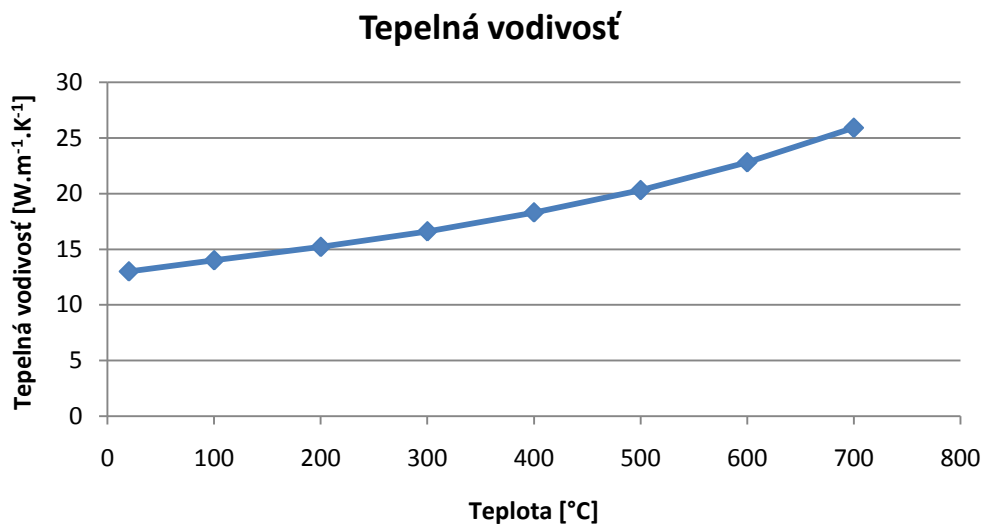
kde l je hrúbka vzorky a $t_{1/2}$ je polovičná doba pre nárast teploty na druhej strane vzorky. Meranie bolo prevedené v argónovej ochrannej atmosfére v teplotnom rozsahu od 20°C do 700°C.

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

Tab. 4 Tepelná vodivosť zliatiny MONICR



Obr. 6 Závislosť tepelnej difúzie na teplote



Obr. 7 Závislosť tepelnej vodivosti na teplote

Podmienky reprodukovateľnosti korózných testov:

Významnou etapou vývoja materiálu MONICR –Škoda JS v projekte „Tranzmutácia“ je overenie koróznej odolnosti v podmienkach tavenín zmesi fluoridových solí a stanovenie charakteristických hodnôt. Skúšky, prevedené na podobných zliatinách dávajú informácie len o veľmi malých hmotnostných úbytkoch, výrazne ovplyvňovaných materiálovým stavom a podmienkami daného prostredia.

Pre zliatinu MONICR bola overovaná účinnosť leštiacich kúpeľov HX1 a HX2 na vzorkách s rôznymi stavmi kvality povrchu.

Pre skúšky boli použité vzorky v tvare pozdĺžnych segmentov odrezaných od rúrky v stave po tvárnení. Vnútorňý povrch bol pokrytý silnou, čiernou oxidickou vrstvou, ktorá pokrývala rovnomerne celý vnútorňý povrch. Vonkajší povrch tvorili dva úseky:

1. Úsek s pôvodným povrchom po výrobe rúrky, to jest povrch s veľkým výskytom nataveného silikátu na silnej oxidickej vrstve.
2. Úsek- povrch po obrobení sústružením z vonkajšej strany na cca $\frac{1}{2}$ hrúbky steny pôvodnej trubky. Konečný stav predstavuje jemný reliéf po obrábaní.
- 3.

3.3.1 Korózna odolnosť niklových zliatin v prostredí fluoridových solí

Základ cirkulujúceho média v reaktore pri technológii ADTT sa predstavujú prípravky roztavených fluoridu obsahujúce LiF, BeF₂, UF₄, ZrF₄, PuF₃ a ThF₄ s rôznymi koncentraciami. V týchto zmesiach roztavených fluoridov sa uskutočňuje jednak štiepna reakcia a zároveň slúži ako teplovýmenné médium. Teplota roztavených solí je obvykle v rozmedzí 500 - 750 °C. V chladiacom okruhu sa používajú zmesi roztavených solí NaBF₄ a NaF [12]. Tieto fluoridové soli nereagujú so vzduchom a vodou, lebo tlak pár je nízky, čo umožňuje systém ADTT prevádzkovať beztlakovo. Používané fluoridové soli sú vysoko agresívne za vyšších teplôt (nad používanú operačnú teplotu 750 °C), hlavne nad 850 °C, kedy dochádza k výraznej produkcii vodíka.

Z hľadiska korózie musia byť použité materiály, ktoré sú korózii odolné v dlhodobej prevádzke v desiatkach tisíc hodín a rýchlosť rovnomernej korózie by mala byť cca 2,5 mikrometrov/rok pri cca 650 °C. Používané ocele alebo zliatiny by mali byť odolné proti pittingu a koróznemu praskaniu. Tieto lokálne formy korózie môžu vyvolať fluorovodík, ktorý vzniká v taveninách fluoridu za prítomnosti vlhkosti. [12]

Bola vykonaná rada laboratórnych a prevádzkových korózných skúšok s roztavenými fluoridovými soľami. Sledovali sa klasické austenitické nehrdzavejúce ocele typu AISI 304 (CrNi 18-10) a AISI 316 (CrMiMo 18-13-3) a ďalej oceľ typu Maraging, zliatina typu Hasteloy N (Ni70Mo16Cr7Fe), poprípade jeho modifikovaná forma s aditívom Ti a zliatin typu Hasteloy B (Ni70MO28). Laboratórne boli odskúšané materiály ako sklený grafit (glassycarbon) alebo pyrografit. Prevádzkové skúšky

preukázali, že z komplexného hľadiska (mechanické vlastnosti, koróznou odolnosť v roztavených fluoridoch, odolnosť proti radiácii) sú najvýhodnejšou zliatiny na báze Ni. Najbežnejšie používaná niklová zliatina je Hasteloy N (alebo jeho modifikovaná forma s Ti) a ako alternatíva je uvádzaný zliatina Hasteloy B. U typu zliatin Hasteloy B existuje viacero variant. [12]

Pre výber zliatin na báze Ni bol nájdený priamy vzťah medzi koróznou odolnosťou v roztavených fluoridoch, vhodnou technológiou ADTT a obsahom Cr a Fe v zliatinách. Vykonané meranie preukázali, že z prvkov obsiahnutých v oceliach a zliatinách je z hľadiska korózie v roztavených fluoridoch najviac napádaný Cr a podobne aj Fe, v porovnaní s Ni a Mo. Nehrdzavejúce ocele alebo zliatiny obsahujúce viac chrómu ako Hasteloy N (tj , nad 7 % Cr) sú viac náchylné ku korózii v taveninách fluoridov. Obecne platí, že niklové zliatiny na použitie v roztavených zmesi fluoridov Na, K, Li, Be, U a Zr by mali obsahovať Mo v rozmedzí 15 - 18 % a Cr v rozmedzí 6 - 8 %, čím sa zaistí vysoká koróznou odolnosť, vyhovujúce creepové vlastnosti a odolnosť proti oxidácii za vysokých teplôt na vzduchu [8]

4 Materiálové vlastnosti fluoridových solí

V případech, kedy sa plánuje využiť soli ako rozpúšťadlo pre palivo ide výhradne o fluoridy. Ak však predpokladáme reaktor, ktorý bude používať roztavené soli ako chladiivo v reaktore s pevným palivom, je možno použiť na miesto fluoridov aj chloridy a dusičnany. Vo všetkých prípadoch ide o zmes rôznych solí. Pri využívaní fluoridov môžu byť zložkami týchto zmesí: fluorid lítny (LiF), fluorid berylnatý (BeF₂), fluorid sodný (NaF), fluorid draselný (KF) alebo fluorid rubidný (RbF). V prípade ich použitia v zmesi s rozpúšťaným palivom je zložkou aj vhodný fluorid tória, uránu alebo transuránu. Pri využití chloridov sa môže jednať o chlorid lítny (LiCl), chlorid sodný (NaCl), chlorid draselný (KCl) alebo aj chlorid horečnatý (MgCl₂).

Budúcnosť jadrovej energetiky je postavená s vývojom pokročilých reaktoroch

4. generácie, ktorých vysoké teplotné parametre a snaha o uzavretie palivového cyklu kladú značné nároky na chladivá použité nielen k odvodu tepla z aktívnej zóny reaktora. Pre tieto reaktory sa vedľa chladiv ako je sodík, olovo, hélium alebo voda v nadkritickéj fázy, uvažuje tiež použitie roztavených solí, ktoré majú pre tieto aplikácie nesporné prednosti:

- Vysoká merná objemová tepelná kapacita. Objemová tepelná kapacita je všeobecne meradlom kvality chladiiva, respektíve teplotného média, pretože jej vysoká hodnota umožňuje dosahovať vysokých prenášaných tepelných výkonov pri relatívne nízkych objemových prietokoch alebo teplotných spádoch.
- Vysoká teplota varu. Predpokladané využitie tepla z reaktorov 4. generácie bude jednak pre produkciu elektrickej energie a jednak pre produkciu vodíka. Súčasne sa požaduje vysoká účinnosť týchto procesov, ktorá sa dosiahne len pri vysokej teplote tepla dodávaného z reaktora. Uvažuje sa o teplotách okolo 1000 °C, kedy ešte stále zostáva vysoká rezerva do varu.
- Nízky tlak v systéme pri vysokých teplotách. To umožňuje použitie chladiva pri teplotách okolo 1000 °C za atmosférického tlaku, čo výrazne uľahčuje konštrukciu systému odvodu tepla z AZ.

Hlavnou výhodou využitia soli ako chladiaceho média je ich vysoká objemová tepelná kapacita, ktorá vyjadruje to, koľko tepla pohltí jednotkový objem danej hmoty pri zvýšení jej teploty o jeden stupeň Celzia. U soli môže byť táto hodnota vyššia ako je to u vody. Napríklad pre zmes LiF-BeF₂-ThF₄ je to 4540 kJm⁻³K⁻¹, u vody

v superkritické fáze –(pri vysokej hodnote tlaku a teploty), ktorá je predpokladaná pre používanie v jednom z typov reaktorov 4. generácie je iba $4070 \text{ kJm}^{-3}\text{K}^{-1}$. Sodík, ktorý sa používa u rýchlych reaktorov, má hodnotu objemovej tepelnej kapacity iba $1120 \text{ kJm}^{-3}\text{K}^{-1}$. Pre plyny aj za vysokých tlakov sú hodnoty tejto fyzikálnej veličiny iba rádovo v desiatkach $\text{kJm}^{-3}\text{K}^{-1}$. Soli teda umožňujú odvádzať teplo z aktívnej zóny reaktora veľmi efektívne. Ďalšou ich dôležitou vlastnosťou je ich vysoká teplota varu.

U predošlej zmesi $\text{LiF-BeF}_2\text{-ThF}_4$ presahuje táto teplota $1430 \text{ }^\circ\text{C}$. Teplota tavenia u sodíka je iba $883 \text{ }^\circ\text{C}$. To umožňuje prácu reaktora v režime až okolo $1000 \text{ }^\circ\text{C}$, ktorá je veľmi výhodná pre efektívnu produkciu vodíka a ďalšie využitie produkovaného tepla v priemyslových aplikáciách.



Obr.8 Testovacia linka pre výskum fluoridových soli FERDA v Ústave jadrového výskumu a.s

Ďalšou veľkou prednosťou je fakt, že kvapalné soli môžu byť aj pri vysokej teplote rovnako ako sodík pri normálnom tlaku. Teplota tavenia závisí na konkrétnom zložení soli medzi $300 \text{ }^\circ\text{C}$ až $500 \text{ }^\circ\text{C}$. Tieto teplotné rozmedzia spĺňajú dvojzložkové soli. Jednozložkové soli majú teploty tavenia omnoho vyššie. Pridaním druhej zložky je možné hodnotu teploty tavenia znížiť až o $500 \text{ }^\circ\text{C}$. Pridaním vhodnej tretej zložky je možné ďalšie znižovanie, ale už len približne o $50 \text{ }^\circ\text{C}$. Pokiaľ sa používajú teda trojzložkové soli, je to predovšetkým z iných dôvodov. Nízka teplota tuhnutia je potrebná k bezpečnému udržaniu soli v roztavenom stave.

U navrhovaných soli sa tiež vyžadujú vhodné neutronické vlastnosti. Jedná sa predovšetkým o to, aby atómové jadrá, ktoré ich tvoria mali nízke pravdepodobnosti pre záchyt tepelných neutrónov. Pokiaľ by tak tomu nebolo, vyžierali by soli neutróny, ktoré potrebujeme pre štiepenie uránu, plutónia či ďalších transuránov. Je to dôležité obzvlášť u lítia, ktorý sa v prírode vyskytuje v prírode v dvoch stabilných izotopoch. Lítium 6, ktorého je v prírodnom lítiu 7,5 % má pravdepodobnosť záchytu tepelného neutrónu tisíckrát väčšiu ako Lítium 7, alebo iné prvky, ktoré sa zmieňovaných soliach používajú. Preto sa v soliach, ktoré obsahujú lítium musí používať vysoko obohatený lítium, ktoré má viac ako 99,9 % izotopu lítia 7. Významnú úlohu tiež zohráva radiačná stabilita. Táto radiačná stabilita zaručuje to, že rádioaktívne žiarenie spôsobuje čo najmenší počet reakcií, ktoré by menili zloženie soli a vytváralo by rádioaktívne prvky. Nutnosťou je tiež poznať chemické reakcie, ktoré prebiehajú medzi soľami ohriatými na vysoké teploty a rôznymi materiálmi, ktoré je možno použiť pri výstavbe systémov, v ktorých soli cirkulujú. Neodmysliteľnú súčasť takéhoto výskumu v tejto oblasti predstavuje hľadanie rôznych materiálov, ktoré odolávajú fluoridovým soliam.

4.1 Termofyzikálne vlastnosti soli LiF-NaF-BeF₂(15-58-27% mol)

Výber zmesi solí pre primárnu časť výmenníka bol stanovený pre hodnotu teploty tavenia < 500 °C. Minimálna prevádzková teplota sa predpokladá na $T_{\min} = T_{\text{tav.}} + 100$ °C a vychádza zo skúseností projektov rýchlych sodíkových reaktorov a tiež z priebehov rozpustnosti PuF₃. V projekte reaktora MSBR, ktorý pracuje v Tóriovom cykle bola pre rozdiel minimálnej prevádzkovej teploty a teploty tavenie použitá hodnota 66 °C. To môže pozitívne ovplyvniť návrh výmenníka, ale z toho vyplýva aj fakt, že zníženie minimálnej prevádzkovej teploty zníži aj rozpustnosť tri - fluoridov. Maximálna teplota dlhodobej prevádzky sa predpokladá na hodnotu $T_{\max} < 710$ ° C. Táto teplota bola stanovená na základe vlastností materiálu typu Hastelloy N.

Pre použitie fluoridových solí je dôležitá ich čistota. Nedodržanie tohto kritéria sa odrazí zvýšenou koróziou konštrukčných materiálov. Požiadavky na čistotu platia samozrejme aj pre inertný plyn. Pri použití hélia by obsah nečistôt (O, N, C, CO₂, vodnej pary) mal byť menší ako 0,01%.mol, čo vyplýva zo skúseností z prevádzky reaktorov chladených He.

Je důležité zaoberať sa bilanciou aktinoidov a štiepných produktov v soliach aj ich čistením počas prevádzky, kvôli problémom s rozpustnosťou tri - fluoridov.

Výhodou použitia zmesí fluoridových solí typu Li, Be, Na/F je možnosť použiť na riadenie redox potenciálu preverený systém pomocou tyče z kovového berýlia.

Vhodné zloženia zmesi fluoridových solí pre trasmutor aktinoidov vyplýva z nasledujúcej tabuľky.5.

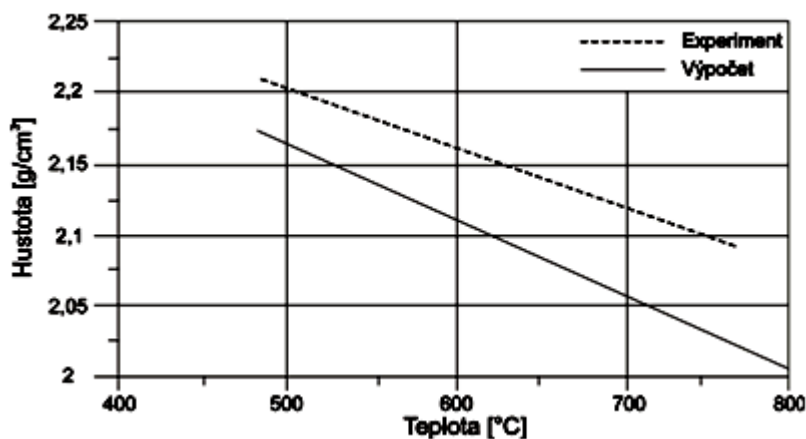
Označenie zmesi	LiF+NaF+BeF ₂	T _{tav} [°C]	Rozpustnosť XF ₃ [mol.%]			
			T=550°C	T=600°C	T=650°C	T=700°C
A	15 + 58 + 27	479 - 480	1,2	2,0	2,9	4,1
B	17 + 58 + 25	494 - 496	1,9	3,0	4,5	6,1
C	18 + 58 + 24	515	2,3	3,95	6,0	9,0

Tab.5 Vhodné zloženia fluoridových solí

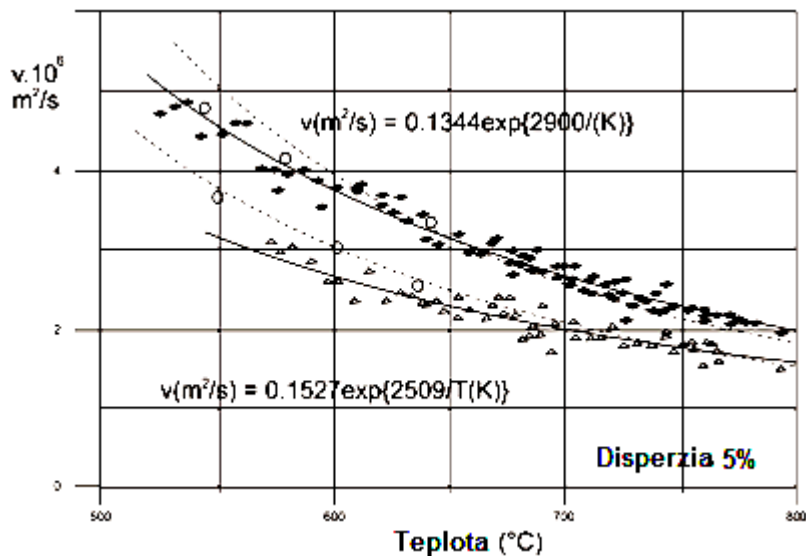
V mojom prípade primárnej soli sa do zmesi A pridáva 0,6% ²³⁵UF₄. Výsledné percentuálne rozloženie zmesi bude teda: LiF=14,9%, NaF=57,7%, BeF₂=26,8%, UF₄=0,6.

Hodnota M-(g/mol) predstavuje molárnu hmotnosť zmesi, ktorá je daná súčtom molárnej hmotnosti zložiek vážených molárnymi podielom v zmesi ($\sum_i X_i \cdot M_i$). Pre konkrétnu soľ LiF-NaF-BeF₂ má M hodnotu M=41,99 g.mol⁻¹.

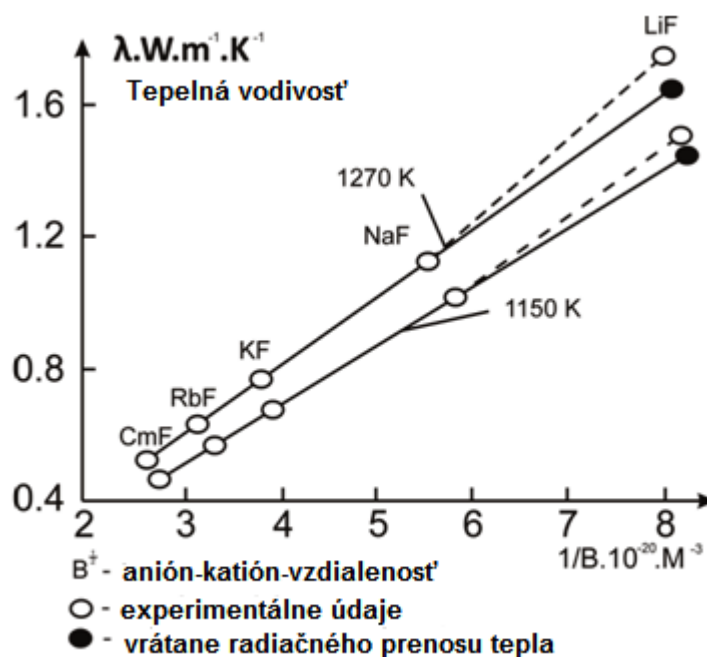
Prehľad vlastností solí Li, Be, Na sú v nasledujúcich grafoch podľa experimentálnych výsledkov [9]



Obr. 9 Závislosť hustoty na teplote zmesi typu A



Obr. 10 Závislosť kinematickej viskozity na teplote soli Na, Li, Be/F

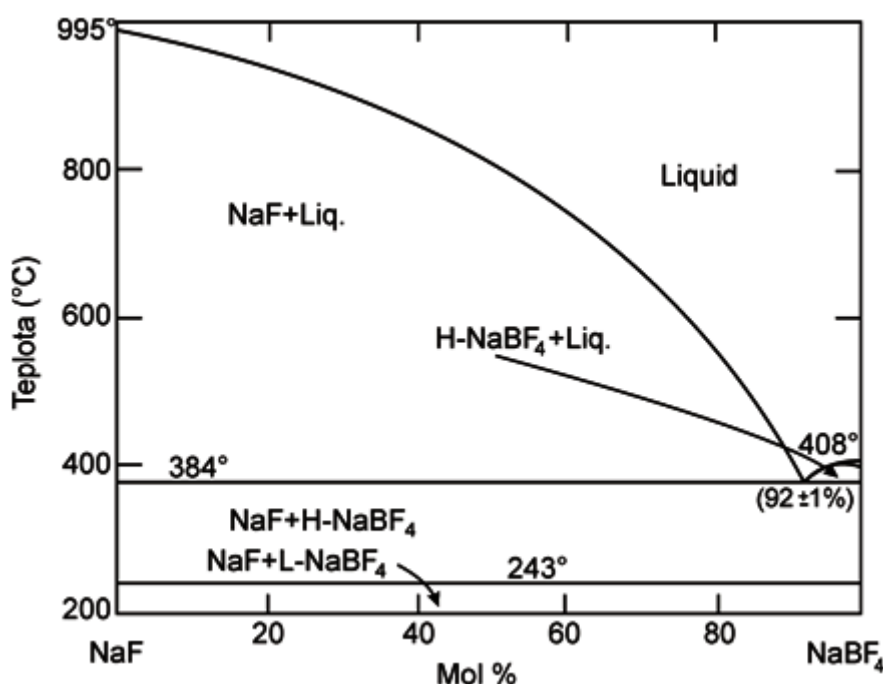


Obr. 11 Tepelná vodivosť pre rôzne fluoridy

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

Túto zmes solí NaF-NaBF₄(8-92% mol) nie je možné používať v primárnom okruhu, môže byť však veľmi užitočná vo funkcii vysokotepotného teplotného média v ostatných okruhoch. Jedným, zo základných významných atribútov tejto soli je vysoký tlak sýtej pary, ktorý zabráni väčšiemu rozširovaniu pri realizácii budúcich projektov.

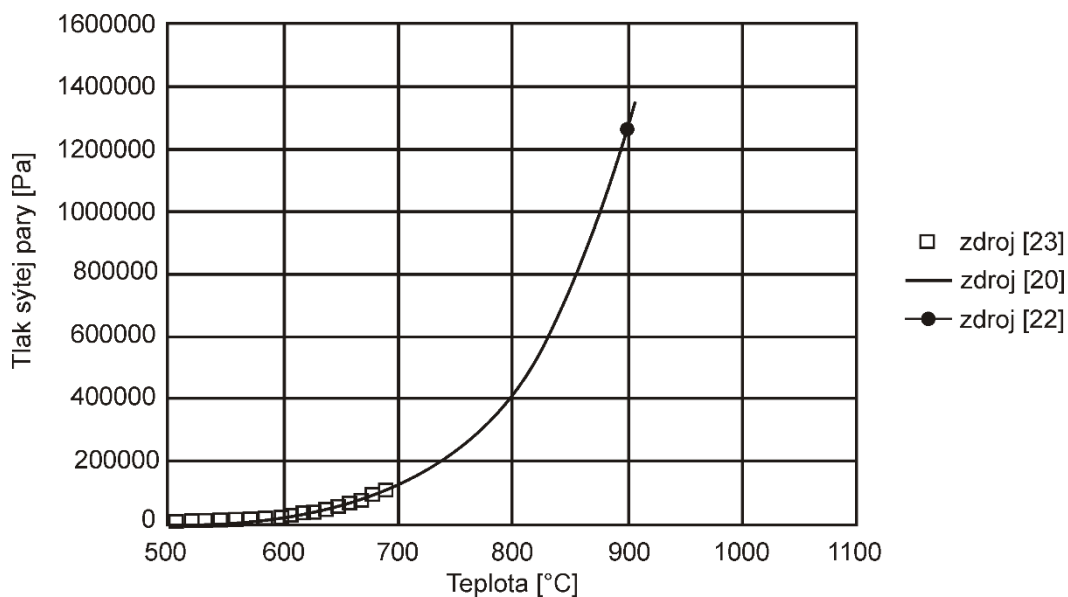
Teplota tavenia: Obrázok č. (12) predstavuje rovnovážny binárny fázový diagram pre soľ NaF-NaBF₄. Ako môžeme vidieť na obrázku, táto má jeden eutektický bod pri koncentrácii 8% NaF (mol) a pri teplote 384 °C. Táto teplota je o 70°C nižšia ako v prípade soli 0,67LiF-0,33BeF₂, z čoho vyplýva možnosť použitia tejto soli v sekundárnom okruhu.



Obr. 12 Rovnovážny binárny fázový diagram zmesi NaF-NaBF₄

Tlak sýtej pary: Ako už vieme, špecifikom soli 8NaF-92NaBF₄ je vysoký tlak sýtej pary. V literatúre (19) je teplota sýtosti tiež teplotou dekompozície NaBF₄→NaF+BF₃, pričom však BF₃ je silno prchavý plyn. Touto vlastnosťou disponujú všetky soli, ktoré obsahujú zložky BF₃ alebo UF₆. (25). Na obrázku č. (13) je znázornená závislosť tlaku sýtej pary na teplote podľa vzťahu uvedeného v [20]

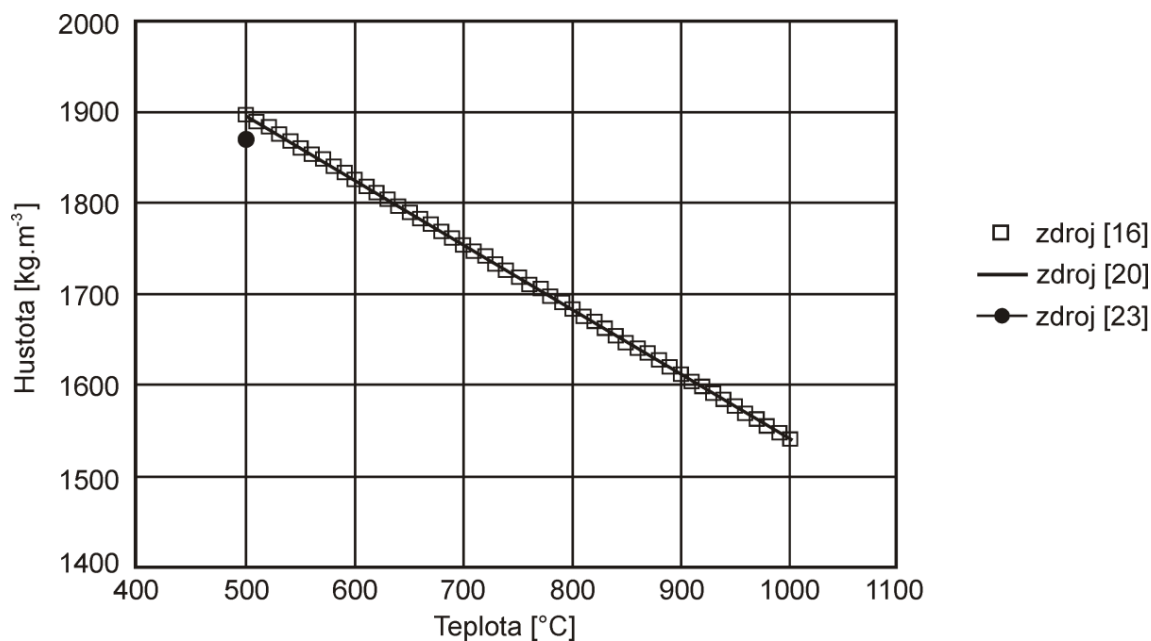
$$p_{\text{sy}} = 123,32 \cdot 10^{9,024 - \frac{5920}{T(K)}} [10^{-2} \text{ Pa}]$$



Obr. 13 Závislosť tlaku sýtej pary na teplote pre fluoridovú soľ NaF-NaBF₄

Odborná literatúra [19] uvádza ako vhodnejšiu alternatívu pre sekundárny okruh soli, ktoré sú založené na fluoroboritanu draslíka KF₄, napríklad 25KF-75KBF₄, ktorá má podstatne nižšiu tlak nasýtených pár, konkrétne 13 300 Pa pri teplote 900 °C [22]. Ostatné tepelno-fyzikálne vlastnosti sú porovnateľné s NaF-NaBF₄.

Hustota:



Obr. 14 Závislosť hustoty na teplote pre soľ NaF-NaBF₄

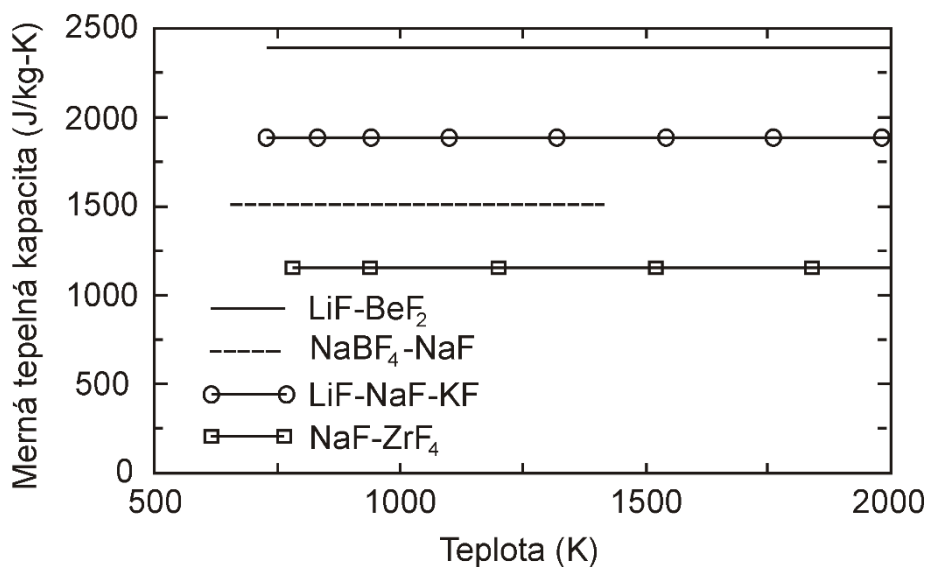
Tieto priebehy sú získané zo vzťahov uvedených v príslušných prameňoch:

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

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

Odborná literatura[23] uvádí hodnotu $1870 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ při teplotě 500°C , vid' obrázok č.(14.)

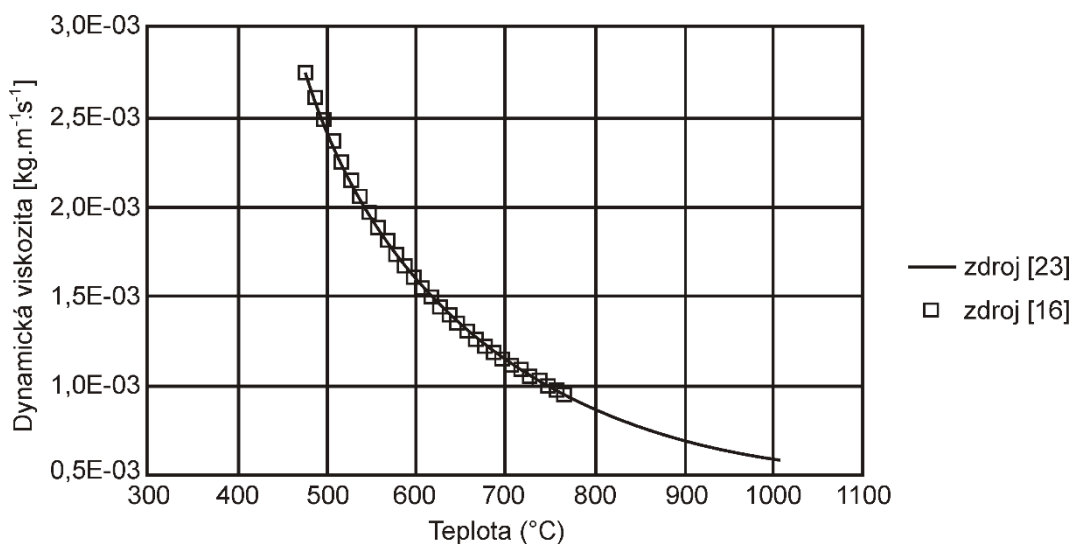
Merná tepelná kapacita: Prevažná väčšina autorov predpokladá minimálnu zmenu mernej tepelnej kapacity s teplotou, preto sa uvádzajú len konštanty, vid' obrázok č.15.



Obr. 15 Merná tepelná kapacita niektorých solí

Zdroj [23] uvádza $c_p = 1510 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ pre teploty 400 až 600°C , zdroj [22] uvádza hodnotu $c_p = 1506 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ pri 700°C .

Dynamická viskozita:

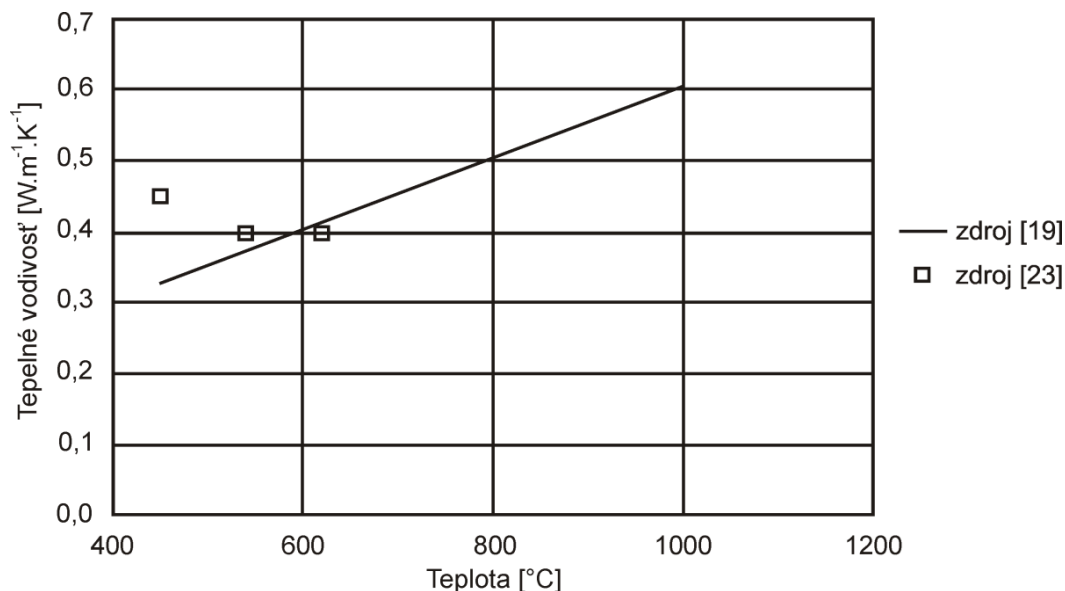


Obr. 16 Závislosť dynamickej viskozity na teplote pre soľ NaF-NaBF₄

Priebehy boli vykreslené z hodnôt uvedených v [23] a zo vzťahu [16]:

$$\mu = 0,0877 \cdot e^{\frac{2240}{T(K)}} [\text{mPa}\cdot\text{s}]$$

Tepelná vodivosť:



Obr. 17 Závislosť súčiniteľa tepelnej vodivosti na teplote pre soľ NaF-NaBF₄

Táto závislosť plynie zo vzťahu uvedeného v [19]:

$$\lambda = 0,0005 \cdot T(K) + \frac{32}{M} - 0,34 \quad [\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}]$$

Hodnota M je molárna hmotnosť zmesi, ktorá je daná súčtom molárnej hmotnosti zložiek vážených molárnym podielom v zmesi ($\sum_i X_i \cdot M_i$). Pre soľ NaF-NaBF₄ je $M=104,4 \text{ g}\cdot\text{mol}^{-1}$.

Na obrázku č.17 sú vykreslené hodnoty z prameňa [23].

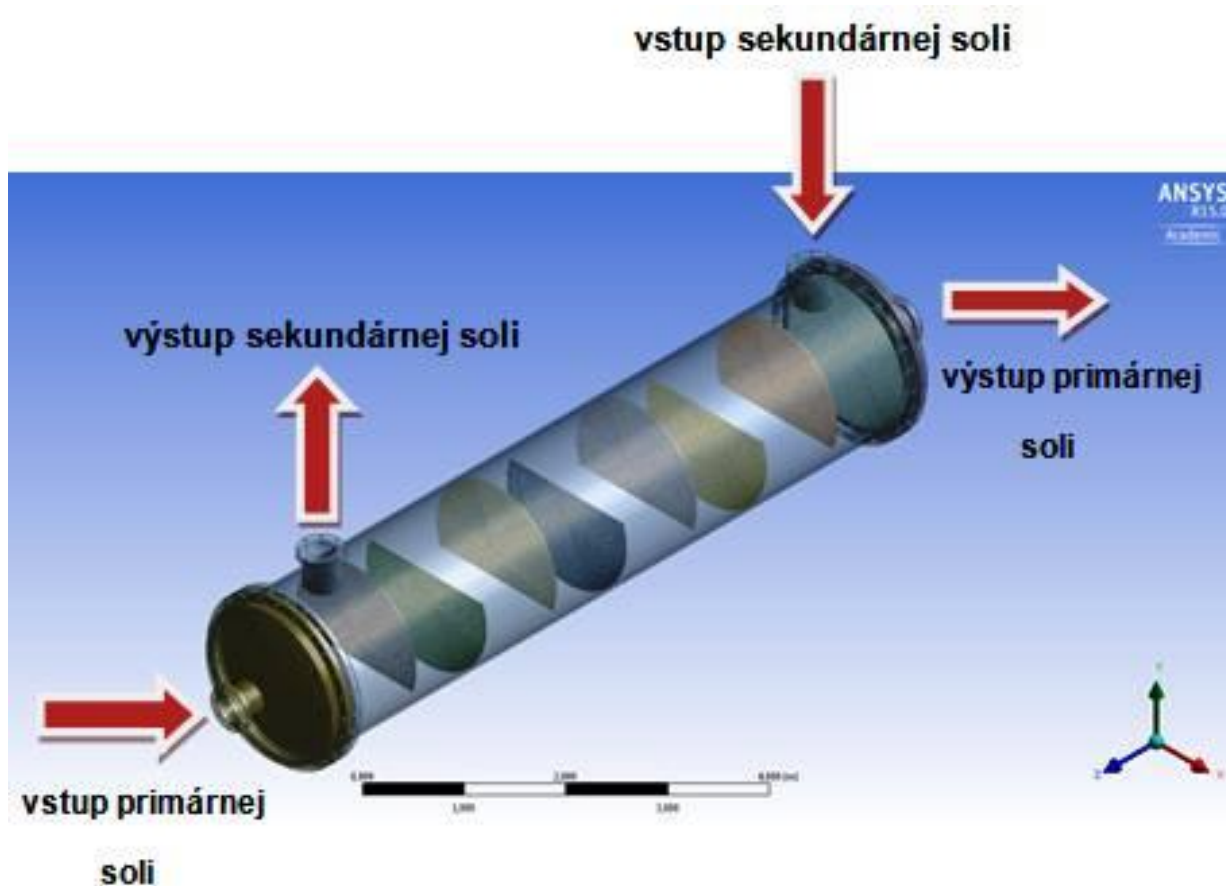
4.2.1 Termofyzikálne vlastnosti použité pre výpočet

	LiF-NaF-BeF ₂	NaF-NaBF ₄
Výpočtová teplota [°C]	669,1	575,6
Teplota tavenia [°C]	457	384
Hustota [kg·m ⁻³]	2086,2	1842,8
Merná tepelná kapacita [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	2155,7	1510
Kinematická viskozita [m ² ·s ⁻¹]	$2,75 \cdot 10^{-6}$	$6,66 \cdot 10^{-7}$
Súčiniteľ tep. vodivosti [W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]	0,886	0,390

Tab. 6 Hodnoty vlastností solí použitých pre výpočet

5 Navrhovaný výpočet výměníka tepla

V tejto kapitole bude realizovaný samotný výpočet tepelného výměníka a všetky potrebné vzťahy pre výpočet súčiniteľov tepla v rúrkovom priestore (RP) s klasickými segmentovými priečkami. Výpočtové rovnice, ktoré sú uvádzané, sú vybrané zo zdroja [8].

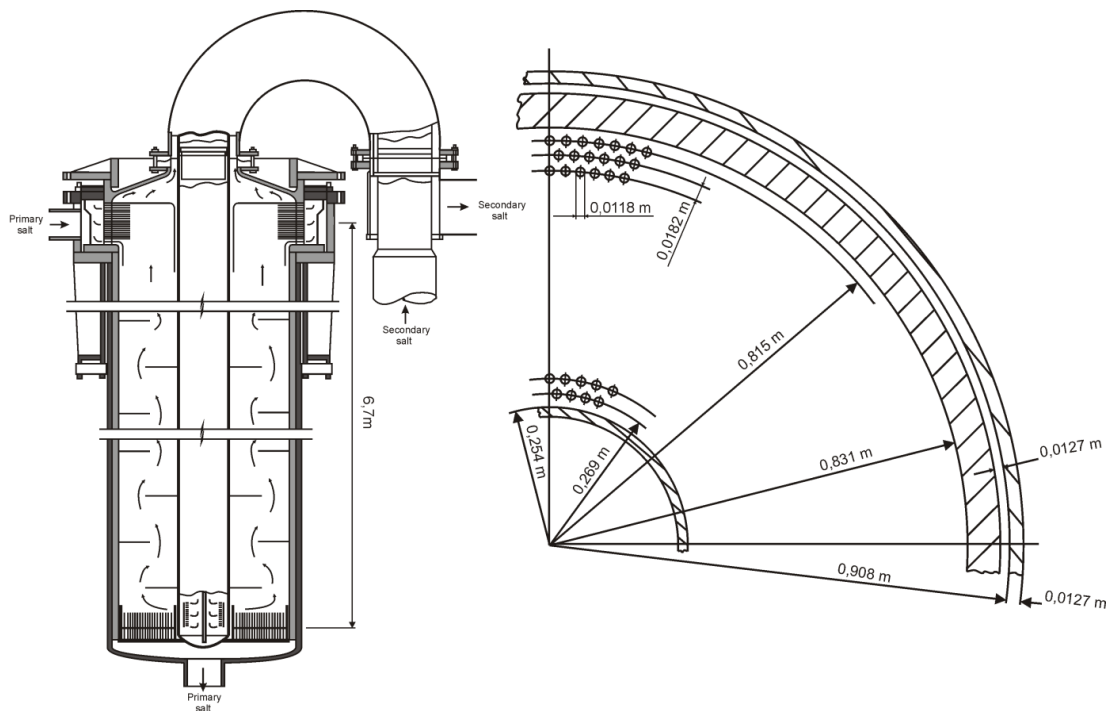


Obr. 18 Navrhovaný výměník tepla

Predpoklad jednofázovej výmeny tepla u prevažnej väčšiny zariadení na výmenu tepla, s ktorými sa môžeme v praxi stretnúť, vychádza každý prúd pracovnej látky zo zariadenia v rovnakom skupenstve, v akom do zariadenia vstupoval (plyn vystupuje ako plyn, kvapalina ako kvapalina). Výsledkom je fakt, že teplo sa prenesie z teplejšej pracovnej látky do chladnejšej pracovnej látky, pričom teplota prvej klesne a druhej

stúpane. Často je teplotná zmena úmerná prenesenému teplu. Tento prípad je analyzovaný najčastejšie. [8]

Návrh výmenníka tepla, ktorý som realizoval je výmenník s klasickými segmentovými priečkami a vychádzal som z obdobnej koncepcie výmenníka tepla, ktorý je vyvíjaný pre MSBR reaktory (MoltenSaltBreederReactor) v USA. [24] Konštrukčný materiál výmenníka tepla je MONICR, vyvinutý spoločnosťou Škoda J S.



Obr. 19 Typ výmenníka tepla vyvíjaný v USA

5.1 Základné rovnice výmeny tepla

5.1.1 Rovnica výkonových (teplotných) bilancií

Pri ustálenom stave sa musí v dôsledku splnenia zákona o zachovaní energie tepelný príkon privádzaný teplejšou pracovnou látkou do výmenníka (\dot{Q}_1) rovnať tepelnému výkonu prenesenému do chladnejšej pracovnej látky (\dot{Q}_2), vrátane strát do okolia (\dot{Q}_z) podľa vzťahu:

$$\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2 + \dot{Q}_z \quad [\text{W}] \quad (1.1)$$

Vzhľadom k tomu, že straty Q_z u bežných veľkostí zaizolovaných prevádzkových aparátov neprekračujú 5% (a to aj u vonkajších zariadení) a že sa navyše pri návrhovaní výpočte výmenníkov uvažuje aj zanášanie, je možné straty Q_z zanedbať a potom platí:

$$\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2 = \dot{Q} [\text{W}] \quad (1.2)$$

Kde \dot{Q} je výkon výmeny tepla -(tepelný výkon).

Pre jednotlivé prúdy (prúdy v RPaMP) za predpokladu, že teplejšie prúdy v RP, potom bude platiť vzťah:

$$\dot{Q} = \dot{m}_1 \cdot \bar{c}_{p1} (T_{11} - T_{12}) = \dot{m}_2 \cdot \bar{c}_{p2} (T_{22} - T_{21}) \quad [\text{W}] \quad (1.3)$$

Kde \bar{c}_{p1} a \bar{c}_{p2} sú stredné veľkosti mernej tepelnej kapacity pre interval T_{11} až T_{12} , respektíve T_{21} až T_{22} .

5.1.2 Rovnica výmeny tepla

Pre celkový prenos tepelného výkonu výmenníka (výkonu výmeny tepla) platí rovnica výmeny tepla v nasledujúcom tvare:

$$\dot{Q} = A \cdot k \cdot \overline{\Delta T} \quad [\text{W}] \quad (1.5)$$

Kde A je plocha výmeny tepla, k je súčiniteľ prestupu tepla a $\overline{\Delta T}$ stredný teplotný rozdiel.

Rovnicu (1.5) je možné rozpísať (za predpokladu, že teplejšia pracovná látka je v RP a nie je uvažované zanášanie rúrok) nasledujúcim spôsobom:

$$Q = A_1 \cdot \alpha_1 \cdot (\overline{T}_1 - \overline{T}_{1s}) [\text{W}] \quad (1.5.1)$$

$$Q = A_s \cdot \alpha_1 \cdot (\overline{T}_{1s} - \overline{T}_{2s}) [\text{W}] \quad (1.5.2)$$

$$Q = A_2 \cdot \alpha_2 \cdot (\overline{T}_{2s} - \overline{T}_2) [\text{W}] \quad (1.5.3)$$

Úpravou získame nasledujúci vzťah:

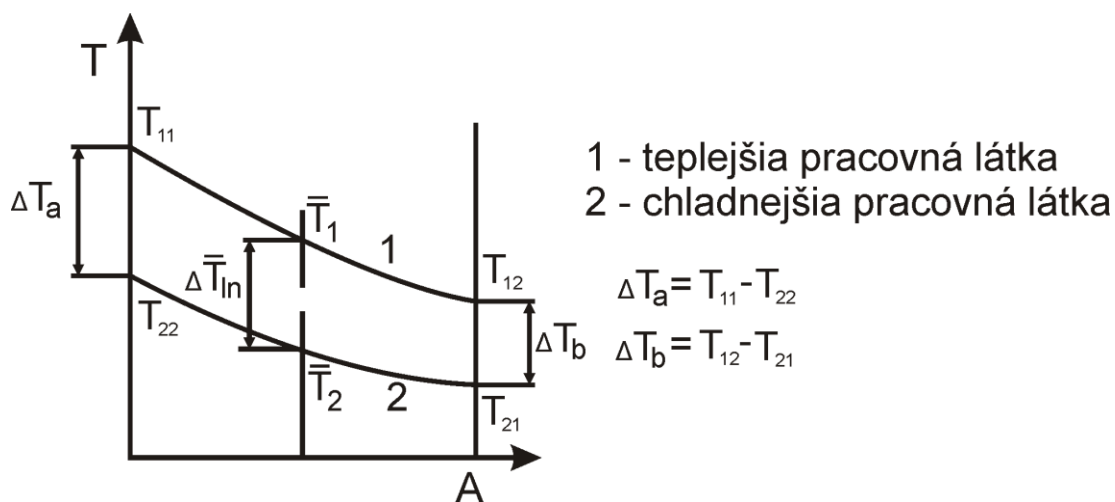
$$Q \cdot \left(\frac{1}{A_1 \cdot \alpha_1} + \frac{1}{A_s \cdot \frac{\lambda_t}{s_t}} + \frac{1}{A_2 \cdot \alpha_2} \right) = \bar{T}_1 - \bar{T}_2 \quad (1.5.4)$$

Po vzťahnutí výmeny tepla na plochu A_2 , bude platiť vzťah:

$$Q = A_2 \cdot \frac{1}{\frac{A_2}{A_1} \frac{1}{\alpha_1} + \frac{A_2}{A_s} \frac{s_t}{\lambda_t} + 1} \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_2) \quad (1.5.5)$$

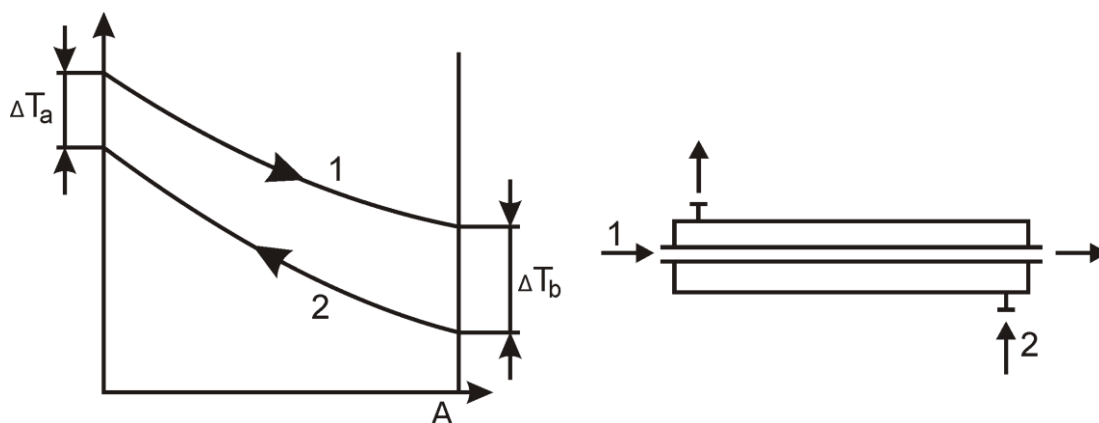
5.1.3 Stredný teplotný rozdiel

A) Teplotné profily pracovných látok pri ich prietoku výmenníkom: Pri prietoku pracovnej látky výmenníkom s jedným chodom v RP aj MP dochádza k plynulej zmene jej teploty pozdĺž plochy výmeny tepla, pričom krivka tohto priebehu je v skutočnosti krivkou logaritmickou. Na obrázku (19) sú znázornené krivky priebehov teplôt obidvoch pracovných látok vo výmenníku. Rozdiel medzi ich strednými hodnotami je definovaný ako stredný logaritmický teplotný rozdiel pracovných látok vo výmenníku tepla $\Delta \bar{T}_{ln}$.



Obr. 20 Priebehy teplôt vo výmenníku tepla

B) Stredný logaritmický teplotný rozdiel pri protiprúde: Teplotný profil pracovnej látky pri protiprúdom usporiadaní a jeho toku vo výmenníku je schematicky znázornený na obrázku (20). [8]



Obr. 21 Teplotný profil pracovnej látky pri protiprúdom usporiadaní

Pri protiprúdom usporiadaní, ako je znázornené na obrázku (20), môže ako ΔT_a tak ΔT_b odpovedať maximálnej hodnote. O tom, ktorý z oboch rozdielov teplôt to bude, rozhoduje veľkosť súčinu $\dot{m}_1 \cdot \bar{c}_{p1}$ a $\dot{m}_2 \cdot \bar{c}_{p2}$. Ak napríklad $\dot{m}_1 \cdot \bar{c}_{p1}$ väčšie ako $\dot{m}_2 \cdot \bar{c}_{p2}$ potom bude ΔT_a odpovedať ΔT_{min} a ΔT_b bude rovné ΔT_{max} a obrátene. Vstupná teplota chladnejšieho prúdu T_{22} môže dosiahnuť aj hodnoty vyššej ako je výstupná teplota chladnejšieho prúdu T_{12} . To znamená, že pri protiprúdom usporiadaní môže dôjsť za určitých podmienok k prekriženiu koncových teplôt. Ak sú známe teplotné rozdiely ΔT_{max} a ΔT_{min} dá sa vypočítať stredný logaritmický teplotný rozdiel zo vzťahu:

$$\overline{\Delta T}_{ln} = \frac{\Delta T_{max} - \Delta T_{min}}{\ln \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_{min}}} [^{\circ}\text{C}] \quad (1.6)$$

5.1.4 Súčiniteľ prestupu tepla

Súčiniteľ prestupu tepla charakterizuje prenos tepla z RP do MP, respektíve opačne, ako už bolo popísané v predošlej kapitole. Je to znázornené na obrázku (21).

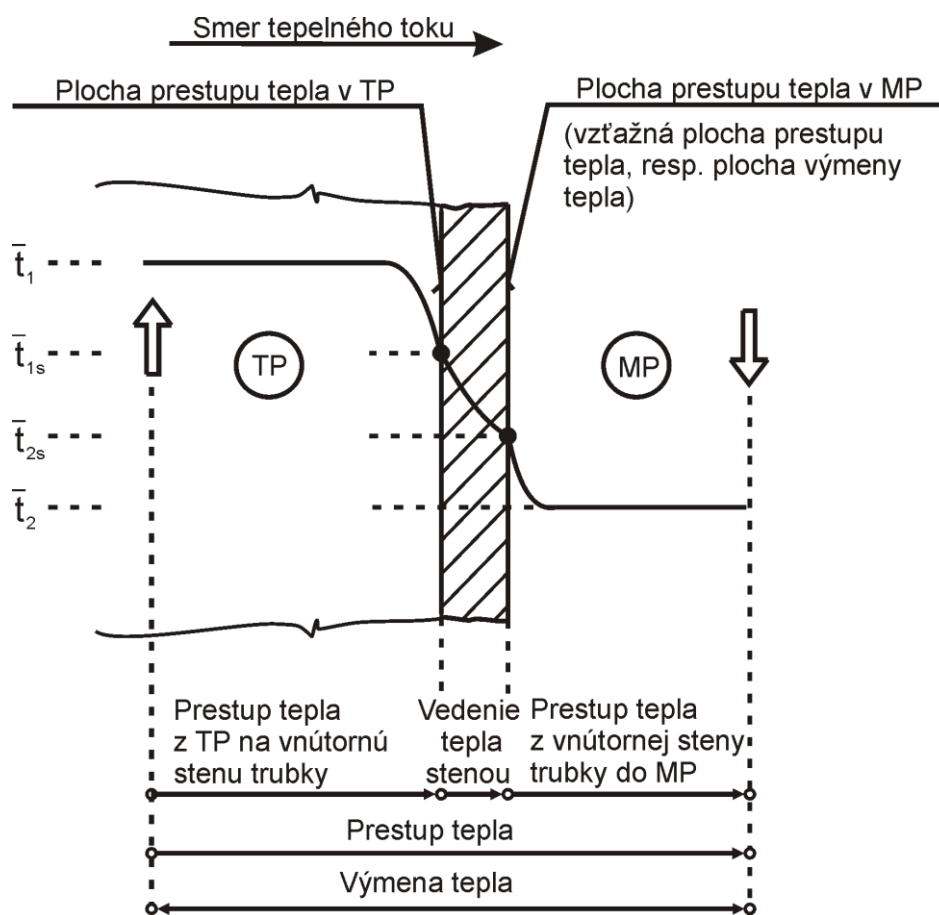
Súčiniteľ prestupu tepla má zo vzťahu Q nasledujúci tvar:

$$k = \frac{1}{\frac{A_2 \cdot 1}{A_1 \alpha_1} + \frac{A_2 \cdot S_t}{A_s \lambda_t} + \frac{1}{\alpha_2}} [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}] \quad (1.14)$$

Pri rúrkových výmenníkoch s hladkými rúrkami môžeme použiť nasledujúci vzťah pre výpočet celkového súčiniteľa prestupu tepla k , ktorý určíme zo vzťahu:

$$k = \frac{1}{\frac{d_2 \cdot 1}{d_1 \alpha_1} + \frac{d_2 \cdot \ln \frac{d_2}{d_1}}{2 \cdot \lambda_t} + \frac{1}{\alpha_2}} [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}] \quad (1.15)$$

V praxi je často nevyhnutné uvažovať aj zanášanie plôch výmeny tepla. Produkty korózie, kal a iné nežiaduce častice, ktoré pracovné médium v sebe obsahuje sa usadzujú a spôsobujú tak zanášanie. Podľa druhu a povahy usadených častíc môžeme zanášanie rozdeliť na mechanické, chemické a biologické. Dôsledkom zanášania, ktoré s časom narastá, je sústavné zvyšovanie odporu proti prenosu tepla z pracovnej látky na stenu prenosu tepla (alebo obrátene), čo sa v praxi prejavuje postupným znižovaním tepelného výkonu výmenníka. [8]



Obr. 22 Prestup tepla z RP do MP

5.2 Výpočet potrebných teplôt

Zadané hodnoty:

Výkon: $Q=570$ MW

Maximálna vstupná teplota RP: $T_{11}=720$ °C

Zvolené hodnoty:

Minimálna vstupná teplota MP: $T_{21}=484^{\circ}\text{C}$

Táto teplota je zvolená ako teplota tavenia sekundárnej soli + 100°C

Hmotnostný prietok soli v RP: $\dot{m}_1=2600 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$

Hmotnostný prietok soli v MP: $\dot{m}_2=2060 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$

Výstupnú teplotu prúdu v RP zo vzťahu (1.3):

$$T_{12} = T_{11} - \frac{Q}{m \cdot C_{p1}}$$

$$T_{12} = 720 - \frac{5,7 \cdot 10^8}{2600 \cdot 2155,701491}$$

$$T_{12} = 618,3^{\circ}\text{C}$$

Výstupnú teplotu prúdu v MP dostaneme zo vzťahu (1.3):

$$T_{12} = \frac{Q}{m \cdot C_{p2}} + T_{21}$$

$$T_{22} = \frac{5,7 \cdot 10^8}{2800 \cdot 1510} + 484$$

$$T_{22} = 667,2^{\circ}\text{C}$$

Rozdiel teplôt vstupných a výstupných prúdov na oboch stranách vstupov média do výmenníka: (obr.19)

$$\Delta T_a = T_{11} - T_{22}$$

$$\Delta T_a = 720 - 667,2$$

$$\Delta T_a = 52,8^{\circ}\text{C}$$

$$\Delta T_b = T_{12} - T_{21}$$

$$\Delta T_b = 618,3 - 484$$

$$\Delta T_b = 134,3^{\circ}\text{C}$$

Výpočet strednej teploty pre RP prúd:

$$\bar{T}_1 = \frac{T_{11} + T_{12}}{2}$$

$$\bar{T}_1 = \frac{720 + 618,3}{2}$$

$$\bar{T}_1 = 669,1 \text{ °C}$$

Výpočet střednej teploty pre MP prúd:

$$\bar{T}_2 = \frac{T_{22} + T_{21}}{2}$$

$$\bar{T}_2 = \frac{667,2 + 484}{2}$$

$$\bar{T}_2 = 575,6 \text{ °C}$$

Výpočet stredného logaritmického teplotného rozdielu prúdov vychádza zo vzťahu:

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

$$\Delta T_{ln} = \frac{134,3 - 52,7}{\ln \cdot \frac{134,3}{52,7}}$$

$$\Delta T_{ln} = 87,2 \text{ °C}$$

Pri výpočte výmenníka tepla musíme uvažovať aj typy prúdenia, ktoré nám môžu nastať počas prechodu média rúrkovým aj medzirúrkovým priestorom. Prúdenie vo výmenníkoch tepla je typickým príkladom tzv. vnútorného prúdenia, kedy je prúdiaca tekutina obklopená pevnými stenami. Opačným prípadom je vonkajšie obtekanie, kedy je pevný objekt obklopený tekutinou.

Ako už bolo uvedené, uskutočňuje sa prestup tepla medzi tekutým prostredím a tuhú stenou veľmi zložitým spôsobom-konvekciou v tekutine, vedením v termokinetickej medznej vrstve a radiáciou (ktorá sa u bežne používaných výmenníkov zanedbáva). Pre možnosť exaktného matematického riešenia rovníc, ktoré popisujú jednotlivé čiastočné deje sa jav popisuje pomocou teórie podobnosti-**kritériálna rovnica obecného tvaru:**

$$f(N_u, R_e, R_e, G_r, P_r, K_G) = 0 \quad (1.24)$$

Nusseltovo kritérium:

Súčiniteľ prestupu tepla sa pre prípad vynútenej konvekcie určuje zo vzťahu pre bezrozmerné Nusseltovo kritérium, ktorý má vo všeobecnom prípade nasledujúci tvar:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda} = f(Re, Pr, Gz)$$

Kde d je definované ako rozmer kanála (pri kruhovom priereze kanála je rovný priemeru tohto kanála).

Taktiež je nevyhnutné definovať nasledujúce bezrozmerné kritéria, ktoré sú funkciou Nusseltovho kritéria:

$$\text{Reynoldsovo kritérium} \quad Re = \frac{u \cdot d}{\nu} \quad [-]$$

$$\text{Prandtlovo kritérium} \quad Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\nu \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda} \quad [-]$$

Kde: ν je kinematická viskozita tekutiny $[m^2 \cdot s^{-1}]$

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \quad [m^2 \cdot s^{-1}]$$

K_G simplex: vyjadruje vplyv geometrie plochy výmeny tepla. Ako dobrý príklad je možné uviesť potrubie, respektíve rúrkový výmenník s rôznymi pomermi dĺžok L ku priemerom d . Potom musí byť do kritériálnych rovníc zavedený pomer L/d .

Reynoldsovo kritérium: vyjadruje nám pomer zotrvačných a trecích síl v prúdiacej tekutine. Pri vnútornom prúdení v danom kanáli s rozmerom d a danej tekutine o viskozite ν závisí hodnota Re iba na rýchlosti prúdenia u a to priamo úmerne. V závislosti na veľkosti Reynoldsovho čísla sa rozlišujú tri základné režimy, pre kruhové tvary prierezu kanála. Môžeme ich režimy definovať nasledovne:

- laminárne prúdenie $Re < Re_{krit}$,
- prechodové prúdenie $Re_{krit} < Re < 2320$,
- turbulentné prúdenie $Re > 2320$.

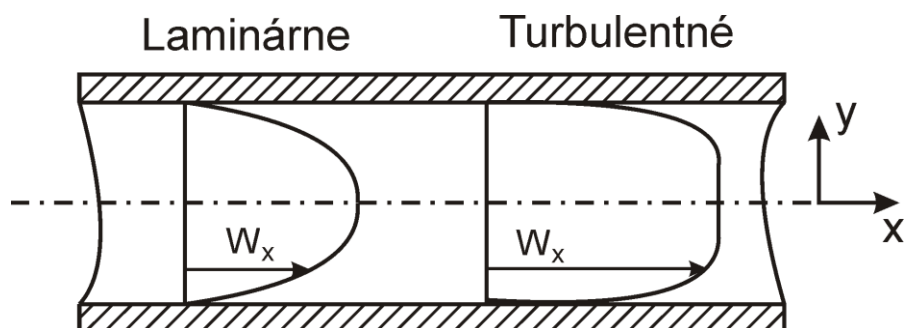
Ak sa hodnoty Reynoldsovho kritéria nachádzajú pod hodnotou Re_{krit} , v tekutine potom prevládajú viskózne sily, ktoré tlmia vzniknuté fluktuácie. rýchlosti a vtedy je prúdenie **laminárne**.

Prechodová oblasť, kde hodnota $Re_{krit} < Re < 2320$, nie je jednoznačne definovaný charakter prúdenia. Podľa určitých podmienok sa vyskytuje laminárne, turbulentné alebo obidva typy prúdenia, ktoré sa môžu striedať.

Záleží hlavne na spôsobe vstupu tekutiny do kanála. Ak je vstup realizovaný do tvaru konfúzora s hladkými stenami, môže sa v kanále udržať laminárne prúdenie až do vyšších hodnôt Re . Naopak, ak nie je vstup do kanála tvarovaný a tekutina obteká hrany, môže turbulentné prúdenie nastať už tesne nad Re_{krit} . Podobný vplyv majú aj vibrácie kanála, ktoré iniciujú turbulentné režim prúdenia.

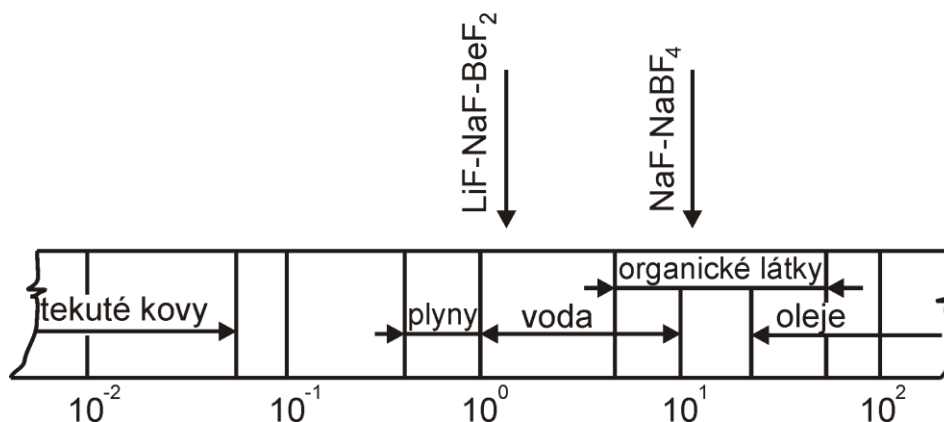
V prechodnej oblasti môže tiež dochádzať k preskakovaniu medzi oboma režimami prúdenia. Tu sa zavádza tzv. *intermitencia*, ktorá udáva podiel turbulentného režimu prúdenia a môže nadobúdať hodnoty v intervale $\langle 0,1 \rangle$. Vyššia hodnota znamená vyšší podiel turbulentných úsekov prúdenia. Horná hranica rozsahu nie je pevne stanovená a môže sa podľa okolností meniť, najčastejšie k nižším hodnotám.

Ak je hodnota $Re > 2320$, prevažujú v tekutine zotrvačné sily nad viskóznymi a prúdenie je *turbulentné*. Náhodné fluktuácie teda nie sú tlmené a spôsobujú iniciáciu turbulentných vírov, ktoré sa navzájom "premiešavajú" a spôsobujú značný prenos hmoty, hybnosti a tepla vnútri prúdu, a to najmä (v porovnaní s laminárnym profilom) v smere kolmom na smer prúdu. Turbulentný rýchlostný profil je na obrázku č.(22). Tieto skutočnosti spôsobujú vyššie trecie, a teda aj tlakové straty, ale aj vyšší súčiniteľ prestupu tepla do steny kanála pri turbulentnom režime prúdenia. Turbulentné profil môže byť vyjadrené turbulentným mocninovým alebo logaritmickým zákonom. Oba modely vykazujú nereálne hodnoty derivácie rýchlosti pri stene, preto sa napr. mocninovým zákon v oblasti pri stene nahrádza tzv. *viskóznou podvrstvou*.



Obr. 23 Laminárne a turbulentné prúdenie v rúrke

Prandtlovo kritérium: Vyjadruje fyzikálnu podobnosť tekutín pri prenose tepla, presnejšie súvislosť medzi hydrodynamickými pomermi prúdiaceho média a podmienkami konvektívneho prenosu tepla v tekutine.



Obr. 24 Rádový prehľad hodnôt Prandtlého kritéria

Pri laminárnom režime prúdenia vyjadruje Prandtlovo kritérium vzťah medzi pol'om teplôt a pol'om rýchlosti. Pri turbulentnom prúdení sú pomery podstatne zložitejšie. Model turbulentného prenosu tepla rozlišuje hydrodynamickú medznú vrstvu a teplotnú medznú vrstvu. U látok s $Pr > 1$ sa uvažuje hrúbka teplotnej medznej vrstvy menšia ako tej hydrodynamickej pre $Pr < 1$ je to opačne.

V prípade rúrkových výmenníkov tepla procesy prenosu tepla a núteného prúdenia tekutiny spolu vzájomne nepriamo súvisia prostredníctvom teplotnej závislosti látkových vlastností. [8]

5.3 Súčiniteľ prestupu tepla v rúrkovom priestore

Navrhované rozmery rúrok:

Vnútorý priemer rúrok:	$d_1=0,01$ m
Dĺžka rúrok:	$l_t=6,7$ m
Počet rúrok:	$n_t=6165$ ks
Počet chodov:	$n_{CH1}=1$

Prestup tepla v RP rúrkového výmenníka tepla sa deje výhradne vynútenou konvekciou a je vyjadrený rovnicou bezrozmerných podobnostných kritérií.

V najobecnejšej podobe má táto rovnica tvar:

$$Nu_1 = f(Re_1, Pr_1, y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (3.1)$$

Kde Nu_1 je Nusseltovo číslo dané vztřahom:

$$Nu_1 = \frac{\alpha_1 \cdot d_1}{\lambda_1} [-] \quad (3.2)$$

Reynoldsovo číslo Re_1 je vyjádrené vztřahom:

$$Re_1 = \frac{u_1 \cdot d_1}{\nu_1} = \frac{u_1 \cdot L \cdot \rho}{\eta} [-] \quad (3.3)$$

$$Re_1 = \frac{2,57 \cdot 0,0118}{2,75 \cdot 10^{-6}} = \frac{u_1 \cdot L \cdot \rho}{\eta} [-]$$

$$Re_1 = 9325,83 [-]$$

Prandtlovo číslo Pr_1 vyjadríme pomocou vztřahu:

$$Pr_1 = \frac{c_{p1} \cdot \eta_1}{\lambda_1} [-] \quad (3.4)$$

$$Pr_1 = \frac{2155,70 \cdot 0,00575}{0,886} [-]$$

$$Pr_1 = 13,99 [-]$$

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

Rýchlosť pracovnej látky v rúrke vyplýva z rovnice kontinuity:

$$u_1 = \frac{m_1}{\rho_1 \cdot S_1} \quad [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (3.5)$$

$$u_1 = \frac{2600}{2086,23 \cdot 0,484} [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$$

$$u_1 = 2,57 [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$$

Celkový prietokový prierez v RP je definovaný vztřahom:

$$S_1 = \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} \cdot \frac{n_t}{n_{CH1}} \quad (3.6)$$

$$S_1 = \frac{3,1415 \cdot 0,01^2}{4} \cdot \frac{6165}{1}$$

$$S_1 = 0,484 \text{ m}^2$$

Kde n_t je počet rúrok a n_{CH1} počet priechodov v rúrkovom priestore.

Pokiaľ nie je stanovené ináč, sú všetky termofyzikálne vlastnosti pracovnej látky vzťahnuté ku strednej teplote prúdu v RP.

$$\bar{T}_1 = \frac{T_{11} + T_{12}}{2} [^{\circ}\text{C}]$$

$$\bar{T}_1 = \frac{720 + 618,3}{2} [^{\circ}\text{C}]$$

$$\bar{T}_1 = 669,1 \text{ } ^{\circ}\text{C}$$

V niektorých prípadoch potom k strednej teplote steny rúrky T_{1s} , ktorá sa najlepšie určuje zo vzťahu:

$$Q = A_1 \cdot \alpha_1 \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_{1s}) \text{ [W]} \quad (1.9)$$

5.3.1 Súčiniteľ prestupu tepla pri laminárnom prúdení

Pre laminárne prúdenie, kde ($Re \leq 2320$) a pre rúrku kruhového prierezu sa dá odporučiť *Kausenov vzťah* v nasledujúcom tvare:

$$Nu_1 = \left[\frac{0,19 \cdot (Re_1 \cdot Pr_1 \cdot y_1)^{0,8}}{1 + 0,117 \cdot (Re_1 \cdot Pr_1 \cdot y_1)^{0,457}} + 3,65 \right] \cdot y_2$$

Kde súčiniteľ y_1 zohľadňuje vplyv vtekania pracovnej látky do rúrky:

$$y_1 = \frac{d_1}{l_t} \quad (3.9)$$

Korekčný faktor y_2 zohľadňuje zmenu látkových vlastností kvapaliny v medznej vrstve (bez ohľadu na smer tepelného toku):

$$y_2 = \left(\frac{Pr_1}{Pr_{1s}} \right)^{0,11} \quad (3.10)$$

5.3.2 Súčiniteľ prestupu tepla pri prechodovom a turbulentnom prúdení

Pre prechodové a turbulentné prúdenie ($Re > 2320$) v rúrke kruhového prierezu najviac odpovedá *Gnielinského vzťah* v tvare:

$$Nu_1 = \frac{x_5 \cdot (Re_1 - 1000) \cdot Pr_1}{1 + 12,7 \sqrt{x_5} (Pr_1^{2/3} - 1)} \cdot (1 + y_1^{2/3}) \cdot y_2 \quad (3.11)$$

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

$$Nu_1 = 95,09 [-]$$

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

$$x_5 = \frac{1}{8} \cdot (1,82 \cdot \log 9325,83 - 1,64)^{-2}$$

$$x_5 = 0,04 [-]$$

$$y_1 = \frac{d_1}{l_t}$$

$$y_1 = \frac{0,01}{7,807}$$

$$y_1 = 0,0012 [-]$$

Korekční faktor y_2 je definovaný vzt'ahom:

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

$$y_2 = \left(\frac{13,99}{16,94} \right)^a$$

$$y_2 = 0,979 [-]$$

Kde: $a = 0,11$ (bez ohľadu na smer tepelného toku).

Uvedený vzt'ah (3.11) platí však iba v určitom rozsahu:

$$Re_1 \in \langle 2320; 10^6 \rangle,$$

$$Pr_1 \in \langle 0,6; 2000 \rangle,$$

$$Pr_1 / Pr_{1s} \in \langle 0,1; 10 \rangle,$$

$$y_1 \in (0,1).$$

5.3.3 Súčiniteľ prestupu tepla v RP

$$\alpha_1 = \frac{Nu_1 \cdot \lambda_1}{d_1} [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}]$$

$$\alpha_1 = \frac{95,02 \cdot 0,886}{0,01}$$

$$\alpha_1 = 8433,77 [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}]$$

5.4 Súčiniteľ prestupu tepla v medzirúrkovom priestore

Podobne ako v RP platí aj tu všeobecná rovnica pre vynútené prúdenie, ktorá pozostáva z bezrozmerných podobnostných kritérií v tvare

$$Nu_2 = f(Re_2, Pr_2, y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (3.15)$$

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

Rúrkové zväzky v MP rúrkových výmenkov tepla môžu byť obtekané:

- pozdĺžne (zväzok rúrok je bez priečok alebo s priečkami tyčovými);
- priečne (segmentové priečky);
- šikmo resp. skrutkovicovo (skrutkovicové priečky).

V žiadnom z týchto prípadov sa nejedná čisto o jeden druh obtekania rúrok, ale iba o druh prevažujúci. Napríklad pri pozdĺžnom prúdení sú miesta pod vstupným a výstupným hrdlom obtekané priečne a naopak u priečného prúdenia sú miesta vo výrezoch priečok obtekané pozdĺžne.

Pokiaľ nie je stanovené ináč, sú určovacie teploty pre výber termofyzikálnych vlastností pracovných látok v MP jednak stredná teplota prúdu pracovnej látky T_2 , daná vzťahom:

$$\bar{T}_2 = \frac{T_{21} + T_{22}}{2} \quad [^{\circ}C] \quad (3.16)$$

$$\bar{T}_2 = \frac{484 + 667,2}{2}$$

$$\bar{T}_2 = 575,6 \text{ } ^\circ\text{C}$$

A jednak stredná teplota na stene rúrky MP, ktorú možno určiť ideálne zo vzťahu:

$$Q = A_2 \cdot \alpha_2 \cdot (\bar{T}_{2S} - \bar{T}_2)[\text{W}] \quad (1.11)$$

V nasledujúcej kapitole bude uvedený postup pre výpočet súčiniteľa prestupu tepla pre klasický segmentový priečkový systém [8]

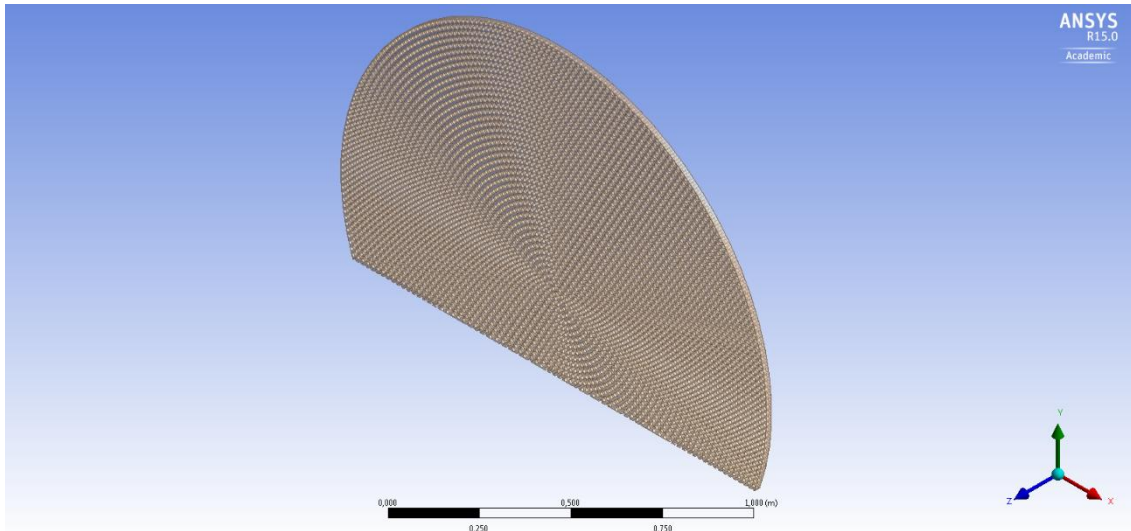
5.5 Súčiniteľ prestupu tepla pri klasickom segmentovom priečkovom systéme

Môj konkrétny výmenník tepla predstavuje koncepciu s klasickými segmentovými priečkami v medzirúrkovom priestore výmenníka tepla.

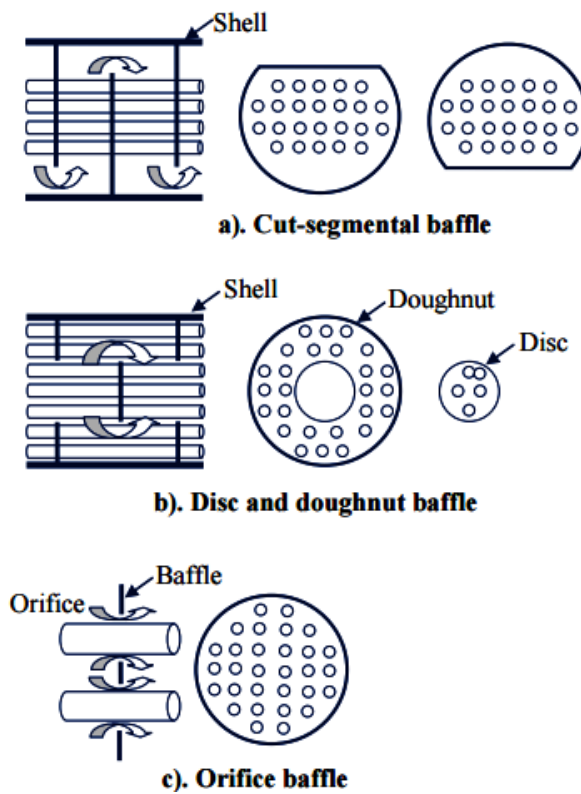
Priečky vo výmenníku tepla sa používajú primárne pre zvýšenie rýchlosti pracovného média v medzirúrkovom priestore, kde dochádza k odvodu energie-tepla z rúrkového priestoru a následnému odovzdaniu tepla do medzirúrkového priestoru. Vzdialenosť medzi susednými priečkami sa nazýva rozstup priečok. Rozstup priečok je najdôležitejší rozmer pri navrhovaní výmenníka tepla. Bežne sa používajú rozstupy 0,2-1 krát veľkosti priemeru plášťa výmenníka tepla. Priečky je možné posúvať prostredníctvom predelových vložiek. Rôzne typy priečok sú uvedené na nasledujúcom obrázku č. (24).

Ďalším dôležitým rozmerom je tiež výrez priečky. V praxi sa používajú výrezy v rozmedzí 15-45% vnútorného priemeru plášťa výmenníka tepla. Optimálna hodnota výrezu priečky je v rozmedzí 20-25% priemeru plášťa výmenníka tepla, kedy sa dosahuje najvyššia hodnota súčiniteľa prestupu tepla pri relatívne nízkych hodnotách tlakových strát. [11]

Priečky taktiež slúžia ako podperná sústava, ktorá podopiera priečky a zabezpečuje ich stabilitu a eliminuje tendenciu kmitania rúrok, ktoré je neprípustné.



Obr. 25 Priečka navrhovaného výmenníka tepla

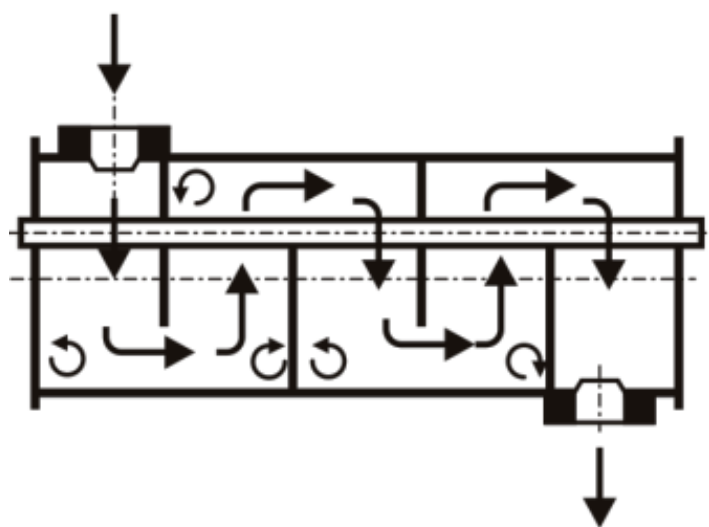


Obr. 26 Konštrukčné typy priečkových systémov

Navrhované rozmery pre MP:Vonkajší priemer rúrky: $d_1=0,0118$ mVnútorný priemer plášťa výmenníka: $D_1=1,6637$ m

Hrúbka priečky:	$s_p=0,02$ m
Radiálny rozstup rúrok:	$t_{t1}=0,0182118$ m
Obvodový rozstup rúrok:	$t_{t2}=0,009525$ m

Pri použití segmentových priečkových systémov dochádza k priečnemu obtekaniu rúrok. Tieto priečkové systémy môžu byť s priečkami jednosegmentovými, dvojsegmentovými, alebo trojsegmentovými a to štandardnými alebo vyplachovacími. V MP môže byť jeden alebo dva chody. [8]



Obr. 27 Rúrkový výmenník tepla so segmentovými priečkami

Obecnú rovnicu (3.15) je možné konkretizovať výrazom:

$$Nu_2 = \left[0,3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \right] y_2 y_3 y_4 y_5 y_6 y_7 y_8 \quad (3.17)$$

$$Nu_2 = \left[0,3 + \sqrt{256,6^2 + 421,6^2} \right] \cdot 1,03 \cdot 1,82 \cdot 1 \cdot 1,08 \cdot 0,52 \cdot 0,99 \cdot 1$$

$$Nu_2 = 524,161[-]$$

Kde:
$$Nu_2 = \frac{\alpha_2 \cdot l}{\lambda_2} \quad (3.18)$$

Pre charakteristický rozmer, ktorý je v danom prípade dĺžka prúdnice l , platí:

$$l = \frac{\pi \cdot d_2}{2} [\text{m}] \quad (3.19)$$

$$l = \frac{3,1415 \cdot 0,0118}{2}$$

$$l = 0,0185 [\text{m}]$$

Ďalej platí vzťah:

$$Nu_{lam} = 0,664 \sqrt{Re_2} \cdot \sqrt[3]{Pr_2} \quad (3.20)$$

$$Nu_{lam} = 0,664 \sqrt{52903,90} \cdot \sqrt[3]{4,74}$$

$$Nu_{lam} = 256,60 [-]$$

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 \cdot Re_2^{0,7} \cdot Pr_2}{1 + 2,443 \cdot Re_2^{-0,1} \cdot (Pr_2^{2/3} - 1)} \quad (3.21)$$

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 \cdot 52903,90^{0,7} \cdot 4,74}{1 + 2,443 \cdot 52903,90^{-0,1} \cdot (4,74^{2/3} - 1)}$$

$$Nu_{turb} = 421,65 [-]$$

Reynoldsovo kritérium Re_2 je dané vzťahom:

$$Re_2 = \frac{u_2 \cdot l}{\nu_2} [-] \quad (3.22)$$

$$Re_2 = \frac{1,90 \cdot 0,0185}{6,66 \cdot 10^{-7}}$$

$$Re_2 = 52903,90 [-]$$

Rýchlosť u_2 v rúrkovom zväzku sa dá získať zo vzťahu:

$$u_2 = \frac{m_2}{S_{2N} \cdot \rho_2 \cdot \psi} \quad [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$$

$$u_2 = \frac{2060}{1,59 \cdot 1842,82 \cdot 0,369}$$

$$u_2 = 1,90 [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$$

Veľkosť voľného nezaplneného priestoru medzi jednou roztečou priechok v ose výmenníka je daná vzťahom:

$$S_{2N} = (t_p - s_p) \cdot (D_1)[m^2] \quad (3.24)$$

$$S_{2N} = (0,976 - 0,02) \cdot (1,6637)$$

$$S_{2N} = 1,59[m^2]$$

Kde t_p je rozteč přičok, s_p je hrúbka přičky a D_1 je vnútorný priemer plášťa výmenníka tepla. Medzerovitost' rúrkového zväzku ψ určíme zo vzťahu:

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6} \text{ pre } x_7 \geq 1 \quad (3.25)$$

$$\psi = 1 - \frac{3,1415}{4 \cdot 1,543 \cdot 0,807} \text{ pre } x_7 < 1 \quad (3.26)$$

$$\psi = 0,369 \text{ m}$$

Pre x_6 a x_7 platia vzťahy:

$$x_6 = \frac{t_{t1}}{d_2} \quad (3.27)$$

$$x_6 = \frac{0,0182}{0,0118}$$

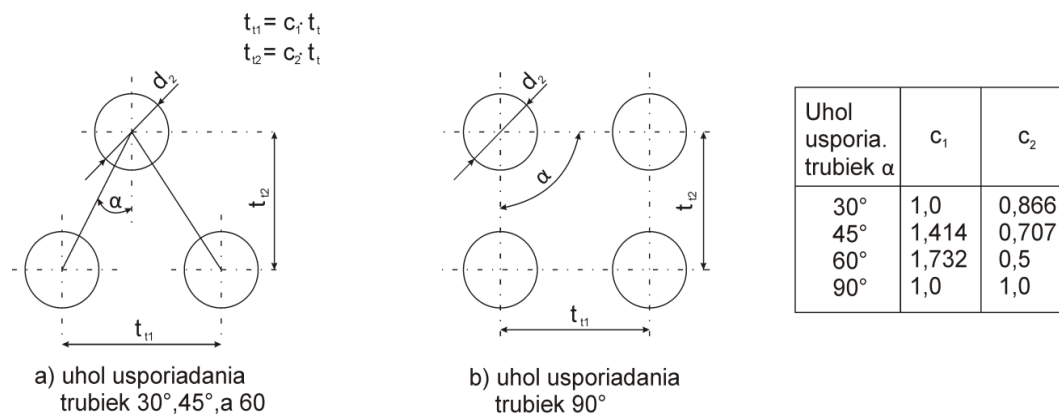
$$x_6 = 1,54[-]$$

$$x_7 = \frac{t_{t2}}{d_2} \quad (3.28)$$

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

$$x_7 = 0,807[-]$$

Kde t_{t1} predstavuje priečnu a t_{t2} predstavuje pozdĺžnu rozteč trubiek s ohľadom na zmysel prúdenia pracovnej látky v MP. Ich hodnoty určíme podľa obrázku č.(26).



Obr. 28 Alternatívy usporiadania rúrok

Pre Prandtlovo číslo platí vzťah:

$$Pr_2 = \frac{c_p \rho_2 \eta_2}{\lambda_2} [-] \quad (3.29)$$

$$Pr_2 = \frac{1510 \cdot 0,00122}{0,390}$$

$$Pr_2 = 4,74 [-]$$

5.5.1 Výpočet korekčných faktorov

y_2 – zohľadňuje zmenu látkových vlastností v medznej vrstve, vrátane vplyvu smeru tepelného toku a platí tu vzťah:

$$y_2 = \left(\frac{Pr_2}{Pr_{2S}} \right)^a \quad (3.30)$$

$$y_2 = \left(\frac{4,74}{4,19} \right)^{0,25}$$

$$y_2 = 1,03 [-]$$

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

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

y_3 – zohľadňuje prevod súčiniteľa prestupu tepla z rady na zväzok rúrok a platí:

pre uhly usporiadania rúrok 45° a 60° :

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot x_7} \quad (3.33)$$

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot 0,807}$$

$$y_3 = 1,82[-]$$

y_4 – zohľadňuje nepriaznivý tvar teplotného profilu v prúde pracovnej látky pri laminárnom prúdení a má tvar:

$$\text{pre } Re \leq 20 y_4 = \frac{1,51}{(n_{rc})^{0,18}} = y'_4 \quad (3.34)$$

$$\text{pre } Re \in (20; 100) y_4 = y'_4 + \frac{20 - Re_2}{80} \cdot (y'_4 - 1) \quad (3.35)$$

$$\text{pre } Re > 100 y_4 = 1 \quad (3.36)$$

Počet činných radov rúrok je daný vzťahom:

$$n_{rc} = n_{rp} \cdot (n_p - 1)$$

$$n_{rc} = 50 \cdot (7 - 1)$$

$$n_{rc} = 300 \text{ ks}$$

Kde n_{rp} je počet priečne obtekaných rúrok medzi hranami zrezania priečok a n_p je počet priečok.

y_5 – zohľadňuje podiel pozdĺžne obtekaných rúrok na priečnom prúdení vo výreze priečok a má tvar:

$$y_5 = 1 - x_8 + 0,524 \cdot (x_8^{0,32}) \quad (3.38)$$

$$y_5 = 1 - x_8 + 0,524 \cdot (0,247^{0,32})$$

$$y_5 = 1,05[-]$$

Kde:
$$x_8 = \frac{n_{tv}}{n_t} \quad (3.39)$$

$$x_8 = \frac{1524}{6165}$$

$$x_8 = 0,247[-]$$

n_t je celkový počet rúrok a n_{tv} je počet rúrok vo výreze priečky. Platia pre nich nasledujúce vzťahy:

$$n_t = \frac{\pi \cdot (D_s - d_2)^2}{4 \cdot t_t^2 \cdot c_1} \quad (3.40)$$

$$n_t = 6165 \text{ ks}$$

$$n_{tv} = \frac{(D_s - d_2)^2}{8 \cdot t_t^2 \cdot c_1} \cdot (\varphi_{vS} \cdot \frac{\pi}{180} - \sin \varphi_{vS}) \quad (3.41)$$

$$n_{tv} = 1524 \text{ ks}$$

Kde $c_1 = 0,866$ pre uhol usporiadania rúrok 30° ,

$c_1 = 1$ pre uhly usporiadania $45^\circ, 60^\circ, 90^\circ$.

Uvedené vzťahy (pre výpočet korekčného faktora y_5) platia iba za predpokladu, že je splnená podmienka: $\frac{t_p}{D_1} \in (0,2; 1)$ a $x_8 \leq 0,8$.

y_6 – zohľadňuje vplyv skratových prúdov medzi priečkou a plášťom a medzi rúrkami zväzku a otvormi v priečkach a má tvar:

$$y_6 = 0,4 \cdot \frac{S_{tp}}{S_{tp} + S_{ps}} + (1 - 0,4 \cdot \frac{S_{tp}}{S_{tp} + S_{ps}}) \cdot \exp\left[-1,5 \cdot \frac{S_{tp} + S_{ps}}{S_{2Z}}\right] \quad (3.42)$$

$$y_6 = 0,4 \cdot \frac{0,217}{0,217 + 0,028} + (1 - 0,4 \cdot \frac{0,217}{0,217 + 0,028}) \cdot \exp\left[-1,5 \cdot \frac{0,217 + 0,028}{0,568}\right]$$

$$y_6 = 0,523[-]$$

S_{tp} je prietokový prierez v priečke, t.j. medzi rúrkami zväzku a otvormi v priečke a platí pre neho nasledujúci vzťah:

$$S_{tp} = \left(n_t - \frac{n_{tv}}{2}\right) \cdot \frac{\pi \cdot (d_{zp}^2 - d_z^2)}{4} \quad [m^2] \quad (3.43)$$

$$S_{tp} = \left(6165 - \frac{1524}{2}\right) \cdot \frac{3,1415 \cdot (0,0138 - 1,39 \cdot 10^{-4})}{4}$$

$$S_{tp} = 0,217 \quad [m^2]$$

S_{ps} je prietokový prierez medzi priečkou a plášťom a platí pre neho nasledujúci vzťah:

$$S_{ps} = \frac{\pi}{4} (D_1^2 - D_p^2) \cdot \frac{360 - \varphi_{vp}}{360} \quad [m^2] \quad (3.44)$$

$$S_{ps} = \frac{3,1415}{4} (2,76 - 2,70) \cdot \frac{360 - 141,54}{360}$$

$$S_{ps} = 0,028 \quad [m^2]$$

S_{2Z} je prietokový prierez zaplneného priestoru medzi jednou roztečou priechok v osi výmenníka tepla a je možné určiť ho pomocou nasledujúceho vzťahu:

$$S_{2Z} = (S_{ts} + \sum s_{tt}) \cdot (t_p - s_p) \quad [m^2] \quad (3.45)$$

$$S_{2Z} = (0,02 + 0,574) \cdot (0,976 - 0,02)$$

$$S_{2Z} = 0,568 \quad [m^2]$$

Uvedené vzťahy však platia iba za predpokladu, že:

$$\frac{S_{tp} + S_{ps}}{S_{2Z}} \leq 0,8.$$

y_7 zohľadňuje vplyv obtokových prúdov medzi rúrkovým zväzkom a plášťom výmenníka a má nasledujúci tvar:

$$y_7 = \exp\left[-c_1 \cdot \frac{S_{ss}}{S_{2Z}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2n_{PT}}{n_{rp}}}\right)\right] \quad (3.46)$$

$$y_7 = \exp\left[-1,35 \cdot \frac{0,013}{0,568} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot 7}{50}}\right)\right]$$

$$y_7 = 0,909[-]$$

Kde n_{pT} je počet párov tesniacich líšt.

S_{SS} - je prietokový prierez obtokového prúdu medzi jednou roztečou priečok v ose výmenníka, ktorý je daný vzťahom:

$$S_{SS} = (D_1 - D_s - S_{tt}) \cdot (t_p - s_p)[m^2] \quad (3.47)$$

$$S_{SS} = (1,6637 - 1,6434 - 0,006) \cdot (0,976 - 0,02)$$

$$S_{SS} = 0,0131[m^2]$$

Uvedené však platí iba za predpokladu, že:

$$\frac{S_{SS}}{S_{2Z}} \leq 0,5.$$

Konštanta $c_1 = 1,5$ pre $Re_2 < 100$,

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

Pôsobenie skratových a obtokových prúdov je prehľadne znázornené obrázku č.(27).

y_8 - zohľadňuje vplyv neopriečkových priestorov pod vstupnými hrdlami MP a má tvar:

$$y_8 = \frac{(n_p - 1) + 2 \cdot \left(\frac{lt_n}{2 \cdot t_p}\right)^{1-a}}{(n_p - 1) + \frac{lt_n}{t_p}} \quad (3.48)$$

$$y_8 = \frac{(7 - 1) + 2 \cdot \left(\frac{1,95}{2 \cdot t_p}\right)^{1-0,6}}{(7 - 1) + \frac{1,95}{0,976}}$$

$$y_8 = 1 [-]$$

Kde $a = 0,33$ pre $Re \leq 100$,

$$a = 0,6 \text{ pre } Re > 100.$$

Platnosť vzťahu (3.17) okrem niektorých obmedzení je daná pre rozsah:

- $Re \in (10; 10^6)$;
- $P_r \in (0,6; 10^3)$;
- $n_{rc} > 10$.

Vzt'ah (3.17) má potom nasledujúci tvar:

$$Nu_{2,i} = \left[0,3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \right] y_2 y_3 y_4 \quad (3.49)$$

$$Nu_{2,i} = \left[0,3 + \sqrt{256,6^2 + 421,6^2} \right] \cdot 1,03 \cdot 1,82 \cdot 1$$

$$Nu_{2,i} = 930[-]$$

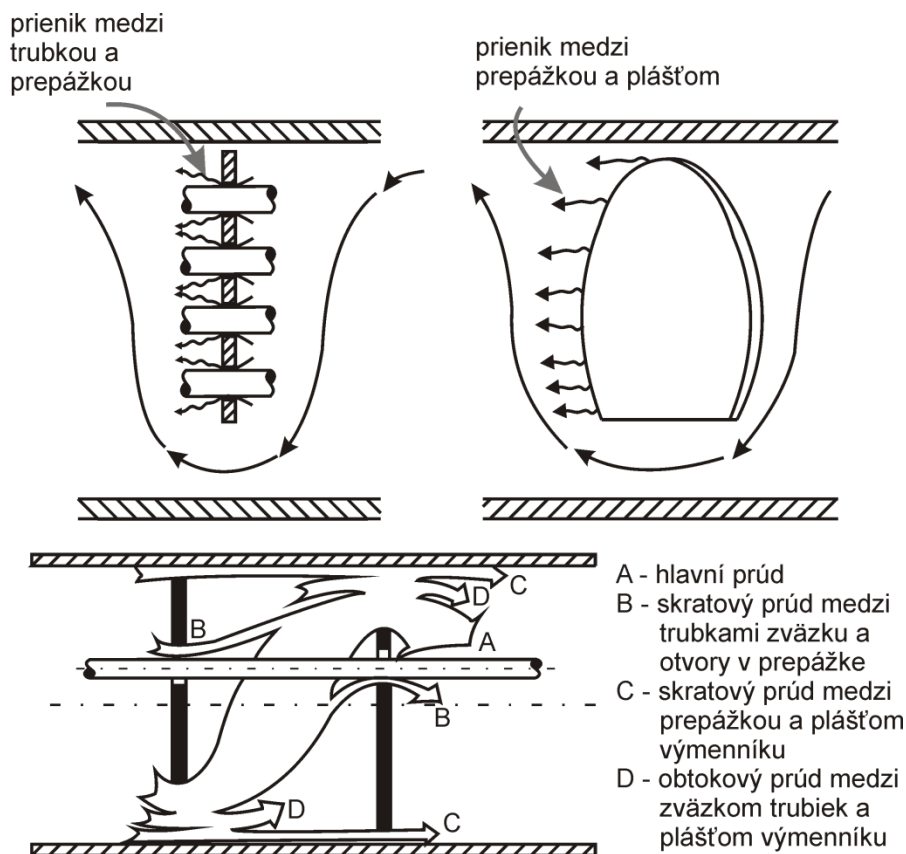
Tento vzťah odpovedá ideálnemu súčiniteľu prestupu tepla v MP výmenníka so segmentovými priečkami. Pomer (Nu_2/Nu_{2i}) vyjadruje, do akej miery sa reálny súčiniteľ tomu ideálnemu približuje.

Po výpočte všetkých potrebných premenných môžeme pristúpiť k samotnému výpočtu súčiniteľa prestupu tepla α_2 ktorý si odvodíme pomocou Nusseltovho vzťahu (3.2)

$$\alpha_2 = \frac{Nu_2 \cdot \lambda_2}{l} [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}]$$

$$\alpha_2 = \frac{524,16 \cdot 0,390}{0,0185}$$

$$\alpha_2 = 11054,24 [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}]$$



Obr. 29 Obtokové prúdy vo výmenníku tepla v MP

5.6 Výpočet veľkosti plochy prestupu tepla

Veľkosť plochy prestupu tepla určíme pomocou súčiniteľa prestupu tepla k úpravou vzťahu (1.5):

$$A_2 = \frac{Q}{k \cdot \Delta T} [\text{m}^2]$$

$$A_2 = \frac{570000000}{3660 \cdot 87,26}$$

$$A_2 = 1784,45 [\text{m}^2]$$

Kde: A_2 predstavuje referenčnú plochu výmeny tepla, ku ktorej je vzťahnutý súčiniteľ prestupu tepla k a odpovedá ploche A zo vzťahu (1.5).

Súčiniteľ prestupu tepla vychádza zo vzťahu (1.15):

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

$$k = \frac{1}{\frac{0,0118}{0,01} \cdot \frac{1}{8433,7} + \frac{0,0118}{2 \cdot 22,8} \cdot \ln \frac{0,0118}{0,01} + \frac{1}{11054,24}}$$

$$k = 3660,22 [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}]$$

Plochu výměny tepla je však možné určit aj geometricky pomocou vzťahu:

$$A_{2geom} = \pi \cdot d_2 \cdot l_{zc} \cdot n_t [\text{m}^2]$$

$$A_{2geom} = 3,1415 \cdot 0,0118 \cdot 7,808 \cdot 6165$$

$$A_{2geom} = 1784,45 [\text{m}^2]$$

Hodnota vypočítanej plochy A_2 pomocou hodnoty súčiniteľa prechodu tepla k je identická s plochou, vypočítanou pomocou geometrie A_{2geom} . Potrebný, zvolený výkon je možné teda dosiahnuť pri vypočítanej dĺžke rúrok 7,808 m.

6 Kontrolný výpočet výmenníka tepla pomocou metódy ε -NTU

Prostredníctvom tejto metódy je možné stanoviť pomer tepelných kapacít oboch prúdov a počet prevodových jednotiek NTU (Number of Transfer Units). Z tohto vzťahu dostávame účinnosť výmenníka tepla, ktorú prenásobíme rovnicou pre výpočet výkonu výmenníka. [32]

Tepelnú kapacitu obidvoch prúdov určíme pomocou vzťahov:

$$W = m \cdot c_p$$

$$W_{RP} = m_1 \cdot c_{p1} = 2600 \cdot 2155,701491 = 5604823,8 \text{ W/K} \rightarrow W_{max}$$

$$W_{MP} = m_2 \cdot c_{p2} = 2060 \cdot 1510 = 3110600 \text{ W/K} \rightarrow W_{min}$$

Pomer tepelných kapacít určíme zo vzťahu:

$$C = \frac{W_{min}}{W_{max}} = \frac{3110600}{5604823,8} = 0,554$$

$$NTU = \frac{k \cdot A}{W_{min}} = 2,099$$

Účinnosť protiprúdeho výmenníka tepla vyjadríme vzťahom:

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

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1-0,554)}}{(1-0,554) \cdot e^{-NTU \cdot (1-0,554)}}$$

$$\varepsilon = 0,776$$

Tepelný výkon výmenníka tepla Q určíme pomocou vzťahu:

$$Q = \varepsilon \cdot W_{min} \cdot (T_{11} - T_{21}) \text{ [W]}$$

$$Q = 0,776 \cdot 3110600 \cdot (720 - 484)$$

$$Q = 570000000 \text{ [W]}$$

Tepelné výkony výměníka tepla vypočítané pomocí metody ϵ -NTU sú totožné so zadaným výkonom výměníka tepla. Z toho vyplýva, že prevedenie výpočtu bolo správne.

7 Výpočet tlakových strát vo výmenníku tepla

Tlakové straty majú podstatný vplyv na celý ekonomický výpočet výmenníka tepla, pretože určujú náklady na čerpaciu energiu. Je teda nevyhnutné vždy posúdiť vzájomný vzťah tlakovej straty a súčiniteľa prestupu tepla. V niektorých prípadoch nemusí tlaková strata celkovú ekonomiu výmenníka tepla ovplyvniť. Ak sa napríklad jedná o pracovnú látku, ktorá je dodávaná z tlakovej nádoby, alebo ak je absolútna úroveň tlaku vysoká a hodnota tlakovej straty je relatívne nízka. [8]

Podobne, ako tomu bolo v predošlej kapitole pri riešení súčiniteľa prestupu tepla, budú v tejto časti uvedené všetky potrebné vzťahy pre výpočet tlakových strát ako v rúrkovom tak aj v medzirúrkovom priestore výmenníka tepla so segmentovými priečkami.

7.1 Tlakové straty v rúrkovom priestore

Najvýznamnejšou zložkou tlakových strát sú straty statickej zložky celkového tlaku, ktoré sa rozdeľujú na straty trením Δ_{pt} a na straty miestne Δ_{pm} .

Označíme:

$$p_1 - p_2$$

Potom platí nasledujúci vzťah:

$$\Delta_{pt} = \Delta_{pt} + \Delta_{pm}$$

V zmysle predošlej obecnej rovnice sú tlakové straty v RP dané vzťahom:

$$\Delta_{pz1} = \Delta_{pt1} + \Delta_{pm1} \quad (4.1)$$

$$\Delta_{pz1} = 745721,4[\text{Pa}]$$

Kde Δ_{pt1} sú tlakové straty vyvolané trením a Δ_{pm1} sú tlakové straty vyvolané miestnymi odpormi.

Do tlakových strát miestnych v RP sa nezahrňujú straty vo vstupnom a výstupnom hrdle, nakoľko veľkosť hrdiel sa riadi priemerom potrubia a straty v hrdlách sa preto

spravidla započítávají do strát v potrubí. Pre úplnosť sa dá uviesť vzťah pre výpočet týchto strát (u oboch hrdiel spolu.)

$$\Delta_{ph1} = \xi_{13} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_{h1}^2}{2} \quad (4.2)$$

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

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

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

7.1.1 Tlakové straty trením v RP

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

$$\Delta_{pt1} = \lambda_{11} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1}{2} \cdot n_{CH1} \cdot z_1 \cdot z_2 \text{ [Pa]} \quad (4.3)$$

$$\Delta_{pt1} = 0,131 \cdot \frac{2086,23 \cdot 2,57}{2} \cdot 1 \cdot 780,8 \cdot 1,04$$

$$\Delta_{pt1} = 740884,155 \text{ [Pa]}$$

Kde λ_{11} predstavuje stratový súčiniteľ, pre ktorý platívzťah:

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{Re_1} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^{\frac{3}{2}}} \right]^{\frac{1}{12}} \quad (4.5)$$

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{9325,8} \right)^{12} + \frac{1}{(1,82 \cdot 10^{14} + 4732104167)^{\frac{3}{2}}} \right]^{\frac{1}{12}}$$

$$\lambda_{11} = 0,131[-]$$

Substitučné faktory x_9 a x_{10} určíme podľa nasledujúcich vzťahov:

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{Re1} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot k_{r1}} \right] \right\}^{16} \quad (4.6)$$

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{9325,8} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot 0,15} \right] \right\}^{16}$$

$$x_9 = 1,825 \cdot 10^{14}$$

$$x_{10} = \left(\frac{37530}{Re1} \right)^{16} \quad (4.7)$$

$$x_{10} = \left(\frac{37530}{9325,8} \right)^{16}$$

$$x_{10} = 4732104167[-]$$

Pre relatívnu drsnosť steny rúrky platí:

$$k_{r1} = \frac{k}{d_1}$$

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

$$k_{r1} = 0,15$$

Kde: k – je stredná absolútna drsnosť steny rúrky. Pre náš prípad volíme hodnotu strednej absolútnej drsnosti steny $k = 0,0015$. Hodnota bola vybraná z nasledujúcej tabuľky č. (7) Meranie absolútnej strednej drsnosti steny rúrok vyrobených z materiálu MONICR ešte nebolo zrealizované.

Korekčný faktor z_1 vypočítame prostredníctvom daného vzťahu:

$$z_1 = \frac{l_t}{d_1} \quad (4.9)$$

$$z_1 = \frac{7,807}{0,01}$$

$$z_1 = 780,8[-]$$

Výpočet korekčního faktora z_2 je daný vztahom (4.10) a zohľadňuje zmenu dynamickej viskozity v medznej vrstve s ohľadom na smer tepelného toku.

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{1s}}{\eta_1}\right)^a \quad (4.10)$$

$$z_2 = \left(\frac{0,006}{0,005}\right)^{0,24}$$

$$z_2 = 1,04[-]$$

Kde: pre $Re > 2320$

$a = 0,24$ - pre smer toku z RP,

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

Materiál potrubí	Pôvodný stav (mm)	Korodovaný stav (mm)
Ťahané trubky mosadzné, medené, hliníkové	0,0015 až 0,003	0,003 až 0,1
Bezošvé trubky oceľové	0,04 až 0,1	0,1 až 0,9
Ťahané trubky oceľové	0,03 až 0,12	0,12 až 0,9
Zvárané trubky oceľové	0,05 až 0,1	0,1 až 0,9
Pozinkované trubky oceľové	0,15 až 0,5	0,5 až 3,5
Vodovodné potrubie po 20 a viac rokoch v prevádzke		0,6 až 3,0

Tab. 7 Absolútna drsnosť materiálov potrubia k

7.1.2 Miestne tlakové straty v RP

Miestne tlakové straty pozostávajú z tlakovej straty na vstupe a na výstupe pracovnej látky z rúrok rúrkového zväzku a tlakové straty ohybom prúdu pracovnej látky v komorách TVT, ak je jeho RP dvojchodový alebo viacchodový. V danom prípade je pre ich výpočet použitý vzt'ah:

$$\Delta_{pm1} = [\xi_{11} \cdot n_{CH1} + \xi_{12} \cdot (n_{CH1} - 1)] \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \text{ [Pa]} \quad (4.12)$$

$$\Delta_{pm1} = [0,7 \cdot 1 + 0,4 \cdot (1 - 1)] \cdot \frac{2086,23 \cdot 2,57^2}{2}$$

$$\Delta_{pm1} = 4837,33 \text{ [Pa]}$$

Kde: $\xi_{11} = 0,7$ je stratový součinitel místných odporů pro vstup a výstup z rúrok rúrkového zväzku,

$\xi_{12} = 0,4$ je stratový součinitel místneho odporu pro ohyb prúdu v komore.

7.2 Tlakové straty v medzirúrkovom priestore pri klasickom obtekaní rúrok s použitím segmentových priečok

Podobne ako v prípade RP je možnosť použiť obecnú rovnicu pre tlakové straty v MP v nasledujúcom tvare:

$$\Delta_{pz2} = \Delta_{pt2} + \Delta_{pm2} \text{ [Pa]} \quad (4.13)$$

Kde: Δ_{pt2} sú tlakové straty vyvolané trením a Δ_{pm2} sú tlakové straty vyvolané miestnymi odporami.

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

$$\Delta_{pz2} = \Delta_{pt2} \quad (4.14)$$

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

7.2.1 Tlakové straty trením pri priečnom obtekaní rúrok v opriečkovanom priestore

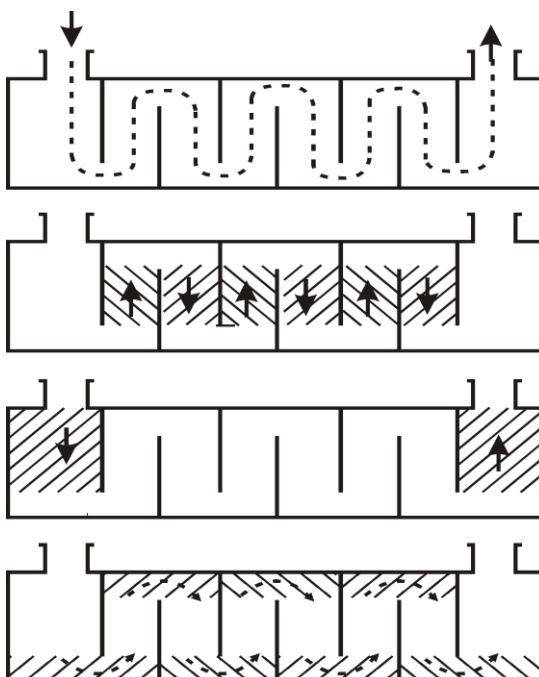
Rovnicu (4.14) môžeme rozpisat' do nasledujúceho tvaru:

$$\Delta_{pz2} = \Delta_{pt2} = \Delta_{pto} + \Delta_{ptn} + \Delta_{ptv} \text{ [Pa]} \quad (4.15)$$

$$\Delta_{pz2} = \Delta_{pt2} = \Delta_{pto} + \Delta_{ptn} + \Delta_{ptv}$$

$$\Delta_{pz2} = 620749,9 \text{ [Pa]}$$

Kde: Δ_{pto} představují tlakové straty trením při přičném obtekaní rúrok v opriečkovanom priestore zväzku, Δ_{ptn} sú tlakové straty trením při přičném obtekaní rúrok v neopriečkovanom priestore zväzku, Δ_{ptv} sú tlakové straty trením při pozdĺžnom a přičném obtekaní rúrok v priestore nad zrezaním přičok (vrátane otočenia prúdu o 180°). Schematické znázornenie lokalít týchto tlakových strát je na obrázku č.(28).



Obr. 30 Schematické znázornenie strát vo výmenníku tepla v MP

7.2.2 Tlakové straty trením při přičném obtekaní rúrok v opriečkovanom zväzku (Δp_{t0})

Pre tieto tlakové straty platí vzťah:

$$\Delta p_{t0} = 2 \cdot \lambda_{22} \cdot n_{rp} \cdot (n_p - 1) \cdot \rho_2 \cdot u_2^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_4 \text{ [Pa]} \quad (4.16)$$

$$\Delta p_{t0} = 2 \cdot 0,075 \cdot 45 \cdot (7 - 1) \cdot 1842,8 \cdot 1,90^2 \cdot 0,987 \cdot 0,970 \cdot 0,417$$

$$\Delta p_{t0} = 128738,7 \text{ [Pa]}$$

Kde λ_{22} predstavuje stratový súčiniteľ priečného obtekania rúrok a platí pre neho nasledujúce:

$$\lambda_{22} = f\left(Re_2, \frac{t_t}{d_2}, \text{usporiadanie rúrok}\right) \quad (4.17)$$

Presný vzťah pre tento stratový súčiniteľ vychádza z tabuľky č. (8).

$\lambda_{22} = c_1 \cdot \left(\frac{1,33}{t_t/d_2}\right)^a \cdot Re_2^{a_1}$			$a = \frac{c_2}{1 + 0,14 \cdot Re_2^{a_2}}$		
uhol usporiadania trubiiek	Re2	c1	a1	c2	a2
30°	10 ⁵ - 10 ⁴	0,372	-0,123	7	0,5
	10 ⁴ - 10 ³	0,486	-0,152		
	10 ³ - 10 ²	0,57	-0,476		
	10 ² - 10	45,10	-0,973		
	menšie než 10	48,00	-1		
45°	10 ⁵ - 10 ⁴	0,303	-0,126	6,59	0,52
	10 ⁴ - 10 ³	0,333	-0,136		
	10 ³ - 10 ²	3,50	-0,476		
	10 ² - 10	26,20	-0,913		
	menšie než 10	32,00	-1		
90°	10 ⁵ - 10 ⁴	0,391	-0,148	6,3	0,378
	10 ⁴ - 10 ³	0,0815	0,022		
	10 ³ - 10 ²	6,09	-0,602		
	10 ² - 10	32,10	-0,963		
	menšie než 10	35,00	-1		

Tab. 8 Vzťah pre výpočet stratového súčiniteľa priečného obtekania rúrok

Vzťah pre výpočet stratového súčiniteľa λ_{22} priečného obtekania vychádza zo vzťahu:

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

$$\lambda_{22} = 0,303 \cdot \left(\frac{1,33}{0,0182/0,0118}\right)^a \cdot 52903,9^{-0,126}$$

$$\lambda_{22} = 0,075[-]$$

a je definované nasledujúcim vzťahom:

$$a = \frac{c_2}{1 + 0,14 \cdot R_{e2}^{0,2}}$$

$$a = \frac{0,52}{1 + 0,14 \cdot 52903,9^{0,2}}$$

$$a = 0,160 [-]$$

Rýchlosť u_2 v najužšom prietokovom priereze zaplneného priestoru medzi jednou roztečou priečok v ose výmenníka tepla bude:

$$u_2 = \frac{\dot{m}_2}{S_{2Z} \cdot \rho_2} [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (4.18)$$

$$u_2 = \frac{2060}{0,594 \cdot 1842,8}$$

$$u_2 = 1,966 [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$$

7.2.3 Výpočet korekčných faktorov

z_2 – tento korekčný faktor zohľadňuje zmenu látkových vlastností v medznej vrstve, vrátane vplyvu smeru tepelného toku a pre kvapaliny platí nasledujúci vzťah, bez ohľadu na smer tepelného toku:

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{2s}}{\eta_2} \right)^{0,14} \quad (4.19)$$

$$z_2 = \left(\frac{0,00112}{0,00122} \right)^{0,14}$$

$$z_2 = 1,04 [-]$$

Kde $a = 1$ pre smer tepelného toku z MP,

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

z_3 -zohľadňuje vplyv obtokových prúdov medzi rúrkovým zväzkom a plášťom výmenníka tepla a odpovedá rovnakému opravnému súčiniteľu (γ_7) ako v prípade prestupu tepla a teda platí: $z_3 = z_7$ (4.21)

Rozdiel je iba v hodnote konštanty c_1 :

$$c_1 = 4,5 \text{ pre } R_{e2} < 100,$$

$$c_1 = 3,7 \text{ pre } R_{e2} \geq 100.$$

$$z_3 = 0,970[-]$$

z_4 - zohľadňuje vplyv skratových prúdov medzi priečkou a plášťom a medzi rúrkami zväzku a otvormi v priečkach a platí pre neho vzťah:

$$z_4 = \exp \left[-1,33 \left(1 + \frac{S_{ps}}{S_{ps} + S_{tp}} \right) \cdot \left(\frac{S_{ps} + S_{tp}}{S_{2z}} \right) \cdot x_{13} \right] \quad (4.22)$$

$$z_4 = \exp \left[-1,33 \left(1 + \frac{0,028}{0,028 + 0,217} \right) \cdot \left(\frac{0,0128 + 0,217}{0,568} \right) \cdot 0,632 \right]$$

$$z_4 = 0,417 [-]$$

Kde pre x_{13} platí vzťah:

$$x_{13} = \left[-0,15 \left(\frac{S_{ps}}{S_{ps} + S_{tp}} \right) + 0,8 \right] \quad (4.23)$$

$$x_{13} = \left[-0,15 \left(\frac{0,028}{0,028 + 0,217} \right) + 0,8 \right]$$

$$x_{13} = 0,632 [-]$$

7.2.4 Tlakové straty trením pri priečnom obtekaní rúrok v neopriečkovanom zväzku (Δp_{tn})

Podobne ako pre opriečkováný priestor platí aj tu vzťah:

$$\Delta p_{tn} = 2 \cdot \lambda_{22} \cdot (n_{rp} + n_{rv}) \cdot \rho_2 \cdot u_2^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_5 \text{ [Pa]} \quad (4.24)$$

$$\Delta p_{tn} = 2 \cdot 0,075 \cdot (50 + 46) \cdot 1842,8 \cdot 1,90^2 \cdot 0,987 \cdot 0,970 \cdot 2$$

$$\Delta p_{tn} = 197170,9 \text{ [Pa]}$$

Kde n_{rv} je počet radov rúrok vo výreze nad priečkou

z_5 -predstavuje korekčný faktor, ktorý zohľadňuje vplyv veľkosti neopriečkovaných priestorov pod hrdlami a platí pre neho vzťah:

$$z_5 = 2 \cdot \left(\frac{2 \cdot t_p}{l_{tn}} \right)^{2-a} \quad (4.25)$$

$$z_5 = 2 \cdot \left(\frac{2 \cdot 0,976}{1,95} \right)^{2-0,2}$$

$$z_5 = 2[-]$$

Kde $a = 1$ pre $Re_2 < 100$ a

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

t_p - je rozteč priečok a l_{tn} je neopriečkovaná dĺžka rúrok.

7.2.5 Tlakové straty trením pri pozdĺžnom a priečnom obtekaní rúrok v neopriečkovanom zväzku (Δp_{tv})

Pre turbulentné prúdenie v MP ($Re_2 > 100$) platí vzťah:

$$\Delta p_{tv} = n_p \cdot \left[(2 + 0,6 \cdot n_{rv}) \cdot \frac{\rho_2 \cdot u_{2v}^2}{2} \right] \cdot z_4 \text{ [Pa]} \quad (4.26)$$

$$\Delta p_{tv} = 7 \cdot \left[(2 + 0,6 \cdot 46) \cdot \frac{1842,2 \cdot 1,922}{2} \right] \cdot 0,417$$

$$\Delta p_{tv} = 294840,2 \text{ [Pa]}$$

u_{2v} -je rýchlosť pracovného média, ktorá je vzťahnutá ku strednému geometrickému priemeru prietokových prierezov S_{2Z} a S_{vZ} podľa vzťahu:

$$u_{2v} = \frac{\dot{m}_2}{\sqrt{S_{2Z} \cdot S_{vZ} \cdot \rho_2}} [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (4.27)$$

$$u_{2v} = \frac{\dot{m}_2}{\sqrt{0,568 \cdot 0,594 \cdot 1842,2}}$$

$$u_{2v} = 1,922 [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$$

S_{vZ} - je prietokový prierez zaplneného priestoru vo výreze nad priečkou a je daný vzťahom:

$$S_{vZ} = S_{vN} - n_{tv} \cdot \frac{\pi \cdot d_2^2}{4} [\text{m}^2] \quad (4.28)$$

$$S_{vZ} = 0,761 - 1524 \cdot \frac{3,1415 \cdot 0,0118^2}{4}$$

$$S_{vZ} = 0,594 [\text{m}^2]$$

S_{2Z} je prietokový prierez zaplneného priestoru medzi jednou roztečou priečok v ose výmenníka a určíme ho zo vzťahu:

$$S_{2Z} = (S_{tS} + \sum S_{tt}) \cdot (t_p - s_p) [\text{m}^2]$$

$$S_{2Z} = (S_{tS} + \sum S_{tt}) \cdot (0,976 - 0,02)$$

$$S_{2Z} = 0,568 [\text{m}^2]$$

S_{vN} - je prierez vo výreze nad priečkou pre zväzok s tesniacimi lištami a platí pre neho vzťah:

$$S_{vN} = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4} \cdot \left(\frac{\varphi_{vS}}{360} - \frac{\sin \varphi_{vS}}{2 \cdot \pi} \right) [\text{m}^2] \quad (4.29)$$

$$S_{vN} = \frac{3,1415 \cdot 1,6637^2}{4} \cdot \left(\frac{141,1}{360} - \frac{\sin 141,1}{2 \cdot 3,1415} \right)$$

$$S_{vN} = 0,761 [\text{m}^2]$$

n_{tv} je počet rúrok vo výreze priečky

n_{rv} - je počet příčně obtekaných řadů rour v výřezu nad příčkou.

8 Závěr

Cieľom tejto diplomovej práce bolo vykonať tepelný výpočet výmenníka tepla s klasickými segmentovými priečkami. Pracovným médium vo výmenníku tepla boli roztavené fluoridové soli, ktoré predstavujú vysoký potenciál agresívneho pracovného prostredia. Predpokladá sa použitie niklovej zliatiny (MONICR) ako konštrukčného materiálu jednotlivých častí výmenníka tepla. Zliatina MONICR má požadované materiálové vlastnosti v rozhraní teplôt, s ktorými bude pracovať výmenník tepla. Zliatina MONICR je technologicky zvládnutá a taktiež splnila potrebné testy aj po radiačnom zaťažení a je teda vhodná pre použitie v takomto prostredí. Ako pracovné médium boli použité fluoridové roztavené soli. Roztavená soľ LiF-NaF-BeF_2 sa preukázala, ako vhodná pre funkciu primárneho chladiva. Sekundárna soľ NaF-NaBF_4 má tiež postačujúce vlastnosti v rozsahu pracovných teplôt výmenníka tepla. Môže tu však nastať problém, ak by bola stanovená požiadavka vyšších pracovných teplôt, kde by dochádzalo k intenzívnemu zvyšovaniu tlaku sýtej pary. V takomto prípade sa zvyšujú požiadavky na konštrukciu výmenníka tepla.

Výpočet navrhovaného výmenníka tepla vychádza z americkej koncepcie výmenníka tepla pre reaktory typu MSR. Môj konkrétny výmenník bol však modifikovaný na typ s klasickými segmentovými priečkami bez stredovej rúrky.

Záverom tejto práce je dôležitá výstupná hodnota, ktorú predstavuje plocha výmeny tepla vo výmenníku tepla. Vypočítaná plocha podľa vzťahu pre súčiniteľ prechodu tepla odpovedá ploche výmeny tepla, ktorá je určená geometricky. Vyplýva z toho fakt, že výmenník tepla bude dosahovať požadovaného výkonu pri danom prevedení.

Samotný výpočet obsahuje tiež kontrolný výpočet prostredníctvom metódy $\varepsilon - NTU$, kde výstupná požadovaná hodnota je výkon výmenníka tepla, ktorý je identický s výkonom zadaným. Z toho vyplýva, že riešenie je správne.

Koncepcia tohto výmenníka je zameraná na tepelný výpočet, takže pevnostný výpočet konštrukcie je určený pre potenciálnych riešiteľov tejto koncepcie v oblasti pružnosti a pevnosti.

Zoznam použitej literatúry

- [1] <http://www.jess.sk/sk/home/o-jadrovej-energetike/historia-jadrovej-energetiky-vo-svete>
- [2] MACOUN, J. Atomovývek začal před 70 roky. reaktoremzedřeva. In: *Technet.cz*.
- [3] BRENNER, O., CIZNER, J., KASL, J., JANDOVÁ, D. Korozníodolnost niklových slitin v prostředí roztavených fluoridových solí In *Metal 2008*, Hradec nad Moravicí,2008.
- [4] MATEJKA P,*Mikrostruktura a vlastnosti niklové superslitinyMoNiCr*, Plzeň: Diplomová práce KMSM ZCU,2009.
- [5] MLČÚCH A., *Jaderné reaktory 4. Generácie*, Brno: Bakalárska práca 2012.
- [6] http://hp.ukf.cas.cz/Wagner/popclan/transmutace/solne_reaktory.htm.
- [7] HOSNEDL, P., BLAHUT, O., JAKŠ, R. a kol.: *Experimentálniověřeni vybraných variant transmutačnitechologie a vydánipodkladů pro projektovánizákladních komponent demonstračního reaktoru LA-10*. 2003.
- [8] STEHLÍK .P, KOHOUTEK J., NĚMČANSKÝ J. *Tepelné pochody Výpočet výměníku tepla*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 1991.
- [9] VALENTA V. *Návrh vhodné směsi fluoridových solí pro trasmutor PuF₃ a vyšších aktinidů*. Praha: Ústav jaderné fyziky Řež, 2005.
- [10] ION, Sue. Theworld'snuclearfuture - built on materialsuccess. *ContemporaryPhysics*[online]. 2010, roč. 51, č. 4, s. 349-364 [cit. 2012-05-21]. ISSN 0010-7514. DOI: 10.1080/00107514.2010.487326.
- [11] ŠESTÁK, J. *Tepelné pochody II*. Praha: ČVUT, 2000.
- [12] SOHALM. S., EBNER M. A., SABARWALL P., SHARPE P. *EngineeringDatabase of LiquidSaltThermophysical and ThermochemicalProperties*. Idaho: Idaho National Laboratory Idaho Falls, 2010.
- [13] Valenta V.: Podklady pro projektové zadánítransmutoru vyšších aktinidů na bázi fluoridových, Report NPI ASCS Řež, TECH-03/2003 (66 stran).
- [14] PLUHAŘ,J., BENEŠ,V., MACEK,K. *Fyzikální metalurgie a mezní stavy materiálu*, ČVUT, Praha,1981.
- [15] THE GENERATION IV INTERNATIONAL FORUM. *A TechnologyRoadmapforGeneration IV Nuclear Energy Systems* [online]. 2002 [cit. 2012-05-21].
- [16] BENEŠ, O., CABET, C., DEPLECH, S., *et all. Review report on liquidsaltsforvariousapplication*. In Alisia-deliverable-d50_V4, 2009.
- [17] NOVIKOV,V.M.,IGNATIEV,V.,FEDULOV,V.I.,CEREDNIKOV,V.N.*Židkosole vyeJaEU:Perspektivy i problemy*. Moskva: Energoizdat, 1990.
- [18] GENERAL ENGINEERING AND CONSTRUCTION DIVISION *Design study of heat-exchangesystemforone MSBR concept*. Oakridgenationallaboratory, 1967.

- [19] HEWITT G.F., SHIRES G.L., BOTT T.R., *Shell and tube heatexchangers*. New York: CRC Press, BocaRaton, 1994.
- [20] DAVIS,C.B. *Implenentation of MoltenSaltPropertiesinto RELAP5-3D/ATHENA*. IdahoNational Engineering and EnvironmentalLaboratory Idaho Falls, Idaho, 2005.
- [21] INCROPERA, DeWITT, BERGMAN, LAVINE, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer, sixthedition*.
- [22] SAMUEL,D. *MoltenSaltCoolantsrorHighTemperatureReactors, A literaturesummary of R&D activites and challenges*. Intern, NEPT-TDS/INPRO.IAEA,2009.
- [23] SKÁLOVÁ, J., KOVAŘÍK,R.,BENEDIKT,V. *Základní zkoušky kovových materiálů*, Plzeň, 1990.
- [24] TALLACKSON J. R. *Thermalradiation transfer of afterheat in MSBR heatexchangers*. Oakridgenationallaboratory, 1971.
- [25] SUCHOPÁR, M. *Príprava měření vlastností neutronového pole v okolí solného kanálu umístěného v aktivní zóne reaktoru LR-0 pomocí neutráonové aktivační analýzy*. Praha: Diplomová práce FJFI CVUT,2010.
- [26] Gen IV conceptsidentifiedfor R&D. Nuclear News, November 2002.
- [27] V. Valenta: Safetyaspectsfor MSR. Report NPI ASCR Řež, TECH-04 (2003).
- [28] D.T.Inrersoll at all: Status of Preconceptual Design of theAdvancedHigh-TemperatureReactor(ATHR). ORNL/TM-2004/14.
- [29] WILLIAMS, D.F. *Assessment of CandidateMoltenSaltCoolantsforthe NGNP/NHI Heat-Transfer-Loop*. OakRidge: OakRidge National Laboratory, 2006.
- [30] P.N. Haubenreich, J. R. Engel: ExperiencewiththeMoltenSaltReactor Experiment. Nucl.Appl.Technol.1970, Vol.8,N2,P. 107-140.
- [31] LINHART, J.: *Termomechanika – stručné učební texty*. Plzeň: ZČU.
- [32] JÍLEK, J.: *Návrh výměníku tepla, Bakalářská práce*. Plzeň: ZČU – KKE, 2012.

Zoznam príloh

Príloha 1: Technický výkres č.01 – Formát A3

Príloha 2: Technický výkres č.02 – Formát A3

Príloha 3: CD médium – diplomová práca v elektronickej podobe.